Alessandro Roger Rodrigues

**ESTUDO DA GEOMETRIA DE ARESTAS DE
CORTE APLICADAS EM USINAGEM COM
ALTAS VELOCIDADES DE CORTE**

Tese apresentada à Escola de
Engenharia de São Carlos, da
Universidade de São Paulo, como parte
dos requisitos para a obtenção do Título
de Doutor em Engenharia Mecânica.

ORIENTADOR: Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho

São Carlos

2005

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

R696e Rodrigues, Alessandro Roger
 Estudo da geometria de arestas de corte aplicadas em
usinagem com altas velocidades de corte / Alessandro
Roger Rodrigues. -- São Carlos, 2005.

 Tese (Doutorado) -- Escola de Engenharia de São
Carlos-Universidade de São Paulo, 2005.
 Área : Engenharia Mecânica.
 Orientador: Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho.

 1. Energia específica. 2. Geometria de arestas de
corte. 3. Formação de cavaco. 4. Alta velocidade de
corte. 5. Ensaio Charpy instrumentado. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **ALESSANDRO ROGER RODRIGUES**

Tese defendida e julgada em 22-03-2005 perante a Comissão Julgadora:

Prof. Associado REGINALDO TEIXEIRA COELHO (Orientador) (Escola de Engenharia de São Carlos/USP)	<u>APROVADO</u>
Prof. Titular JOÃO FERNANDO GOMES DE OLIVEIRA (Escola de Engenharia de São Carlos/USP)	<u>APROVADO</u>
Prof. Titular ROSALVO THIAGO RUFFINO (Escola de Engenharia de São Carlos/USP)	<u>APROVADO</u>
Prof. Dr.-Ing. KLAUS SCHÜTZER (Universidade Metodista de Piracicaba/UNIMEP)	<u>APROVADO</u>
Prof. Dr. HIDEKASU MATSUMOTO (UNESP/Ilha Solteira)	<u>APROVADO</u>

Prof. Associado **JONAS DE CARVALHO**
Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia
Mecânica

Profª. Titular **MARIA DO CARMO CALIJURI**
Presidente da Comissão de Pós-Graduação

DEDICATÓRIA

*Aos meus pais Omir e Mathilde pela educação a mim atribuída,
ao meu irmão Roger pelo respeito mútuo,
à minha esposa Ana Paula pela compreensão nos inúmeros momentos de ausência.*

AGRADECIMENTOS

A Deus por abençoar-me com saúde para alcançar este privilégio.

Ao Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho por aceitar-me como orientado, pela confiança em mim depositada e pela plena e competente orientação ao longo desses 4 anos.

Ao Prof. Dr. João Fernando Gomes de Oliveira pela colaboração, acompanhamento e sugestões valorosas durante a prática dos ensaios de laboratório.

Aos docentes Prof. Dr. Benedito Di Giacomo, Prof. Dr. Hidekasu Matsumoto, Prof. Dr. Jaime Duduch, Prof. Dr.-Ing. Klaus Schützer, Prof. Dr. Luiz Eduardo Sanchez, Prof. Dr. Renato Jasinevicius, Prof. Dr. Rosalvo Ruffino e Prof. Dr. Waldek Bose Filho pela colaboração.

Aos amigos Carlos Magno de Oliveira Valente e Fábio Ferraz Júnior pelo essencial auxílio no projeto e instalação do sistema de aquisição de sinais da máquina Charpy.

Ao amigo Ronaldo de Oliveira Martins pela grande ajuda no projeto e fabricação dos dispositivos utilizados na máquina de ensaio Charpy.

À Irene Migliato Libardi pela competência no trato dos assuntos administrativos relativos a esta pesquisa.

Aos técnicos Adolfo, Ariel, Adão, Agno, Botelho, Helena, Hélio, José Carlos, José Luís, José Roberto, Luchesi, Luis, Militão e Oscar pela ajuda nas fases experimentais.

Aos chefes de oficina Penazzi (EESC) e Carlinhos (IFSC) pelos diversos auxílios prestados ao longo do trabalho experimental.

Às secretárias da Pós-Graduação e do Departamento de Engenharia Mecânica.

Aos amigos Adriano Fagali, Aldo Braghini, Aldo Ometto, Américo, Alexandre, Carlos Elias, Cristiane, Daniel, Demian, Elias, Emanuel, Eraldo, Fabrício, Fernandinho, Francis, Giuliano, Henrique, Helder, Hugo, Jalon, Leonardo, Lincoln, Luciana, Luciano, Luis Henrique, Marcelinho, Marcelo Biffi, Otavio, Paião, Paulinho, Paulo Eduardo, Renato, Ricardo Arai, Salete, Tadeu, Thiago, Tobias e Vinicius pelo agradável convívio.

À FAPESP pelo financiamento do projeto de pesquisa e bolsa concedida.

A todos aqueles que de alguma maneira contribuíram para concretização deste trabalho e que por ventura possa ter despercebidamente esquecido de citar.

EPÍGRAFE

*“Uma inteligência modesta aliada a muito trabalho
freqüentemente pode mais que uma inteligência brilhante e vadia”.*

Paulo Boulos e Ivan de Camargo

RESUMO

RODRIGUES, A. R. (2005). *Estudo da geometria de arestas de corte aplicadas em usinagem com altas velocidades de corte*. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. São Carlos, 2005.

Trata do estudo experimental da energia específica de corte e sua relação com parâmetros de usinagem, características geométricas e tribológicas das ferramentas, e material da peça usinada. Dentre as variáveis investigadas são destaques a profundidade de usinagem, velocidade de corte, raio de ponta, geometria de quebra-cavaco, tipo de revestimento das ferramentas, dureza, microestrutura e composição química do material da peça. Os seguintes materiais foram empregados nos ensaios: aços SAE 1213, 1020, 1045, ASTM H13 recozido e temperado, e liga de alumínio 2024. As medições de energia específica foram realizadas em uma máquina Charpy instrumentada por meio de um dinamômetro piezelétrico e um encoder ótico rotacional. Vários resultados puderam ser comparados aos obtidos em torno e centro de usinagem CNC devidamente instrumentados. Testes na condição HSM foram implementados nas máquinas-ferramentas. Todas as variáveis pesquisadas mostraram exercer influência sobre a energia específica. O aumento da profundidade de usinagem em 2,3 vezes causou diminuição da energia específica em 21%, na usinagem da liga de alumínio 2024. A elevação da velocidade de corte em torno de 70% conduziu a uma queda da energia específica de 24% para o aço SAE 1020. A geometria da ferramenta influiu mais decisivamente na energia específica sob velocidades de corte convencionais que na condição HSM. Pequenas variações na geometria do quebra-cavaco dos insertos causaram diminuição da energia específica de até 29%, para velocidade de corte convencional, e de 14% para HSM, na usinagem do aço H13 temperado. Diversos resultados de energia específica de corte medidos pelo ensaio Charpy proposto por este trabalho apresentaram boa concordância com os valores equivalentes fornecidos pela literatura científica.

Palavras-chave: energia específica, geometria de arestas de corte, formação de cavaco, alta velocidade de corte, ensaio Charpy instrumentado.

ABSTRACT

RODRIGUES, A. R. (2005). *Study of cutting edge geometry applied in high speed machining*. PhD. Thesis - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2005.

This thesis presents an experimental study about the specific cutting energy and its relation with cutting parameters, geometrical and tribological characteristics of tools, and workpiece material. Depth of cut, cutting speed, tool nose radius, chip-breaker geometry, tool coating, hardness, microstructure and chemical composition of the workpiece material are some investigated variables. The following workpiece materials were tested: SAE 1213, 1020, 1045, annealed and tempered ASTM H13 steels, and 2024 aluminum alloy. The specific cutting energy values were measured by using a Charpy machine instrumented through piezoelectric dynamometer and incremental optical encoder. Several results could be compared to ones from instrumented CNC lathe and machining center. Tests under HSM condition were carried out in machine-tools. All researched variables have influence over specific cutting energy. The depth of cut rise in 2.3x caused a decrease of specific cutting energy around 21% when machining 2024 aluminum alloy. The elevation of the cutting speed about 70% led to reduction of specific cutting energy around 24% when machining SAE 1020 steel. The tool geometry present more influence on specific cutting energy under conventional cutting speed than at high speed cutting. Small variations of tool chip-breaker geometries caused diminution of the specific cutting energy up to 29% for conventional cutting speed, and 14% on average for HSM condition when machining tempered ASTM H13 steel. Various specific cutting energy results obtained from the Charpy test proposed by this work presented a good concordance with equivalent ones provided by scientific literature.

Keywords: specific cutting energy; cutting edge geometry, chip formation, high speed machining, instrumented Charpy test.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 2.1 - Velocidades de corte para HSM de vários materiais. Definição das regiões convencionais, de transição e de alta velocidade de corte.....	7
Figura 2.2 - Distinção entre alta performance de corte (HPC) e alta velocidade de corte (HSC).	12
Figura 2.3 - Futuro desenvolvimento de substratos para aplicação em ferramentas de corte.....	16
Figura 2.4 - Principais modificações feitas nos insertos quadrados para ensaios com medição de temperatura e força de corte no torneamento de Inconel 718 com insertos de cerâmica e PCBN.....	19
Figura 2.5 - Formatos das ferramentas de corte em ensaios de torneamento do aço SAE 1045.	21
Figura 2.6 - Esquema teórico da cunha cortante da ferramenta de corte durante a remoção de cavaco.	25
Figura 2.7 - Zona de cisalhamento primária e secundária na peça durante a usinagem.	26
Figura 2.8 - Definição do grau de segmentação do cavaco G_s	32
Figura 2.9 - Três formas de energia específica encontradas em retificação.	40
Figura 2.10 - Esquema de um grão abrasivo com área plana desgastada removendo um cavaco.	43
Figura 2.11 - Energia específica <i>versus</i> taxa de remoção volumétrica por unidade de largura do rebolo. Fonte: Malkin (1989).....	44
Figura 2.12 - Energia específica de corte <i>versus</i> energia específica de fusão de certos materiais.	47
Figura 2.13 - Efeito da composição e dureza da peça na energia específica para o torneamento.....	51
Figura 2.14 - Componentes da força de usinagem em função do ângulo de saída e de posição da ferramenta de corte.....	53
Figura 2.15 - Influência do ângulo de posição da ferramenta nos valores de u	55

Figura 2.16 - Efeito do raio de ponta da ferramenta na potência requerida no torneamento. Profundidade de corte de 2,54 mm e avanço de 0,318 mm/rot.....	56
Figura 2.17 - Efeito do desgaste de flanco na força de corte.....	56
Figura 2.18 - Variação da energia específica de corte com a profundidade de usinagem.....	57
Figura 2.19 - Variação da energia específica de corte com o avanço segundo AWF 158.....	58
Figura 2.20 - Energia específica de corte para vários materiais e operações de usinagem em função da espessura de corte h	59
Figura 2.21 - Relação entre energia específica de corte e área da seção de corte para vários materiais.....	60
Figura 2.22 - Comportamento da energia específica com a velocidade de corte.....	61
Figura 2.23 - Energia específica de corte em função da velocidade de corte para diferentes materiais.....	62
Figura 2.24 - Energia específica <i>versus</i> velocidade de corte para um aço de médio teor de carbono.....	62
Figura 2.25 - Influência da velocidade de corte, ângulo de saída da ferramenta e dureza da peça na energia específica.....	64
Figura 2.26 - Energia específica <i>versus</i> espessura de corte para diferentes operações de usinagem.....	64
Figura 2.27 - Energia específica de corte em função do avanço obtida por diferentes pesquisadores.....	67
Figura 2.28 - Energia específica em função da espessura de corte h	69
Figura 2.29 - Energia específica em função da espessura de corte h na escala dilogarítmica.....	69
Figura 2.30 - Regiões de contato entre a ferramenta e a peça. F_r é a força resultante, F_c é a força requerida para remoção de cavaco e F_p é a força de deformação....	71
Figura 2.31 - Efeito da espessura de corte na energia específica.....	72
Figura 2.32 - Energia específica em função da espessura de corte no torneamento de aço endurecido.....	74
Figura 2.33 - Máquina de esclerometria pendular utilizada na análise da energia específica do aço SAE 8640 com aplicação de diferentes fluidos de corte.....	78

Figura 2.34 - Aspectos dinâmicos dos ensaios mecânicos.	82
Figura 2.35 - Resultado típico do ensaio Charpy clássico.	83
Figura 2.36 - Corpo-de-prova Charpy normalizado pela ASTM E-23.	84
Figura 2.37 - Esquema do pêndulo de Leyensetter.	86
Figura 2.38 - Esquema do pêndulo de Ehrenreich.	88
Figura 2.39 - k_s versus a_p obtido pelo pêndulo de Ehrenreich.	89
Figura 3.1 - Máquina de ensaio Charpy instrumentada para a medida da energia específica de corte. Os detalhes das ferramentas, encoder ótico rotacional e dinamômetro estão em destaque.	95
Figura 3.2 - Sistema de aquisição de sinais para a medida da energia específica na máquina Charpy.	97
Figura 3.3 - Banco de ensaio montado no torno CNC e sistema de aquisição de sinais empregado. Detalhes da fixação do corpo-de-prova e do dinamômetro estão ampliados.	98
Figura 3.4 - Banco de ensaio montado no centro de usinagem CNC e sistema de aquisição de sinais empregado. Detalhes da fixação do corpo-de-prova e do dinamômetro estão em evidência.	99
Figura 3.5 - Desenho mecânico dos corpos-de-prova ensaiados na máquina Charpy instrumentada. Um detalhe de uma amostra real de alumínio ensaiada é mostrado em destaque.	102
Figura 3.6 - Desenho mecânico dos corpos-de-prova ensaiados no torno CNC. Um detalhe de uma amostra de alumínio real é mostrado em destaque.	104
Figura 3.7 - Geometrias de quebra-cavaco dos inserts adotadas nos ensaios.	106
Figura 4.1 - Efeito da profundidade de usinagem na energia específica de corte da liga de alumínio 2024 para as três máquinas.	112
Figura 4.2 - Efeito da velocidade de corte na energia específica. Foram ensaiados (a) alumínio 2024 e (b) aço SAE 1020 tanto na máquina Charpy como no centro de usinagem CNC.	114
Figura 4.3 - Efeito da velocidade de corte na energia específica. Os ensaios foram realizados em alumínio 2024 no torno CNC.	115
Figura 4.4 - Efeito da área da seção de corte na energia específica.	117

Figura 4.5 - Efeito do raio de ponta do inserto na energia específica de corte medida no ensaio Charpy e nas operações de torneamento e fresamento CNC.....	118
Figura 4.6 - Análise dos efeitos isolados que constituem a energia específica de corte quando se varia o raio de ponta da ferramenta e mantém constante a profundidade de usinagem no torneamento.....	119
Figura 4.7 - Resultados da influência da geometria do quebra-cavaco das ferramentas de corte na energia específica de formação de cavaco. Os ensaios foram realizados na máquina Charpy e no centro de usinagem CNC, em corpos-de-prova de aço ASTM H13 recozidos.....	121
Figura 4.8 - Efeito da aplicação de revestimento na energia específica de corte para o ensaio Charpy, torneamento e fresamento CNC.....	122
Figura 4.9 - Inserto revestido SNMA KR GC3015 revelando marcas de aderência provenientes da usinagem da liga de alumínio 2024 na máquina de ensaio Charpy.....	124
Figura 4.10 - Desgastes avaliados em alguns ensaios com aço ASTM H13 temperado realizados na máquina de ensaio Charpy instrumentada (inserto SNMG QM GC235).....	125
Figura 4.11 - Influência dos elementos de liga e dureza do material usinado na energia específica.....	126
Figura 4.12 - Comparação de valores da energia específica para a liga de alumínio 2024 entre diversos pesquisadores.....	128
Figura 4.13 - Cavacos espirais do alumínio 2024 produzidos na máquina Charpy.	129
Figura 4.14 - Cavacos espirais dos aços (a) ASTM H13 temperado e (b) SAE 1020.	130
Figura 4.15 - Cavacos contínuos obtidos nos testes com alumínio 2024 na máquina Charpy.....	130
Figura 4.16 - Cavacos de cisalhamento obtidos pela máquina Charpy nos testes em alumínio 2024.	131
Figura 4.17 - Cavacos gerados no ensaio Charpy. Tipo (a) contínuo obtido do aço SAE 1020 e (b) de cisalhamento proveniente do aço ASTM H13 temperado. .	131
Figura 4.18 - Efeito de escala observado no ensaio Charpy para o alumínio 2024.	133

Figura 4.19 - Verificação do efeito de escala com resultados obtidos no centro de usinagem e no torno CNC, considerando as mesmas condições de ensaio da liga de alumínio 2024.....	134
Figura 4.20 - Efeito de escala adotando o método da parametrização dos resultados medidos na máquina Charpy ensaiando a liga de alumínio 2024.....	135
Figura 4.21 - Efeito de escala adotando o método da parametrização dos resultados medidos no torno e no centro de usinagem CNC ao ensaiar a liga de alumínio 2024.....	136
Figura 4.22 - Efeito de escala adotando o método da parametrização no eixo y para os ensaios realizados na máquina Charpy em alumínio 2024.....	137
Figura 4.23 - Efeito de escala adotando o método da parametrização no eixo y para os ensaios realizados no centro de usinagem CNC ao ensaiar a liga de alumínio 2024.....	138
Figura 4.24 - Variação da energia específica com a área da seção de corte para ensaios realizados na máquina Charpy em alumínio 2024.	141
Figura 4.25 - Modelo de Kienzle aplicado nos resultados de energia específica de corte extraídos da máquina Charpy em ensaios realizados com corpos-de-prova da liga de alumínio 2024.....	141
Figura 4.26 - Análise gráfica dos efeitos principais da ANOVA sobre os resultados do ensaio Charpy em corpos-de-prova de alumínio 2024.....	143
Figura 4.27 - Resultados da influência da geometria do quebra-cavaco das ferramentas de corte na energia específica de formação de cavaco sob velocidade de corte convencional e HSM. Os ensaios foram realizados no centro de usinagem CNC em corpos-de-prova de aço ASTM H13 temperados.	148
Figura 4.28 - Tendência geral observada entre a energia específica de corte e a geometria de quebra-cavaco nos ensaios realizados no campo de velocidade convencional e HSM.....	149
Figura 4.29 - Força de corte em função da velocidade de corte nos campos convencional e HSM. Os ensaios foram feitos no centro de usinagem CNC em corpos-de-prova de aço ASTM H13 temperado.	150

Figura 4.30 - Energia específica de corte medida na usinagem do aço ASTM H13 temperado. Os testes foram feitos no centro de usinagem CNC utilizando ferramenta de cerâmica e PCBN.....	151
Figura 4.31 - Relação entre energia específica e rugosidade na usinagem do aço ASTM H13 temperado. Os ensaios foram feitos no centro de usinagem CNC com insertos de cerâmica e PCBN.....	152
Figura 4.32 - Influência da geometria das ferramentas de corte no acabamento superficial do aço ASTM H13 temperado, usinado no centro de usinagem CNC.	153
Figura 4.33 - Análise por microscopia ótica da superfície do corpo-de-prova usinado no centro de usinagem CNC, ilustrando a diferença entre rugosidades superficiais geradas por (a) insertos intactos e (b) insertos com perda do revestimento de TiN.	154
Figura 4.34 - Cavacos removidos dos corpos-de-prova de alumínio 2024 no centro de usinagem CNC. Foram testadas as ferramentas com raio de ponta (a) 1,2 mm e (b) 1,6 mm.....	156
Figura 4.35 - Cavacos extraídos dos corpos-de-prova de aço temperado ASTM H13 testados no centro de usinagem CNC. Foram aplicadas as velocidades de corte (a) 50 m/min e (b) 400 m/min.	157
Figura 4.36 - Cavacos removidos dos corpos-de-prova de aço recozido ASTM H13 testados no centro de usinagem CNC. Foram utilizadas os insertos (a) SCMT PM GC4025 e SNMG PM GC4015.	158
Figura 4.37 - Cavacos extraídos dos corpos-de-prova de aço recozido ASTM H13 testados no centro de usinagem CNC. Foram utilizadas as ferramentas (a) SCMT PM GC4025 e (b) SNMG PM GC4015.....	159

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Vantagens e limitações da aplicação da técnica HSM.....	10
Tabela 2.2 - Valores de energia específica para vários materiais.	48
Tabela 2.3 - Energia específica para vários materiais de durezas diferentes.....	49
Tabela 2.4 - Energia específica de corte medida em torneamento para vários materiais.....	50
Tabela 2.5 - Influência do ângulo de saída da ferramenta na energia específica de corte.....	54
Tabela 2.6 - Influência da espessura de corte na energia específica de corte.....	60
Tabela 2.7 - Influência da velocidade de corte na energia específica de corte.....	63
Tabela 2.8 - Energia específica de diversos materiais da peça para usinagem com ferramentas de geometria definida.....	65
Tabela 2.9 - Energia específica de diferentes materiais da peça para retificação.....	65
Tabela 2.10 - Energia específica de corte para um aço de médio teor de carbono....	73
Tabela 3.1 - Fatores de controle e os níveis adotados no ensaio pendular.	92
Tabela 3.2 - Descrição das variáveis fixadas, pesquisadas e réplicas empregadas em todos os ensaios executados na máquina Charpy instrumentada, torno e centro de usinagem CNC.....	93
Tabela 3.3 - Equipamentos utilizados no banco de ensaios da máquina Charpy instrumentada.....	96
Tabela 3.4 - Equipamentos utilizados no banco de ensaio do torno CNC.....	97
Tabela 3.5 - Equipamentos utilizados no banco de ensaio do centro de usinagem CNC.....	99
Tabela 3.6 - Materiais dos corpos-de-prova usados nos ensaios de energia específica de corte.....	100
Tabela 3.7 - Composição química dos corpos-de-prova empregados nos ensaios (% em peso).	101
Tabela 3.8 - Especificações técnicas dos insertos usados no trabalho e as identificações das máquinas nas quais eles foram testados.	105

Tabela 4.1 - Comparação da energia específica de corte para os aços SAE 1213, 1020, 1045, ASTM H13 recozido e temperado [J/mm ³].	128
Tabela 4.2 - Quadro ANOVA sobre a resposta energia específica de corte. Os testes foram realizados na máquina de ensaio Charpy em corpos-de-prova de alumínio 2024.....	143
Tabela 4.3 - Análise das interações das variáveis de entrada sobre a resposta energia específica de corte para os resultados do alumínio 2024 ensaiado na máquina Charpy.....	146

LISTA DE SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	Instituto Americano do Aço e Ferro
ANOVA	Análise de Variância
ASME	Sociedade Americana de Engenharia Mecânica
ASTM	Sociedade Americana para Testes de Materiais
AWF	Associação de Produção Econômica da Alemanha
CAD	Projeto Auxiliado por Computador
CAM	Manufatura Auxiliada por Computador
CBN	Nitreto de Boro Cúbico
CERMET	Ferramenta de corte a base de cerâmica e metal
CNC	Comando Numérico Computadorizado
CVD	Deposição química de vapor
FFT	Transformada Rápida de Fourier
HPC	Alta Performance de Corte
HRc	Dureza na escala Rockwell C
HSC/ HSM	Alta Velocidade de Corte
ISO	Organização de Normalização Internacional
PCD	Diamante policristalino
PTW	Instituto de Gestão da Produção, Tecnologia e Máquinas-Ferramentas
PVD	Deposição física de vapor
SAE	Sociedade dos Engenheiros Americanos
TiN	Carboneto de titânio
Ti(C,N)	Carbonitreto de titânio
TiN	Nitreto de titânio
TiAlN	Nitreto de alumínio-titânio
ZAT	Zona Afetada Termicamente

LISTA DE SÍMBOLOS

LETRAS ROMANAS MAIÚSCULAS

A_c	Área da seção de corte [mm^2]
E_{at}	Energia de atrito do pêndulo com o ar e com os mancais de seu eixo [J]
E_{charpy}	Energia medida na máquina Charpy instrumentada [J]
D	Diâmetro do corpo-de-prova no ensaio de torneamento [mm]
F_c	Força de corte [N]
$\bar{F}_c$	Força de corte média [N]
F_f	Força de avanço [N]
F_m	Força de quantidade de movimento [N]
F_p	Força passiva [N]
$F_{p'}$	Força de deformação [N]
F_r	Força resultante [N]
F_r'	Força requerida para remoção de cavaco [N]
F_s	Força de cisalhamento [N]
F_T	Força de atrito entre cavaco e superfície de saída [N]
$F_{t,c}$	Força tangencial de corte [N]
F_x	Força na direção x do dinamômetro piezelétrico [N]
$\bar{F}_x$	Força média na direção x do dinamômetro piezelétrico [N]
F_y	Força na direção y do dinamômetro piezelétrico [N]
F_z	Força na direção z do dinamômetro piezelétrico [N]
G	Índice de esbeltez [rot]
G_s	Grau de segmentação do cavaco [-]
L	Largura do corpo-de-prova usado no ensaio de torneamento [mm]
P_h	Passo da hélice [mm]
R_c	Grau de recalque [-]
T	Energia de superfície do material [J/mm^2]

LETRAS ROMANAS MINÚSCULAS

a	Primeiro ângulo de descida do pêndulo [°]
a _p	Profundidade de usinagem [mm]
b	Largura de corte [mm]
b'	Décimo primeiro ângulo de subida do pêndulo [°]
f	Avanço [mm/rot]
g	Aceleração da gravidade [m/s ²]
h	Espessura de corte [mm]
h'	Espessura do cavaco [mm]
h ₁	Altura atingida pelo pêndulo sem remoção de cavaco [m]
h ₂	Altura atingida pelo pêndulo com remoção de cavaco [m]
k _s	Pressão específica de corte [N/m ²]
l _c	Comprimento usinado [mm]
m	Massa do pêndulo Charpy [kg]
n	Rotação [rpm]
r	Raio de giração do pêndulo Charpy [m]
r _e	Raio de ponta da ferramenta de corte [mm]
t _c	tempo de corte [s]
u	Energia específica de corte [J/mm ³]
u _a	Energia específica devido à formação de superfícies [J/mm ³]
u _{ch}	Energia específica de formação de cavaco [J/mm ³]
u _f	Energia específica devido ao atrito [J/mm ³]
u _m	Energia específica devido à quantidade de movimento [J/mm ³]
u _{pl}	Energia específica devido à deformação lateral (riscamento) [J/mm ³]
u _s	Energia específica devido ao cisalhamento [J/mm ³]
u _{sl}	Energia específica de deslizamento [J/mm ³]
v _c	Velocidade de corte [m/min]
v _{cav}	Velocidade do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta [m/min]
v _s	Velocidade do rebolo [m/s]

v_w	Velocidade da peça [m/min]
v_z	Velocidade de cisalhamento [m/s]

LETRAS GREGAS

α	Ângulo de folga [°]
γ	Ângulo de saída [°]
β	Ângulo de cunha da ferramenta [°]
β_h	Ângulo de hélice [°]
δ	Deformação de cisalhamento [-]
Δh	Diferença de altura do pêndulo Charpy [m]
$\Delta \phi$	Diferença de ângulo do pêndulo Charpy [°]
Δm	Perda de massa do corpo-de-prova (massa do cavaco) [kg]
λ	Ângulo de inclinação [°]
ρ	Massa específica [kg/m ³]
σ	Tensão de compressão [MPa]
τ_r	Tensão de ruptura ao cisalhamento [MPa]
ϕ	Ângulo de cisalhamento [°]
ϕ_{cc}	Ângulo percorrido pelo pêndulo Charpy com remoção de cavaco [°]
ϕ_{sc}	Ângulo percorrido pelo pêndulo Charpy sem remoção de cavaco [°]
χ	Ângulo de posição [°]

SUMÁRIO

RESUMO	vi
ABSTRACT	vii
1 INTRODUÇÃO	1
1.1 Objetivos.....	3
1.2 Estrutura do trabalho	3
2 REVISÃO DA LITERATURA	5
2.1 Usinagem com Alta Velocidade de Corte	5
2.2 Ferramentas de Corte.....	14
2.3 Mecanismo de Formação de Cavaco sob Velocidade de Corte Convencional	23
2.4 Mecanismo de Formação de Cavaco em HSM	31
2.5 Energia Específica de Corte em Operações de Usinagem.....	34
2.5.1 Componentes da energia específica de corte	37
2.5.2 Fatores que influem a energia específica de corte	47
2.5.3 Métodos de cálculo da energia específica de corte.....	66
2.5.4 Efeito de escala (size effect).....	70
2.5.5 Apresentação de alguns resultados da literatura	74
2.6 Ensaios de usinabilidade.....	79
3 MATERIAIS E MÉTODOS.....	90
3.1 Planejamento experimental	90
3.2 Bancos de ensaios.....	95
3.3 Corpos-de-prova	100
3.4 Ferramentas de corte.....	104
3.5 Procedimentos de execução dos testes	106
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES	111
4.1 Influência dos parâmetros de corte na energia específica	111
4.1.1 Profundidade de usinagem	111
4.1.2 Velocidade de corte	113
4.1.3 Área da seção de corte.....	115
4.2 Influência das características da ferramenta de corte	117
4.2.1 Raio de ponta.....	118

4.2.2	Geometria do quebra-cavaco	120
4.2.3	Revestimento	122
4.2.4	Microscopia eletrônica de varredura dos insertos	123
4.3	Influência do tipo de material usinado	125
4.3.1	Análise baseada na dureza e elementos de liga	126
4.3.2	Microscopia eletrônica de varredura dos cavacos	128
4.4	Verificação do efeito de escala (size effect)	132
4.4.1	Apresentação tradicional da literatura	132
4.4.2	Apresentação proposta por este trabalho	134
4.4.3	Aplicação do modelo de Kienzle.....	140
4.5	Avaliação estatística dos resultados (ANOVA)	142
4.5.1	Análise dos efeitos principais.....	142
4.5.2	Análise das interações entre os fatores de controle	145
4.6	Avaliação da energia específica no campo HSM	147
4.6.1	Geometria do quebra-cavaco	147
4.6.2	Comportamento das ferramentas de cerâmica e PCBN.....	150
4.6.3	Estudo dos efeitos na rugosidade das amostras	153
4.6.4	Microscopia eletrônica de varredura dos cavacos	155
5	CONCLUSÕES	160
5.1	Recomendações para trabalhos futuros	163
6	REFERÊNCIAS	164
6.1	Bibliografia Citada	164
6.2	Bibliografia Consultada.....	174
APÊNDICE A - PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL		177
APÊNDICE B - AVALIAÇÃO DA MÁQUINA CHARPY		181
APÊNDICE C - MÉTODOS DE CÁLCULO DA ENERGIA ESPECÍFICA..		193
APÊNDICE D - ROTINAS COMPUTACIONAIS		199
APÊNDICE E - DISPOSITIVOS E ACESSÓRIOS.....		209

1 INTRODUÇÃO

As pesquisas em processos de fabricação com remoção de cavaco têm sua grande importância no fato de que estes representam a classe mais largamente empregada dentro da cadeia de fabricação de produtos mecânicos no industrializado mundo moderno. O seu impacto econômico é bastante significativo, uma vez que representam mais de 15% do valor total de todos os produtos industrializados, quer sejam ou não mecânicos (Merchant, 1998).

Segundo Trent apud Machado e Silva (1999), a usinagem transforma em cavacos algo em torno de 10% de toda a produção de metais e emprega dezenas de milhares de pessoas. A demanda por pesquisas nesta área surge em razão dos desafios enfrentados pelas indústrias quanto à produtividade, qualidade, flexibilidade e compatibilidade com o meio ambiente.

Como resultado dos recentes avanços na tecnologia de fabricação de materiais para ferramentas de corte, principalmente a produção de cerâmicas (nitretos de silício) e de nitreto de boro cúbico policristalino (PCBN), assim como avanços no projeto de máquinas-ferramentas, a usinagem tem sido realizada com valores de velocidade de corte e de avanço cada vez maiores (Dewes e Aspinwall, 1997).

O termo mais comumente empregado para descrever essa nova condição tem sido "Usinagem com Alta Velocidade" (*High Speed Machining* - HSM ou *High Speed Cutting* - HSC). Os ganhos em produtividade e qualidade proporcionados pela adoção da usinagem em alta velocidade de corte são apontados por diversos trabalhos nacionais e internacionais (Klocke e Krieg, 1999; Schulz, 1997; Finzer, 1997).

Os estudos iniciais sobre a formação de cavacos foram publicados no começo do século XX e relatavam as fases pelas quais os materiais passavam, em analogia aos ensaios mecânicos dos materiais (Ferraresi, 1977; Trent, 1984). O equacionamento matemático do fenômeno de formação de cavacos foi realizado ao longo da primeira metade desse mesmo século com contribuições valiosas de pesquisadores como M. Kronenberg, F. Ernest, M. E. Merchant, M. Shaw, entre outros, que propuseram relações matemáticas ainda em uso nos dias atuais.

Em todos os processos de usinagem, a formação de cavacos envolve a fratura (Shaw, 1984). Mesmo os cavacos contínuos apresentam uma localizada microfratura que não se estende ao longo de toda a largura da seção transversal do cavaco, mas são separados por regiões fraturadas que sofrem fluxo plástico.

O estudo do processo de formação de cavacos e sua relação com a geometria da aresta de corte são de fundamental importância, uma vez que a energia gasta para cisalhar o material pode ser minimizada. Dependendo da geometria da aresta de corte, menos energia pode ser gasta para a remoção de material. Com isso, a vida útil da ferramenta pode ser maximizada, a integridade superficial pode ser mais preservada e muitas outras vantagens podem ser obtidas.

Em processos de usinagem utilizando máquinas-ferramentas com altas rotações, por exemplo, em fresamento, pode-se obter acabamentos superficiais da mesma ordem daqueles obtidos com processos abrasivos. A grande vantagem, nesse caso, é que a geometria da ferramenta de fresamento pode ser controlada, ao contrário das encontradas nos grãos abrasivos de um rebolo.

Para a avaliação da energia necessária à formação de cavacos, diversas técnicas têm sido propostas, baseadas na medição de parâmetros em máquinas-ferramentas, tais como velocidade de corte, torque, força e potência. Para obter a energia específica neste trabalho, foi desenvolvido um método baseado na utilização da energia potencial de um pêndulo. O princípio da máquina de impacto Charpy instrumentada foi utilizado para prover a formação de cavacos e permitir o estudo amplo do comportamento da energia específica de corte.

1.1 Objetivos

O trabalho de pesquisa apresenta as seguintes metas principais:

- adaptar e instrumentar uma máquina de ensaio Charpy para medição de energia específica de corte [J/mm^3];
- estudar os efeitos da geometria de ferramentas, parâmetros de corte e material da peça na energia específica;
- comparar os resultados de energia específica fornecidos pela máquina Charpy com os obtidos em máquinas-ferramentas CNC;
- avaliar o comportamento da energia específica em centro de usinagem CNC, empregando altas velocidades de corte (HSM).

1.2 Estrutura do trabalho

Esse documento está dividido e organizado em 6 capítulos. Apresenta-se no Capítulo 1 uma breve contextualização do trabalho de pesquisa acerca da energia específica de formação de cavaco. Além disso, a motivação e os objetivos que fundamentaram a execução deste trabalho também são incluídos. A estrutura do documento também é descrita.

O Capítulo 2 trata da revisão da literatura que norteia o assunto estudado. Um levantamento bibliográfico é detalhado em sua parte introdutória. As fundamentações teóricas que explicam e se relacionam ao trabalho são mostradas nos itens que abordam usinagem dos metais.

Encontra-se no Capítulo 3 uma descrição sobre os materiais metálicos empregados na execução dos ensaios. O trabalho experimental está subdividido em duas etapas. A primeira utiliza, como instrumento de medição da energia específica, uma máquina de ensaio Charpy instrumentada. A segunda etapa refere-se à aplicação e validação de alguns resultados em torno e centro de usinagem CNC. A descrição experimental, a especificação dos equipamentos e das ferramentas de corte, entre outros assuntos, são detalhados neste capítulo.

O Capítulo 4 apresenta a totalidade dos resultados experimentais das duas etapas do trabalho, com enfoque nos valores de energia específica de corte medidos. Os dados de energia específica e outras respostas de interesse são expostos em forma de tabelas e gráficos.

Além dos resultados, o Capítulo 4 ainda traz uma discussão sobre os principais dados medidos. Algumas variáveis foram estudadas para avaliar e quantificar a energia específica de formação de cavaco. As influências da profundidade de usinagem, raio de ponta, tipo de revestimento e geometria de quebra-cavaco das ferramentas foram verificadas, entre outras.

Os Capítulos 5 e 6 apresentam respectivamente as conclusões, sintetizando o conteúdo deste documento, e as referências bibliográficas utilizadas para compor a revisão da literatura e confrontar os resultados medidos com aqueles de pesquisas atuais e livros clássicos em usinagem.

Por fim, a tese se encerra com 5 apêndices necessários à complementação do trabalho. O Apêndice A trata do delineamento experimental aplicado a alguns ensaios realizados na máquina Charpy. O Apêndice B aborda a avaliação da máquina Charpy, com respeito às análises do erro experimental, rigidez e perdas de energia por atrito do equipamento. O Apêndice C traz os métodos de cálculo da energia específica de corte empregados na máquina Charpy, torno e centro de usinagem CNC. Todos os fluxogramas das rotinas computacionais de aquisição e pós-processamento dos sinais de força medidos nos testes encontram-se no Apêndice D. Finalmente, o Apêndice E apresenta uma breve descrição dos dispositivos e acessórios utilizados em todos os ensaios, tais como dinamômetros, dispositivos de fixação dos corpos-de-prova e suportes das ferramentas.

2 REVISÃO DA LITERATURA

A revisão bibliográfica que se segue tem como meta apresentar um histórico sobre os principais preceitos de usinagem relacionados ao desenvolvimento deste trabalho de pesquisa. Dessa forma, os fundamentos mais relevantes de usinagem dos metais são abordados na seqüência, desde suas conceituações mais clássicas até os estudos mais atuais, mediante análise de livros textos e artigos publicados nos periódicos de maior importância no cenário científico. Usinagem com altas velocidades de corte, ferramentas de corte e energia específica de corte são alguns dos assuntos constantes desta revisão.

2.1 Usinagem com Alta Velocidade de Corte

Segundo a norma ABNT NBR 6162 de 1989, a velocidade de corte é definida como a velocidade instantânea de um ponto de referência da aresta cortante da ferramenta, segundo a direção e sentido de corte. De outra forma, trata-se da velocidade relativa com que o material usinado passa pela aresta da ferramenta (Gorczyca, 1987). Dessa maneira, é possível verificar a dependência da velocidade de corte em relação ao material da peça e ao desempenho das ferramentas, associadas ao da máquina-ferramenta, isto é, aos diferentes processos de usinagem.

Nos primórdios da usinagem, as velocidades de corte aplicadas eram baixas, as quais traduziam a pouca eficiência das máquinas e das ferramentas utilizadas na época, além da produtividade menor. À proporção que as ferramentas de corte evoluíam, seja pelo material ou geometria empregada, as velocidades de corte aumentavam, acompanhando esses progressos.

Com a evolução tecnológica crescente, novos materiais e geometrias foram sendo descobertos nos centros de pesquisa e incorporados ao processo produtivo pelas indústrias, como a inserção do aço rápido, do carbeto de tungstênio e mais recentemente, das ferramentas multicamadas reforçadas ou de geometrias associadas. Assim, as velocidades puderam beneficiar-se desses desenvolvimentos até os estágios atuais, atingindo o que se denomina usinagem com altas velocidades de corte. Basicamente, o emprego de velocidades de corte ainda maiores é limitado pelo desempenho das ferramentas, máquinas e sistemas CAD-CAM (Dewes e Aspinwall, 1997).

Uma definição completa e aceita sobre usinagem com altas velocidades de corte tem sido buscada há muito, desde que HSM se difundiu nos meios científicos e industriais. Avançadas discussões ainda acontecem entre os pesquisadores para encontrar a fronteira entre usinagem convencional e com alta velocidade de corte (Christoffel, 2001). Ademais, a definição entre as zonas de baixa e alta velocidade de corte também é de difícil determinação (Novaski, 2001). De acordo com Heisel e Gringel, Sckock e Schulz apud Silva (2002), entende-se por usinagem com alta velocidade a usinagem de materiais com velocidades de corte e taxas de avanço aumentadas por um fator de 5 até 8 em relação às velocidades de corte e avanços tradicionais.

Outros pesquisadores afirmam que recorrer à velocidade de corte tradicional para definir alta velocidade de corte é insuficiente. Na realidade, o termo alta velocidade de corte depende do tipo de material usinado e do tipo de operação executada. Schulz apud Christoffel (2001) apresenta na Figura 2.1 as fronteiras entre velocidade de corte convencional e alta velocidade de corte.

Figura 2.1 - Velocidades de corte para HSM de vários materiais. Definição das regiões convencionais, de transição e de alta velocidade de corte.

Fonte: Modificado de Schulz et al. (2001).

As pesquisas em usinagem dos metais utilizando altas velocidades de corte iniciaram-se por Carl J. Salomon na Alemanha. Segundo Schützer (2001), em 27 de Abril de 1931, os métodos desenvolvidos por Salomon foram patenteados pela Friedrich Krupp AG. A patente alemã, de número 523594, foi baseada em uma série de curvas de velocidade de corte vs temperatura de corte.

De 1924 a 1931, Salomon usinou materiais não ferrosos, como alumínio, cobre e bronze recorrendo-se a serras circulares para alcançar velocidade de corte de até 16.500 m/min, especificamente no alumínio (Flom e Komanduri, 1989). Assim, Salomon reconheceu que, em princípio, a temperatura e as forças de corte tendiam a decrescer em altas velocidades de corte (Silva, 2002). Os estudos conduzidos por Carl J. Salomon representam a mais importante fonte histórica sobre HSM.

Após a segunda guerra mundial, os estudos sobre HSM retomaram-se nos Estados Unidos em 1958. R. L. Vaughn pesquisou diversas variáveis envolvidas na usinagem convencional que se tornaram importantes na usinagem com altas

velocidades de corte (Vaughn apud Flom e Komanduri, 1989). De acordo com Vaughn, as seguintes variáveis influem na taxa de remoção de material:

- operação de usinagem
- potência disponível da máquina-ferramenta
- ferramenta de corte utilizada
- material a ser usinado
- velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem

Nos anos 70, uma segunda sequência de experimentos teve início nos Estados Unidos. Os serviços contratados pela Marinha Norte-Americana visaram determinar a viabilidade de utilizar a usinagem com altas velocidades de corte em meios industriais, inicialmente em ligas de alumínio e mais tarde em ligas a base de níquel-alumínio-bronze (Flom e Komanduri, 1989). Os pesquisadores concluíram na época ser viável a introdução da alta velocidade de corte no ambiente produtivo, a qual melhoraria a produtividade.

Vários resultados interessantes e cientificamente importantes instigaram o interesse global pela usinagem com altas velocidades. A influência da velocidade de corte e da geometria da ferramenta na temperatura de corte na usinagem da liga Al 2014-T652 foram investigadas por Mcgee apud Flom e Komanduri (1989).

Mais tarde, a Força Aérea Norte-Americana, já no final da década de 70 e início dos anos 80, contratou uma terceira série de testes para investigar a usinagem com altas velocidades de corte em ligas de alumínio, titânio, superligas a base de níquel e aços. Os ensaios foram chefiados por D. G. Flom e R. Komanduri.

Paralelamente na Alemanha outro pesquisador de renome conduziu vários projetos financiados pelo Ministério da Ciência e Tecnologia daquele país. Herbert Schulz, professor da Universidade Tecnológica de Darmstadt, tinha como meta desenvolver máquinas-ferramentas e acessórios, tais como eixo-motor, acionamentos, ferramentas, dispositivos de fixação e CNC, entre outros. Somente com a conclusão desses projetos, no início da década de 90, é que HSM se tornou efetivamente um processo de uso industrial (Schützer, 2001).

O interesse em pesquisas sobre HSM no Brasil e no mundo aumentou ao longo dos anos 90 e tem se mostrado ativo no início do século XXI. Dewes e Aspinwall (1997) revisaram a aplicação do conceito HSM e seus efeitos na vida da ferramenta, acabamento superficial, precisão dimensional e custos.

Geralmente, segundo os autores, os materiais usinados são ligas de alumínio para a indústria aeroespacial, ligas de cobre e grafite para emprego em máquinas de eletroerosão, ligas de magnésio, titânio, a base de níquel, latão, ferro fundido, compósitos e polímeros. Em operações de fresamento, usam-se fresas de pequenos diâmetros sob altas rotações, variando de 10.000 a 100.000 rpm. Antigamente, HSM era mais empregada na usinagem de ligas leves, como as de alumínio (Kim et al, 2001).

As principais características e limitações dos mais variados tipos de ferramentas também foram abordadas pelos pesquisadores. Além disso, a usinagem no campo HSM é favorável quando aplicada em fresamento, pois o corte intermitente, ao invés de prejudicar a usinagem em função da fadiga térmica, causa um aumento da ductilidade na zona de corte por causa da alta rotação imposta pela máquina (Lopes et al., 2001; Dewes e Aspinwall, 1997). Embora os ensaios não tenham sido realizados em HSM, Melo et al. (2001), entretanto, usinando aço SAE 1045 com metal duro, observaram que um aumento da velocidade de corte implicou em um aumento da quantidade de trincas de origem térmica na ferramenta de corte.

Helleno e Schützer (2003) reforçam que a usinagem sob altas velocidades de corte surge como uma solução para produção de matrizes e moldes, uma vez que o tempo de fabricação, custo e qualidade do produto são aprimorados. A eletroerosão, tradicionalmente empregada na usinagem de matrizes e moldes, pode causar danos na integridade superficial do produto, como trincas, tensões residuais prejudiciais e alterações microestruturais na peça, geradas na zona afetada termicamente (ZAT). As principais vantagens e limitações da técnica HSM são sintetizadas na Tabela 2.1 (Dewes e Aspinwall, 1997; Silva, 2002; Schulz et al., 2001; Christoffel, 2001; Tönshoff et al., 2001).

Tabela 2.1 - Vantagens e limitações da aplicação da técnica HSM.

Vantagens	Desvantagens
altas taxas de remoção de material	maior desgaste das ferramentas
menores forças de corte	custos mais elevados de peças das máquinas
menor distorção das peças	controle e máquinas caras
melhor qualidade superficial	cuidado no balanceamento das ferramentas
menos vibrações mecânicas	baixa vida útil dos eixos das máquinas
melhor dissipação do calor	alto custo de manutenção

Fonte: Silva (2002).

Uma das principais vantagens da técnica HSM refere-se à diminuição dos esforços de corte graças ao aumento da velocidade de corte. Nem sempre esse fato ocorre de forma nítida ou completa. Acredita-se que existam, na verdade, faixas de velocidade de corte nas quais há queda da força de corte, embora se saiba que em usinagem, os fenômenos são altamente dependentes de diversas variáveis de processo.

Klocke e Hoppe (2001), torneando aço AISI 1045 e alumínio 7075 com velocidade de corte de 250 a 6.000 m/min, verificaram que a força de corte cai quando se atinge cerca de 2.000 m/min para o aço e 3.000 m/min para o alumínio. Após essas velocidades críticas, as forças voltam a subir. Silva (2002), torneando a liga Inconel 718 com velocidade de corte entre 300 e 600 m/min, concluiu que a força de corte permaneceu constante com o aumento da velocidade de corte.

Alauddin (1998) afirma que a diminuição da força de corte decorre diretamente de dois fatores principais: aumento do ângulo de cisalhamento e diminuição do atrito na interface cavaco-ferramenta. Além disso, é sabido que a concentração de calor na região de corte aumenta a mobilidade atômica do material da peça, aumentando assim sua ductilidade e diminuindo a força de corte.

O acabamento superficial, considerado também como vantagem atribuída à usinagem com altas velocidades de corte, nem sempre ocorre completamente, segundo Yousefi e Ichida (2000). De acordo com os pesquisadores, alguns estudos

sobre influência benéfica da velocidade de corte sobre a rugosidade superficial são inconcludentes. Há casos sob altas velocidades em que ocorre um escoamento do material da peça no lado oposto ao da direção de avanço. Essa formação de metal soldado na aresta secundária gera uma compressão no material da peça e aumenta a rugosidade superficial.

Yousefi e Ichida (2000) investigaram a influência da aplicação de alta velocidade de corte no acabamento superficial, formação de cavaco e forças de corte, quando se usina ligas de alumínio. Concluíram, em oposição a outros trabalhos, que a rugosidade superficial aumenta com a elevação da velocidade de corte, em virtude da formação de metal soldado na aresta secundária de corte da ferramenta. Dessa forma, nem sempre se pode afirmar de maneira generalizada que HSM favorece a rugosidade superficial. Depende de inúmeras variáveis do processo.

Muitos conceitos novos e variações dos já existentes também têm sido abordados nos artigos científicos sobre HSM. Com o rápido e crescente desenvolvimento na área metal-mecânica, o surgimento de novas definições tende a acompanhar a evolução das pesquisas. Somente no futuro será possível averiguar quais definições realmente procedem e quais se solidificarão.

Tönshoff et al. (2001) apresentam diferenças entre *High Speed Cutting* (HSC) e *High Performance Cutting* (HPC). Segundo os pesquisadores, HPC aplica menores valores de velocidade de corte associados a taxas de avanço elevadas, sendo essa usinagem adequada para fins de desbaste. HSC ou HSM apresenta velocidades de corte bem mais altas e taxas de avanço menores, focalizando operações de acabamento.

Em HPC, as taxas de remoção de cavaco são maiores e, conseqüentemente, ruídos e vibrações mecânicas são inerentes ao processo. As ferramentas de corte sofrem alterações de rigidez e geometria de corte para comportarem tais modificações. A Figura 2.2 sintetiza graficamente as diferenças existentes entre essas duas formas de usinagem.

Figura 2.2 - Distinção entre alta performance de corte (HPC) e alta velocidade de corte (HSC).

Fonte: Modificado de Tönshoff et al. (2001).

Schulz et al. (2001), em artigo publicado no 6º Seminário Internacional da Alta Tecnologia ocorrido na Universidade Metodista de Piracicaba-UNIMEP, apresentou um estudo sobre o processo de formação de cavaco em fresamento com alta velocidade de corte. A pesquisa realizada pelo *Institute of Production Management, Technology and Machine Tools (PTW)*, na Universidade Tecnológica de Darmstadt, mostra que o grau de segmentação do cavaco G_s aumenta com o acréscimo da velocidade de corte e do avanço por dente, pois há nítida separação das bandas de cisalhamento nos cavacos analisados. A força de corte diminui e a disposição final dos cavacos gerados é menor. O autor, um dos maiores nomes no cenário científico metal-mecânico mundial, finaliza o artigo concluindo que HSM ainda está em franca expansão.

Ultimamente, os artigos acadêmicos e mesmo os comerciais não têm abordado as pesquisas e produtos relacionados à usinagem apenas do ponto de vista econômico, científico e produtivo. Houve certa mudança de valores, nos quais foram incorporadas questões humanas e ambientais. A evolução de novos produtos, máquinas e ferramentas de alto desempenho sujeitas a condições severas de trabalho mecânico trouxeram consigo a necessidade de se desenvolver a segurança do operador e do meio ambiente.

Diversos estudos têm sido realizados e concretizados a respeito da segurança individual de funcionários e coletiva da população. Os fluidos de corte empregados há poucos anos tinham como função melhorar o desempenho geral da usinagem, por meio da refrigeração e lubrificação na interface cavaco-ferramenta. Problemas de descarte ou reutilização dos fluidos, assim como sua interação com o usuário praticamente não eram vistos. Hoje há uma significativa preocupação ambiental cada vez mais alicerçada por pesquisas científicas, buscando-se minimizar os efeitos causados pelos fluidos contra o bem estar do funcionário.

Da mesma forma como tem ocorrido com os estudos sobre fluidos de corte, a segurança individual dos operadores de máquinas HSM tem sido alvo constante de pesquisas científicas. Praticamente todas as máquinas projetadas para o trabalho em alta velocidade de corte apresentam sistemas de encapsulamento contra impactos e exaustão das névoas de fluido de corte bem mais desenvolvidos.

Christoffel (2001) apresentou uma perspectiva de fabricantes de ferramentas de corte com relação a usinagem utilizando HSM. Sob menores magnitudes de velocidades de corte, as ferramentas sofrem menos ação mecânica e se defletem menos. Com aumento da velocidade de corte, especialmente em operações de fresamento, questões de segurança devem ser levadas em conta, ainda mais quando da utilização de fresas de diâmetros grandes.

Um caso bastante simples pode ilustrar tal efeito. Considere o emprego de uma fresa de diâmetro igual a 40 mm, com insertos intercambiáveis, medindo cada um cerca de 15 g de massa e girando a 40.000 rpm. O desprendimento de um único inserto do suporte de fixação gera uma energia mecânica equivalente de, aproximadamente, 53 J. Para efeito de comparação, um aço comum SAE 1045, dependendo de suas condições metalúrgicas, em geral suporta cerca de 25 J, energia medida rigorosamente segundo o ensaio padronizado de impacto Charpy. Um aço de alta resistência mecânica e baixa liga, tal como o SAE 8640, suporta aproximadamente 18 J.

Obviamente, os materiais que compõem as estruturas destinadas à proteção dos operadores das máquinas HSM devem superar em muito o impacto de um único inserto de metal duro. Assim, quanto mais tenaz a proteção, mais assegurado está o operador. Segundo Silva (2002), as cabines de proteção são formadas por camadas de distintos materiais à prova de som e de impacto.

Portanto, existem ensaios normalizados pela ISO (EN/ISO 15.641) que determinam a rotação adequadamente segura de trabalho de modo que os insertos não se desprendam dos suportes. Os limites pré-estabelecidos para o desbalanceamento das ferramentas também passaram a ser exigências quando se fala em HSM.

2.2 Ferramentas de Corte

Segundo a norma ABNT NBR 6175 de 1979, a ferramenta de usinagem mecânica é constituída de arestas cortantes, destinada a remoção de cavaco. No caso da ferramenta possuir uma única superfície de saída, é chamada ferramenta monocortante. Quando possuir mais de uma superfície de saída, é chamada ferramenta multicortante. De acordo com Machado e Silva (1999) e Yen et al., (2004), a geometria da ferramenta de corte exerce influência na usinagem dos metais, mais especificamente na forma da zona de deformação da peça, distribuição de tensão, temperatura e esforços de corte.

Como já mencionado, as máquinas-ferramentas de alto desempenho, utilizadas em usinagem com altas velocidades de corte, não estariam evoluídas se não fosse a igual evolução das ferramentas de corte. O papel desempenhado pelas ferramentas, portanto, é de suma importância neste aspecto. Geralmente duas variáveis podem ser modificadas para avaliação da eficiência de uma ferramenta de corte: o material constitutivo (substrato e revestimento) e a geometria de corte.

Uma ferramenta de corte deve aliar algumas características relevantes, tais como alta dureza em elevadas temperaturas, alta resistência mecânica e ao

desgaste, alta tenacidade, alta resistência ao choque térmico, à compressão e elevada estabilidade química (Matsumoto e Diniz, 2000). A maioria dos materiais atualmente utilizados pela indústria combina alguns, mas nem sempre todos, os requisitos citados. A bem da verdade, para cada tipo de aplicação, existe um tipo específico de ferramenta de corte adequado.

O surgimento de novas ferramentas de corte, sobretudo nas últimas duas décadas, decorreu do desenvolvimento tecnológico da usinagem e da necessidade de se usinar novos materiais (Rosa e Diniz, 1999). Basicamente, existem atualmente no mercado ferramentas compostas de aço rápido, carboneto metálico (metal duro), com ou sem revestimentos, cermet (um misto de cerâmica e metal), cerâmica convencional, que pode ser reforçada com fibras de silício, CBN (nitreto de boro cúbico) e diamante policristalino (PCD).

Além dos substratos, os tipos e processos de revestimento também acompanharam essa evolução das ferramentas de corte. De acordo com Grzesik (2003), atualmente mais de 50% das ferramentas de metal duro são revestidas pelo processo PVD (*Physical Vapor Deposition*) ou CVD (*Chemical Vapor Deposition*). Há uma variedade grande de coberturas disponíveis no mercado, cada qual com uma aplicação específica: TiC, TiN, TiAlN, Ti(C,N), etc.

Conforme Costa (1993), os insertos de carbonetos metálicos e o aço rápido, materiais tradicionais para ferramentas, têm baixa dureza a quente e não são recomendadas para aplicações nas quais a peça apresente dureza maior que 50 HRc. O diamante policristalino possui quase todas as características desejáveis, mas reage quimicamente com o ferro. Os insertos cerâmicos têm boa dureza a quente e alta resistência à abrasão, mas sua fragilidade os limita a aplicações menos severas. O CBN combina de forma mais harmoniosa todos os requisitos citados. Assim, ideal seria aliar em uma única ferramenta de corte a tenacidade do aço rápido, a estabilidade química do carboneto metálico, a dureza do diamante policristalino e a condutividade térmica da cerâmica.

De acordo com Christoffel (2001), há ainda aprimoramentos alcançáveis tecnologicamente hoje em dia. Alterando os substratos das ferramentas e diminuindo o tamanho médio de grão para ordens nanométricas, é possível elevar significativamente a dureza e a resistência mecânica da ferramenta de corte. Esta pode ser uma nova tendência a ser seguida pelos fabricantes de ferramentas. A Figura 2.3 apresenta em números o exposto.

Figura 2.3 - Futuro desenvolvimento de substratos para aplicação em ferramentas de corte.

Fonte: Modificado de Christoffel (2001).

Várias pesquisas científicas têm buscado uma ferramenta cada vez mais eficiente, sobretudo aquela aplicada em usinagem com altas velocidades de corte, em razão da condição de maior severidade imposta pelo processo. Conforme Silva (2002), as ferramentas de corte a serem utilizadas em processos com HSM devem ter aspectos de projeto e confecção visando atuar basicamente em quatro aspectos: material da ferramenta (substrato e revestimento), geometria, sistema de fixação máquina-ferramenta e *design*.

Vários materiais são recomendados especificamente para aplicações em HSM, dentre os quais destacam-se o diamante policristalino (PCD), para materiais não ferrosos, e o nitreto de boro cúbico (CBN), para materiais ferrosos, principalmente em operações de acabamento. As ferramentas cermet também são empregadas em usinagem com alta velocidade de corte. Possuem alta resistência ao

desgaste, alta estabilidade química, alta dureza a quente e baixa suscetibilidade à formação da aresta postiça de corte, segundo Schulz e Moriwaki apud Silva (2002).

A geometria da ferramenta de corte também representa uma variável de extrema relevância na fenomenologia da usinagem, uma vez que pequenas alterações dimensionais e angulares causam respostas distintas quanto ao comportamento do material da peça sobre a aresta de corte da ferramenta.

Diversos elementos constituintes da geometria das ferramentas de corte podem ser modificados visando otimizar seu desempenho. Os seguintes elementos da cunha cortante podem ser combinados: raio de ponta r_s , ângulo da saída γ , ângulo de folga α , ângulo de inclinação λ , ângulo de posição χ , quebra-cavaco, chanfro da aresta de corte, raio da aresta de corte, entre outros.

Conforme Machado e Silva (1999), o ângulo de saída influi decisivamente na força e potência necessária ao corte, no acabamento superficial e no calor gerado. Wertheim et al. (1994) afirmam que ângulos de saída de até 25° em insertos utilizados em fresamento facilitam a deformação do cavaco e minimizam as forças de corte. Para o corte interrompido, geralmente utilizam-se ângulos de saída negativos, com inconveniente da necessidade de maior força e potências de usinagem e maior calor gerado. Ângulos de saída muito positivos minimizam a energia de corte e a geração de calor.

O ângulo de folga é um dos elementos mais negligenciados (Kaldor, 1986). Se for pequeno, a ferramenta não penetra convenientemente no material. A ferramenta perde o corte, há grande geração de calor e o acabamento superficial é prejudicado. Se for grande, provoca fragilidade da cunha cortante, conduzindo a ferramenta à falha. Portanto, há um valor ótimo que maximiza a vida da ferramenta. Sua principal função é evitar o atrito entre a superfície da peça usinada e a superfície de folga da ferramenta.

O ângulo de inclinação controla a direção de saída do cavaco, protege a quina da ferramenta contra impactos e atenua vibrações geradas pelo processo. O

ângulo de posição distribui as tensões de corte de forma favorável no início e no fim do corte e gera a força passiva na ferramenta, contribuindo para a redução dos níveis de vibração.

Vários estudos sobre otimização da geometria de corte já foram realizados, especialmente em operações de torneamento, fresamento e furação. Geralmente, o grande objetivo dos estudos refere-se à maximização da vida da ferramenta. Pequenas modificações na aresta cortante podem aumentar a resistência mecânica, prolongando a vida da ferramenta e melhorando o acabamento superficial da peça.

Segundo Alauddin et al. (1995) e Boehs et al. (2001), a rugosidade superficial de uma peça usinada, em condições idealizadas de trabalho, depende apenas do avanço e da geometria de corte (rugosidade cinemática). Em condições reais, a deflexão da ferramenta e as vibrações influem no acabamento superficial (rugosidade de processo). Schroeter et al. (2001) completa ainda afirmando que os esforços de usinagem e a espessura do cavaco também são influenciados pela deflexão e vibrações da ferramenta. Assim, se a geometria da ferramenta não for adequada para uma dada aplicação, efeitos indesejáveis ao produto acabado poderão ocorrer ao final do processo de usinagem.

Atualmente, os fabricantes de ferramentas têm preparado a aresta cortante inserindo basicamente três pequenas modificações: raio de aresta, chanfro de aresta e aresta chanfrada com raio. O raio de aresta tem como principal característica aumentar a resistência mecânica da própria aresta de corte. Costuma variar de centésimos a décimos de milímetros. Dependendo do material usinado e da magnitude do raio, esse tipo de geometria gera alterações microestruturais na superfície da peça (camada branca) e produz maiores tensões residuais de compressão, favoráveis à integridade superficial do componente trabalhado.

O chanfro de aresta representa outro elemento importante constituinte da geometria. Sua ação vai do fortalecimento da aresta, reduzindo as ocorrências de falha prematura, até melhor distribuição de tensão e mais eficiente dissipação de

calor. Sikdar et al. apud Silva (2002) concluíram que arestas de corte chanfradas são mais resistentes ao lascamento quando comparadas às arestas arredondadas, mas causam aumento das forças de avanço.

Os esforços gerados pelo processo de usinagem utilizando altas velocidades de corte são semelhantes aos produzidos pelo modo convencional. Assim, igualmente para HSM, a geometria da ferramenta de corte também exerce influência no desempenho da usinagem, sobretudo quando as solicitações mecânicas são mais expressivas, tal como ocorre em usinagem com altas velocidades de corte.

Embora não seja propriamente fresamento, Silva et al. (2001) estudaram o comportamento de diversas geometrias de ferramentas cerâmicas e de PCBN no torneamento com HSM do Inconel 718, material com elevada resistência mecânica, à fadiga, à corrosão, à fluência e alta dureza a quente. Foram testadas as ferramentas de cerâmica com *wiskers*, cerâmica mista e PCBN, associadas aos formatos quadrado, redondo e triangular. As arestas de corte foram preparadas inserindo-se um raio de aresta de 0,03 mm e chanfro de aresta 0,15 x 15°. O inserto comercial não apresenta raio de aresta e o chanfro de aresta mede 0,10 x 20°. A Figura 2.4 ilustra as modificações.

Figura 2.4 - Principais modificações feitas nos insertos quadrados para ensaios com medição de temperatura e força de corte no torneamento de Inconel 718 com insertos de cerâmica e PCBN.

Fonte: Silva et al. (2001).

Com velocidades de corte de 300, 400, 500 e 600 m/min e avanços de 0,05; 0,10 e 0,15 mm/volta, sob profundidade de usinagem constante de 0,35 mm, os pesquisadores realizaram os testes variando a aplicação de mínima quantidade de fluido (15 e 30 ml/h) e a seco. Várias investigações puderam ser concretizadas,

dentre elas a que o raio de aresta acabou por não influenciar nos esforços do processo. O aumento da velocidade de corte praticamente não alterou as amplitudes das forças de corte. A geometria otimizada, decorrente da geometria comercial, apresentou-se mais eficiente.

Uma pesquisa interessante em serras circulares constituídas de aço rápido enfocou, além da preparação da aresta de corte desse tipo de ferramenta, o material do substrato e os revestimentos. Bradbury e Huyanan (2000) utilizaram como parâmetro de avaliação as medidas de energia específica de corte. Para conduzir os ensaios, os autores usaram uma serra circular de 250 mm de diâmetro, 2,5 mm de espessura e 160 dentes.

A geometria dos dentes foi modificada alternadamente, isto é, dente a dente. Um dente foi chanfrado para promover desbaste e o subsequente permaneceu inalterado para atuar no acabamento. A medida do chanfro não foi disponibilizada pelos pesquisadores. Os tipos de substrato foram avaliados considerando-se laminas microjateadas e polidas, e apenas polidas, todas revestidas com cobertura de TiN.

Usinando aço ferramenta S1 com velocidade de corte de 40 m/min e avanço de 72 $\mu\text{m}/\text{volta}$, concluíram que o melhor desempenho foi obtido pela serra com laminas microjateadas revestidas por TiN. Para o mesmo nível de energia específica de corte, cerca de 15 GJ/m^3 , a serra microjateada acumulou uma área de corte de aproximadamente 0,00085 m^2 , o dobro das outras condições testadas.

Kattan e Curie (1996) estudaram a influência do ângulo de posição maior que 90° nas forças de usinagem e na temperatura de corte. Recorreram a insertos com multicamadas, revestidos pelo processo de deposição química de vapor. Para usinar aços SAE 1018, os autores empregaram velocidades de corte de 140, 170 e 220 m/min.

Os testes mostraram que a força de corte e a de avanço aumentam quanto mais próximo de 90° for o ângulo de posição. Um acabamento superficial mais refinado e a conseqüente melhora da tolerância podem ser obtidos com a aplicação

de ângulos de posição maiores que 90° . Em contrapartida, para os casos em que se procura grandes profundidades de corte e produtividade elevada, o ângulo de posição deve ser menor que 90° .

Contudo, um resultado interessante desenvolvido pelos pesquisadores refere-se a uma predição analítica, por equações empíricas, das grandezas força de corte, de avanço, de cisalhamento, de atrito, coeficiente de atrito, energia de atrito e de cisalhamento, em função da geometria da ferramenta, material da peça e da ferramenta, especificações da máquina e condições de corte.

Segundo Nascimento e Abrão (2000), a geometria da ferramenta exerce influência decisiva no próprio desempenho. É praticamente impossível prever qual geometria é ideal para um determinado caso. As variáveis envolvidas são muitas, além da geometria da ferramenta, existem os parâmetros de corte, os materiais da peça e da ferramenta e o processo.

Os autores investigaram o comportamento de três insertos de mesma geometria no processo de torneamento do aço SAE 1045. Os ângulos de posição, saída, folga e o raio de ponta eram iguais, porém com diferentes formatos dos insertos. A Figura 2.5 expõe os formatos diferenciados das ferramentas. Fixando a profundidade de usinagem em 1 mm, os pesquisadores variaram a velocidade de corte e o avanço. Concluíram que o formato do inserto afeta o desempenho da usinagem, mesmo utilizando geometrias iguais entre as pastilhas.

Figura 2.5 - Formatos das ferramentas de corte em ensaios de torneamento do aço SAE 1045.

Fonte: Nascimento e Abrão (2000).

Komanduri et al. (1998) investigaram o efeito da geometria da ferramenta na usinagem nanométrica. Simulações numéricas baseadas na dinâmica

molecular levaram em conta a relação entre o raio de aresta e a profundidade de usinagem. Variaram os dois parâmetros de entrada, porém fixaram a razão entre eles. Um dado importante focado neste tipo de usinagem trata-se da relação física entre o raio de aresta da ferramenta e a profundidade de usinagem. Lucca e Seo (1993) completam afirmando que o ângulo de saída e o perfil da aresta de corte governam decisivamente a força e a energia específica.

Na usinagem convencional, o raio de aresta pode, em tese, ser negligenciado perante a profundidade de usinagem. Já na usinagem nanométrica, o raio de aresta representa uma fração significativa da profundidade de usinagem. Para esses casos, Shaw apud Komanduri (1998) propôs o mecanismo de remoção do material que envolve similarmente um processo de extrusão de material deformado excessivamente.

Simulando a usinagem de cobre, com parâmetro cristalino de 3,68 Å, velocidade de corte de 500 m/s, ângulo de saída de -5° , largura de corte de 1,448 nm e raios de aresta entre 1,207 e 21,72 nm, os autores concluíram que a energia específica de corte diminui sensivelmente com o aumento da razão entre a profundidade de usinagem e o raio de aresta.

Sob o prisma comercial, os fabricantes de ferramentas têm, ano após ano, pesquisado ferramentas de geometrias e materiais diferentes para alcançar maiores índices de desempenho e segurança. Segundo Schleinkofer et al. (2002), altas rotações da ferramenta, como as utilizadas em HSM, produzem elevados níveis de força centrípeta, sendo a própria rotação a variável que exerce mais influência se comparada ao diâmetro da ferramenta. Por conta da rotação, a fadiga mecânica pode nuclear microtrincas nas ferramentas, conduzindo-as à falha.

Assim, do ponto de vista da geometria, grandes ângulos de saída e de folga, sem comprometer a resistência mecânica da ferramenta, têm sido cada vez mais difundidos em HSM por diminuírem a força de corte. De forma análoga, os materiais empregados apresentam-se com baixos níveis de concentração de defeitos, estrutura homogênea e granulometria pequena.

Muitos fabricantes têm também considerado um inserto como um sistema integrado que reúne o substrato, revestimentos, geometria, suporte e até fluido refrigerante (Katbi, 1998). Muitas horas de simulação são requeridas para obter uma geometria de ferramenta que combine controle efetivo na formação do cavaco e redução dos esforços de corte para uma grande faixa de aplicação. Ainda segundo o autor, é possível diminuir simultaneamente o calor, a deformação e o atrito de modo que se consiga maximizar a vida da ferramenta.

Basicamente, o desenvolvimento de novas ferramentas de corte tem sido motivado por três fatores: constante demanda por aumento de produtividade, o advento de materiais de difícil usinabilidade e índices de segurança, saúde e adequação ambiental (Quinto, 1996). As empresas atuantes no ramo automobilístico respondem provavelmente pelo principal segmento consumidor de ferramentas de corte para usinagem metal-mecânica.

No Brasil, de acordo Camacho (2002), cerca de 1,5 milhão de veículos são produzidos anualmente. Esse número duplicou em 2004, aumentando, dessa forma, a demanda por ferramentas de alto desempenho. Baseado nisso, os fabricantes de maior alcance no mercado de ferramentas de corte projetam um crescimento anual de, aproximadamente, 10% e um faturamento de US\$ 1 bilhão.

2.3 Mecanismo de Formação de Cavaco sob Velocidade de Corte Convencional

Um material metálico submetido à ação de uma ferramenta de corte está, na realidade, sob um estado de sollicitação mecânica intensa, que se traduz por elevadas concentrações de tensão, altíssimas taxas de deformação e significativos valores de temperatura. O cisalhamento localizado à frente da aresta de corte é o principal esforço representativo do processo de formação do cavaco (Black, 1989).

O estudo da formação do cavaco nos mais variados processos de usinagem é de suma importância, pois a formação do cavaco influi em inúmeros

fatores ligados à usinagem, como desgaste da ferramenta, esforços de corte, calor gerado e penetração do fluido de corte (Diniz et al., 2000). Portanto, aspectos econômicos, de qualidade do produto, da segurança do operador e da utilização da máquina-ferramenta estão envolvidos com o processo de formação de cavaco.

Para compreender a mecânica de remoção de cavaco durante a usinagem, modelos simplificados foram desenvolvidos e grande parte deles tentou descrever a mecânica da usinagem como um processo de deformação plástica (Dautzemberg, 1981). Segundo Zhang (1999), Piispanen, Merchant e Oxley foram os primeiros pesquisadores das relações entre ângulo de cisalhamento, ângulo de saída da ferramenta e atrito cavaco-ferramenta. Lee e Shaffer aplicaram a teoria do campo das linhas de deslizamento na usinagem de materiais plásticos. Oxley, posteriormente, desenvolveu nova teoria incluindo o efeito da dureza da peça.

Contudo, considerando o atrito, a geração de temperatura, a taxa de deformação e a formação de aresta postiça de corte, é possível modelar numericamente o fenômeno para obter simulações estimadas do mecanismo de formação de cavaco, os quais nem sempre produzem resultados confiáveis.

Apesar das evoluções neste campo, para estudar basicamente a formação de cavaco é comum adotar simplificações universais, sem o comprometimento das características da operação. Portanto, no corte ortogonal, o fenômeno da formação do cavaco é considerado bidimensional, uma vez que a aresta de corte é reta e normal às direções de corte e de avanço. As simplificações apresentadas abaixo permitem um tratamento matemático facilitado do corte ortogonal, que pode ser estendido a outras operações de usinagem (Ferraresi apud Machado e Silva, 1999):

- o tipo de cavaco formado é contínuo, sem a formação de aresta postiça de corte
- não existe contato entre a superfície de folga da ferramenta e a peça usinada
- a espessura de corte h é pequena em relação à largura de corte b
- a aresta de corte é bem maior que a largura de corte b
- a largura de corte b e a largura do cavaco são idênticas

Apoiando-se nessas considerações estipuladas, é possível estudar a fenomenologia do processo de formação do cavaco, com suas implicações, e estender os resultados, eventualmente com certas ressalvas, ao corte tridimensional. O mecanismo de formação de cavaco pode ser entendido adotando um certo volume de material da peça “klmn” movendo-se em direção à cunha cortante da ferramenta, como mostra a Figura 2.6 abaixo.

Figura 2.6 - Esquema teórico da cunha cortante da ferramenta de corte durante a remoção de cavaco.

Fonte: Trent (1984).

O volume de material “klmn” é recalcado pela cunha da ferramenta de corte agindo na peça. Grandes níveis de deformação elástica iniciam-se neste ponto e com o prosseguimento do processo, a tensão limite de escoamento é vencida e o material passa a sofrer deformação plástica continuamente, até os níveis de tensão não serem mais suficientes para manter este regime. Dessa forma, uma zona de cisalhamento primária é definida. Ela é representada por apenas um plano para facilitar os estudos. A Figura 2.7 esquematiza as regiões de deformação da peça.

Figura 2.7 - Zona de cisalhamento primária e secundária na peça durante a usinagem.

Fonte: Sandvik (2000).

Ao avançar, já com o material da peça no regime plástico, a ferramenta faz com que as tensões ultrapassem a tensão limite de resistência do material dentro da zona de cisalhamento primária. Nesta fase, uma trinca nucleia-se no ponto O e se propaga até o ponto D, causando assim a ruptura do material na zona de cisalhamento primária. O tipo de cavaco é dependente da ductilidade do material da peça. Assim, é razoável supor que a ductilidade seja o parâmetro controlador da usinabilidade (Weingaertner, 1999).

O volume de material “klmn”, após passar pela zona de cisalhamento primária, segue por sobre a superfície de saída da ferramenta. Deformado, adquire o novo formato “pqrs” e sai na forma de cavaco. Nesta etapa, ao passar pela superfície de saída da ferramenta, o cavaco ainda sofre altíssimas deformações plásticas cisalhantes e desenvolve elevados valores de temperatura, o que pode comprometer a resistência da ferramenta. Esta região é definida como zona de cisalhamento secundária. É identificada pelo plano OB da Figura 2.6 e pode também ser visualizada na Figura 2.7.

A formação de cavaco é um processo notoriamente cíclico. Cada volume de material que passar por um ciclo, formará uma lamela de cavaco. Cada ciclo pode ser dividido em quatro etapas bem definidas (Machado e Silva, 1999):

- recalque (deformação elástica)
- deformação plástica
- ruptura
- movimento sobre a superfície de saída da ferramenta

Observando-se ainda a Figura 2.6, é possível verificar a formação de um ângulo entre o plano de corte e o de cisalhamento. Esse ângulo ϕ recebe o nome de ângulo de cisalhamento e se mostra particularmente importante para compreender o comportamento do material sob ação da ferramenta.

Experimentalmente pode-se verificar que a espessura de corte h é menor que a espessura do cavaco h' , sendo, portanto, o comprimento do cavaco mais curto. Assim, a velocidade do cavaco v_{cav} é menor que a velocidade de corte v_c . De acordo com essas observações, defini-se grau de recalque R_c pela relação:

$$R_c = \frac{h'}{h} = \frac{v_c}{v_{cav}} \quad (2.1)$$

Medindo-se a espessura do cavaco h' , é possível determinar o ângulo de cisalhamento, considerando o ângulo de saída normal da ferramenta, eq. (2.2).

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

A expressão acima pode indicar a quantidade de deformação sofrida pelo material usinado na zona de cisalhamento primária, ou seja, para grandes valores do grau de recalque, o ângulo ϕ de cisalhamento é pequeno e grande quantidade de deformação ocorreu no processo. Pequenos valores do grau de recalque conduzem a altos ângulos de cisalhamento e pouca deformação sofreu o material.

As condições da interface cavaco-ferramenta, na zona de cisalhamento secundária, exerce importante influência no ângulo de cisalhamento. Grande resistência ao movimento do cavaco nesta região causa grande consumo de energia. Quanto maior a resistência à passagem do cavaco nesta interface, menor é o ângulo de cisalhamento e o comprimento do plano de cisalhamento aumenta. Dessa forma, R_c e ϕ dependem das condições tribológicas na interface cavaco-ferramenta, isto é,

passa a ser função do material da ferramenta, das condições de corte e do emprego de fluido de corte.

Para se obter uma nova superfície ou uma peça pelo processo de remoção de material, obrigatoriamente há retirada de cavaco. Seu estudo também tem sido objeto de pesquisas, pois através de análises visuais e microscópicas muitas informações podem ser extraídas do processo e decisões podem ser tomadas para implementação de melhorias.

Segundo Ferraresi (1970) e Diniz et al. (2000), os cavacos podem ser classificados de diversas formas. As mais encontradas na literatura classificam-nos quanto ao tipo e à forma. Quanto ao tipo, o cavaco pode ser:

- *contínuo*: é constituído por lamelas justapostas seguindo uma disposição contínua. Geralmente é encontrado na usinagem de materiais dúcteis, como nos aços da baixa liga, alumínio e cobre, em que os ângulos de saída assumem valores elevados. Segundo Cook et al. apud Machado e Silva (1999), os campos de tração e compressão na ponta da ferramenta é que determinam o tipo de cavaco contínuo. A solicitação de tração faz nuclear uma trinca no material da peça à frente da cunha cortante. Ocorre a propagação dessa trinca até que um campo de compressão cessa seu movimento, garantindo a formação do cavaco contínuo. Os campos de tensão são fortemente influenciados pelas condições da interface cavaco-ferramenta e geram-se em consequência das restrições impostas pela passagem do cavaco;
- *de cisalhamento*: apresenta-se formado por lamelas justapostas bem distintas. Ferraresi (1970) explica que os elementos do cavaco são cisalhados na zona de cisalhamento primária e logo em seguida, parcialmente soldados. As causas de sua formação são aumento da deformação e diminuição da resistência do material, vibrações externas e heterogeneidades da estrutura cristalográfica da peça. Também podem decorrer, dependendo do material da peça, de grandes avanços, alterações nas velocidades de corte e pequenos ângulos de saída;

- *de ruptura*: é formado por fragmentos arrancados da peça usinada. Em geral, o ângulo de saída apresenta-se com valores pequenos, nulos ou negativos. Forma-se na usinagem de materiais frágeis ou de estrutura heterogênea, como o ferro fundido ou latão.

Machado e Silva (1999) classificam o tipo de cavaco segundo quatro denominações: *contínuo*, *parcialmente contínuo*, *descontínuo* e *segmentado*. O cavaco parcialmente contínuo é um tipo intermediário entre o tipo contínuo e descontínuo, sendo também chamado de cavaco de cisalhamento. Cook et al. apud Machado e Silva (1999) sugerem ser dois os motivos que o torna parcialmente contínuo: a perda de contato da ferramenta com a peça, causada pela energia elástica acumulada, gera nucleação e propagação da trinca e os níveis de tensão compressiva no plano de cisalhamento primário suprimem a propagação da trinca.

Os cavacos descontínuos são obtidos pela usinagem de materiais frágeis, como o bronze e os ferros fundidos cinzentos. Esses materiais não suportam grandes taxas de deformação sem fratura. Neste caso, estima-se que os autores se referem ao cavaco de ruptura, apenas dando outra denominação ao tipo classificado. O cavaco segmentado, segundo Cook et al. apud Machado e Silva (1999), é formado por bandas altamente deformadas, localizadas entre os segmentos caracterizados por pouca deformação. De acordo com seus modelos, as deformações plásticas levam a um aumento da temperatura local que por sua vez faz diminuir a resistência mecânica do material. Em paralelo, o encruamento ocorrido na zona de cisalhamento primária conduz a um aumento da resistência mecânica. Ocorre que a taxa com que diminui a resistência devido ao calor se iguala ou supera a taxa com que aumenta a resistência decorrente do encruamento. Materiais com propriedades térmicas pobres apresentam tal tipo de cavaco.

Essas distintas taxas de variação da resistência mecânica fazem com que o cisalhamento para formar o cavaco ocorra em um plano particular diferente do plano de cisalhamento. Devido ao acúmulo de calor decorrente das pobres propriedades térmicas do material, um amolecimento localizado ocorre e as deformações continuam no mesmo plano, não mudando para um plano adjacente, tal

como acontece na formação de cavacos contínuos. Com a contínua deformação, o plano de cisalhamento sofre uma rotação em que começa a se afastar da ponta da ferramenta e passa pela superfície de saída. Esta rotação cessa quando a força necessária à rotação torna-se maior que a força de deformação plástica de um material mais frio, em outro plano mais favorável. Todo esse mecanismo cíclico resulta em um cavaco na forma de serra dentada.

O processo descrito é referido também como *cisalhamento termoplástico* ou *cisalhamento catastrófico*. Em poucas palavras, é representativo do efeito do amolecimento, devido ao aumento da temperatura, superar o efeito do encruamento. Gekonde e Subramanian (2002) afirmam que o aumento da velocidade de corte contribui para a formação deste tipo de cavaco e o processo pode ser considerado termicamente ativado.

Cavacos segmentados também são gerados utilizando ferramentas para usinagem de materiais endurecidos com ângulo de saída negativo. A peça neste caso sofre grandes tensões de compressão. Como o material é frágil, essa 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, aliviando a energia armazenada e servindo como uma superfície deslizante para o segmento de material.

Simultaneamente ocorre 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 plasticamente e aquecida sob alta temperatura, fazendo com que o cavaco seja longo, mas com aparência serrilhada (Matsumoto apud Pedrosa, 2001).

2.4 Mecanismo de Formação de Cavaco em HSM

Particularmente em usinagem com altas velocidades de corte, basicamente dois tipos de cavacos são encontrados, os quais dependem do tipo de material da peça e de suas condições metalúrgicas: *cavaco contínuo* e *cavaco segmentado* (Flom e Komanduri, 1989). Materiais de estrutura cúbica de corpo centrado e de face centrada, tais como ligas de alumínio e aços de baixo teor de carbono apresentam altos valores de difusividade térmica e baixa dureza e produzem cavacos contínuos em HSM. Já o cavaco segmentado, caracterizado por cisalhamento localizado, ocorre em materiais de baixa difusividade térmica e ligas endurecidas, como ligas a base de níquel, de titânio e aços endurecidos.

O mecanismo de segmentação do cavaco é dividido em duas etapas. A primeira envolve instabilidade plástica e deformação localizada em bandas estreitas na zona de cisalhamento primária. A segunda etapa caracteriza-se pela formação gradual dos segmentos sob um processo de pequena deformação (Warnecke e Siems, 2001). Os cavacos segmentados são formados acima de certos valores de velocidade de corte e persistem com aumento desse parâmetro. Devido à sua melhor disposição, os cavacos segmentados são preferíveis em relação aos contínuos. Para materiais e ligas mais duras, o grau de segmentação do cavaco, que será visto adiante, depende diretamente da velocidade de corte (Flom e Komanduri, 1989).

Apenas para exemplificar, os aços AISI 4340 apresentam cavacos contínuos a velocidades de corte de 120 m/min. A 975 m/min, os cavacos desprendidos da peça são essencialmente segmentados. O Inconel 718, uma superliga a base de níquel, forma cavacos contínuos sob velocidades de corte abaixo de 60 m/min. Entre 60 e 120 m/min inicia-se o processo de segmentação. Já a liga de titânio Ti-6Al-4V apresenta cavaco segmentado em todas as velocidades de corte, indiferentemente do tratamento térmico aplicado no material da peça.

De acordo com Schulz et al. (2001), durante a formação de cavaco sob altas velocidades de corte, o material da peça falha em função da alta carga dinâmica na zona de cisalhamento primária. O resultado se expressa na forma de um

cisalhamento localizado que resulta no cavaco segmentado. Schulz e colaboradores têm realizado pesquisas na Universidade de Darmstadt desde a década de 80 para determinar o processo de formação de cavaco em fresamento com altas velocidades de corte.

Utilizando um centro de usinagem de 3 eixos, com potência de 30 kW e rotação máxima de 16.000 rpm, os pesquisadores conduziram os testes em liga de alumínio AlZnMgCu (T6) na condição como recebida, recorrendo a duas fresas de $\varnothing 125$ mm com 8 insertos e $\varnothing 160$ mm com 10 insertos. Através de análises metalográficas dos cavacos longitudinalmente preparados nas amostras, os autores do trabalho caracterizaram a segmentação dos cavacos pela eq. (2.3),

$$G_s = \frac{h_1 - h_2}{h_1} \quad (2.3)$$

onde G_s se denomina *Grau de Segmentação do Cavaco*, h_1 é a altura total do cavaco e h_2 é a altura da banda de cisalhamento entre duas lamelas. A Figura 2.8 ilustra as variáveis da eq. (2.3).

Figura 2.8 - Definição do grau de segmentação do cavaco G_s .

Fonte: Schulz et al. (2001).

Concluíram que G_s aumenta com o acréscimo da velocidade de corte e com o aumento do avanço por dente. Além dos parâmetros de corte, a microestrutura do material da peça tem grande influência na segmentação do cavaco. Quanto maior a dureza da peça, maior a segmentação do cavaco, representado por G_s . Em tese, a segmentação do cavaco ocorre em decorrência da separação das bandas de cisalhamento.

Por fim, buscando avaliar a influência da segmentação do cavaco nas forças de corte, os pesquisadores mediram os esforços de corte utilizando um dinamômetro piezelétrico durante o fresamento de duas ligas de alumínio em condições microestruturais distintas: uma subenvelhecida (175 HV) e outra superenvelhecida (100 HV). Os resultados das investigações revelaram que a força de corte diminui com aumento da velocidade de corte, para os cavacos contínuos e segmentados. Entretanto, acima de 8.000 m/min, a segmentação não exerce influência na força de corte.

Diversas outras pesquisas também buscam explicações para o mecanismo de formação de cavaco em condições de altas velocidades de corte. Klocke e Hoppe (2001) estudaram a formação de cavaco torneando a seco o aço AISI 1045 e a liga de alumínio 7075. Variando a velocidade de corte de 250 a 6.000 m/min, observaram que a força de corte diminui até um certo valor de velocidade de corte, alcançando um mínimo, e depois passa a aumentar. Ainda segundo os autores, o processo de formação de cavaco sob alta velocidade de corte em geral é altamente dependente do material da peça, da geometria da ferramenta e do avanço.

Ning et al. (2001) investigaram o mecanismo de formação de cavaco em operação de fresamento de topo com alta velocidade de corte, aplicada na usinagem de materiais endurecidos. Usinando aço H13, com dureza de 55 HRc, velocidade de corte entre 10.000 e 30.000 m/min e ferramenta de metal duro revestida com TiNAl, verificaram a formação de 4 tipos de cavacos, os quais foram assim denominados: *estável*, com formato cônico, *instável*, resultado da vibração e fratura periódica do material na ponta da ferramenta, *crítico*, na forma de uma senóide e *severo*, cavaco plano devido à baixa frequência de vibração.

Uma pesquisa sobre processo de formação de cavaco em altas velocidades de corte de materiais endurecidos foi realizada por Poulachon e Moisan (2001). Os autores de trabalho conduziram os testes em 5 diferentes durezas: 10, 30, 42, 53 e 62 HRc. Observaram que o cisalhamento localizado do cavaco é diretamente proporcional à dureza do material da peça e classificaram 4 tipos de

cavacos oriundos do aço para mancal 100Cr6 para as 5 condições microestruturais: *ondulado, segmentado, cisalhado localizado e descontínuo*.

Os mecanismos que regem a formação desses tipos de cavacos apresentaram boa correspondência com o método analítico proposto pelos autores, no qual pode ser estendido para alta velocidade de corte aplicada em materiais dúcteis ou baixa velocidade de corte em aços endurecidos. Quatro estágios da formação dos cavacos foram identificados pelos autores. No Estágio 1 nucleia-se uma trinca na região do cavaco não deformado, localizada acima da ponta da ferramenta. O Estágio 2 caracteriza-se pela expulsão parcial de parte do material ainda indeformado. A porção de material anterior a essa é comprimida na superfície de saída da ferramenta. No Estágio 3 ocorre uma deformação intensa na ponta da ferramenta devido às altas deformações localizadas e o aumento da temperatura é inevitável. Por fim, no Estágio 4, o cavaco altamente deformado é expelido e um novo ciclo se inicia com a nucleação de uma nova trinca.

2.5 Energia Específica de Corte em Operações de Usinagem

A energia específica é uma das grandezas físicas importantes provenientes da fenomenologia da usinagem (Gorczyca, 1987). Obviamente, outras variáveis como força, tempo e comprimento de corte, desgaste da ferramenta, temperatura de corte, entre diversas mais, também têm seu grau de relevância neste cenário.

Durante o processo de usinagem, a energia total por unidade de tempo, ou mesmo potência de corte, pode ser determinada multiplicando-se diretamente a força de corte F_c pela velocidade de corte v_c . No entanto, como muitos parâmetros de corte influem diretamente no valor da energia consumida, ela é tipicamente normalizada, dividindo-a pela taxa na qual o material é removido da peça, ou seja, o produto entre a espessura de corte h , largura de corte b e velocidade de corte v_c , eq. (2.4).

$$u = \frac{F_c \cdot v_c}{h \cdot b \cdot v_c} = \frac{F_c}{h \cdot b} \quad (2.4)$$

Alguns pesquisadores preferem manter a velocidade de corte v_c na expressão e denominam u como potência específica de corte. Neste caso, u pode ser entendido como a razão entre potência de corte e a taxa de remoção de material, o que equivale à energia por unidade de volume (King, 1986). As unidades adotadas do sistema inglês são hp/in³/min. Este termo representa a potência necessária do eixo da máquina-ferramenta em *horsepower* para remover 1 in³ de material por minuto (DeGarmo, 1997).

Do ponto de vista do comportamento mecânico da peça usinada, Shaw (1995) declara que a energia específica de corte u pode ser compreendida como uma quantidade intensiva que caracteriza a resistência oferecida ao corte por um dado material, assim como a tensão de tração e a dureza caracterizam a resistência à deformação plástica.

A energia específica é um conceito muito útil não apenas para a usinagem com ferramentas de geometria definida e indefinida, mas também para processos de conformação (Shaw, 1995). Na usinagem, pode-se estimar as forças de corte as quais, em projeto, determinam as necessidades estruturais da máquina e, em processo, influem na qualidade dimensional e geométrica do produto acabado.

A energia específica de corte pode ser usada também para estimar a potência requerida em uma operação de usinagem de um dado material (Ersoy, 2004). Neste caso, a eficiência do motor deve ser considerada nos cálculos para levar em conta efeitos de inércia e atrito. Alguns pesquisadores adotam constantes multiplicativas para compensar variações da velocidade de corte, avanço, profundidades de usinagem e desgastes da ferramenta.

Salmon (1992) acrescenta que a energia específica de corte tem uma relação direta com os resultados de uma usinagem. Altos valores de energia específica geram elevadas taxas de transferência de calor e grandes tensões residuais na peça, que podem convergir para uma pobre integridade metalúrgica do produto.

Baixos níveis de energia específica produzidos no processo causam menos danos à peça, além de indicar a qualidade e eficiência da ferramenta de corte (Ersoy, 2004). Assim, a meta é minimizar a energia específica durante a usinagem.

De forma análoga, a pressão específica de corte k_s é definida como a razão entre a força de corte e a área da seção de corte (Machado e Silva, 1999). Também pode ser entendida como a energia efetiva consumida para remover uma unidade de volume do material da peça (Salmon, 1992). Em ambos os casos, a unidade é dada em energia por unidade de volume ou força por área. A pressão específica de corte é considerada um bom indicador do índice de usinabilidade dos materiais e permite compreender todo o processo de corte (Polini e Turchetta, 2004). Apesar da variedade de formulações apresentadas por diversos pesquisadores, a fórmula da pressão específica de corte para um caso geral é dada pela eq. (2.5):

$$k_s = \frac{F_c}{f \cdot a_p} \quad (2.5)$$

sendo F_c a força de corte, f o avanço e a_p a profundidade de usinagem (Norma ABNT NBR 6162/1989). Neste caso, fazendo-se uma análise dimensional simples, observa-se que k_s é dada no sistema internacional em N/m^2 ou submúltiplos. No entanto, multiplicando o numerador e o denominador da razão que compõe k_s pela velocidade de corte v_c , é possível obter a forma equivalente de energia específica corte, dada em J/mm^3 . Essa inserção de v_c na formulação não altera matematicamente o resultado, mas permite entender a pressão específica de corte por outra dimensão física do fenômeno da usinagem.

Apoiando-se no conceito de energia específica de corte, pode-se compreender os mecanismos de deformação plástica e ruptura inerentes aos processos de usinagem. Cerca de $\frac{3}{4}$ da energia total é associada ao cisalhamento na zona primária, na direção do plano de cisalhamento, e $\frac{1}{4}$ restante decorre da zona de cisalhamento secundária, interface entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta de corte. De acordo com Melo et al. (2003), a energia consumida no corte essencialmente converte-se em calor. Parcelas desse calor são transferidas ao cavaco (90%), à peça (5%) e à ferramenta (5%), aproximadamente.

Como é possível notar, a terminologia encontrada na literatura técnica não apresenta, salvo melhor juízo, uma padronização para o termo energia específica de corte. Potência, energia e pressão específica de corte foram os termos mais comumente encontrados nos mais variados livros e artigos científicos de renome nacional e internacional. Com o propósito de uniformizar o termo empregado neste trabalho, a expressão *energia específica de corte* e o símbolo u serão adotados.

2.5.1 Componentes da energia específica de corte

Inúmeros pesquisadores declaram que a energia específica de corte pode ser parcelada em componentes responsáveis por diferentes mecanismos durante a usinagem. De acordo com Jetly e Taylor apud Black (1989) e Shaw (1984), a energia específica de corte pode ser dividida em quatro componentes:

- energia de cisalhamento por unidade de volume, u_s ;
- energia de atrito por unidade de volume, u_f ;
- energia cinética por unidade de volume, u_m ;
- energia de superfície por unidade de volume, u_a .

A energia por unidade de volume decorrente do processo de cisalhamento u_s pode ser estimada substituindo na eq. (2.4) a energia por unidade de volume necessária estritamente para cisalhar o material. Assim,

$$u_s = \frac{F_s \cdot v_z}{h \cdot b \cdot v_c} \quad (2.6)$$

onde $v_z = v_c \cdot \cos \gamma / \cos(\phi - \gamma)$ é a velocidade de cisalhamento e F_s é a força de cisalhamento. Estima-se que a energia de cisalhamento por unidade de volume representa cerca de 75% da energia total.

A energia por unidade de volume devido ao efeito do atrito u_f é consumida na passagem do cavaco pela superfície de saída da ferramenta de corte. Esta componente é sensível à velocidade de corte e pode ser expressa segundo a eq. (2.7).

$$u_f = \frac{F_T \cdot v_{cav}}{h \cdot b \cdot v_c} \quad (2.7)$$

onde $v_{cav} = v_c \cdot \sin\phi / \cos(\phi - \gamma)$ é a velocidade de escoamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta e F_T é a força de atrito na interface cavaco-ferramenta.

A energia cinética por unidade de volume u_m requerida para acelerar o cavaco é geralmente desprezada, mas torna-se especialmente importante quando se trata de usinagem com altas velocidades de corte. Esta componente também responde pela mudança na quantidade de movimento que o cavaco sofre ao passar pelo plano de cisalhamento. Ela pode ser escrita como:

$$u_m = \frac{F_m \cdot v_z}{h \cdot b \cdot v_c} \quad (2.8)$$

onde $F_m = \rho \cdot v_c^2 \cdot h \cdot b \cdot \delta \cdot \sin\phi$ é a força decorrente da variação da quantidade de movimento, ρ é a densidade do material usinado e δ é a deformação de cisalhamento.

Por último, a energia por unidade de volume u_a necessária para produzir uma nova superfície ainda não usinada é dada pela expressão abaixo. O valor 2 na equação refere-se às duas novas superfícies geradas depois que o corte é feito.

$$u_a = \frac{2T}{h} \quad (2.9)$$

onde T é a energia de superfície do material que está sendo usinado e h é a espessura de corte. O valor de T para a maioria dos metais é cerca de $1,051 \text{ J/mm}^2$. A energia específica u_a é requerida, pois está associada às ligações iônicas que sustentam a formação do material sólido (Shaw, 1984). Concluindo, para aplicações em usinagem, a energia total por unidade de volume requerida para o corte do material pode ser bem aproximada por:

$$u \cong u_s + u_f \quad (2.10)$$

A expressão somente é válida para os casos em que as velocidades estejam abaixo de 900 m/min. Assim, para altas velocidades de corte, a parcela da energia cinética deve ser incluída.

DeGarmo (1997) declara ser interessante computar a energia total em um determinado processo e determinar como ela é distribuída entre a zona de cisalhamento primária e secundária, em função das parcelas de cisalhamento e atrito. Geralmente, o atrito consome cerca de 30 a 40% da energia total e 60 a 70% é destinada ao processo de cisalhamento do cavaco segundo o pesquisador. Dessa forma, é seguro assumir que a maior parte da energia que entra no processo de usinagem é consumida por estas duas regiões, traduzidas pelas eqs. (2.11) e (2.12).

$$u_s = \frac{F_s \cdot v_z}{f \cdot a_p \cdot v_c} \quad (2.11)$$

e

$$u_f = \frac{F_T \cdot v_{cav}}{f \cdot a_p \cdot v_c} \quad (2.12)$$

De acordo com Boothroyd e Knight (1989), a energia específica de corte, no caso de operações com retificação, pode ser compreendida em três parcelas distintas. Uma porção da energia que entra no processo de corte é consumida para formar o cavaco. Outra parte é responsável pela deformação da peça sem, no entanto, remover material. Por último, há uma parcela de energia consumida devido ao efeito do atrito, sobretudo em condições de desgaste. Razavi et al. (2003), no entanto, sugere que a energia específica seja composta de duas parcelas: a de formação de cavaco e a de deformação da peça sem remoção de material.

Salmon (1992) compartilha da mesma idéia apresentada por Boothroyd e Knight sobre o comportamento da energia específica e suas parcelas. Segundo o autor, a energia específica pode ser particionada em componentes de cisalhamento (*cutting energy*), de riscamento ou deformação lateral do material da peça (*plowing energy*) e de atrito dos grãos abrasivos (*rubbing energy*). Todas as parcelas dependem da agressividade do rebolo.

A parcela de corte é responsável pelo cisalhamento do material da peça e a conseqüente formação de cavaco com posterior remoção de material. A componente de riscamento refere-se às deformações plásticas laterais causadas pela passagem dos grãos abrasivos na peça. Essa parcela é indesejável por não constituir remoção de material. A parcela de atrito relaciona-se ao calor gerado pelo contato entre superfícies planas de grãos desgastados e o material da peça sendo usinada.

A componente de atrito proporciona mais prejuízo ao processo de usinagem, uma vez que todo calor gerado pode ir para a peça, comprometendo a qualidade metalúrgica superficial do produto. O controle da energia específica procedente do atrito pode ser feito afiando o rebolo em operações de dressagem. A Figura 2.9 mostra um desenho esquemático alusivo às três componentes de energia principais ocorridas em processo de retificação.

Figura 2.9 - Três formas de energia específica encontradas em retificação.

Fonte: Modificado de Salmon (1992).

Salmon (1992) comenta ainda que a energia específica utilizada neste tipo de usinagem pode ser separada em 7 modos principais sequenciados adiante. O pesquisador não apresenta modelos de cálculos de cada parcela da energia específica e apenas menciona as subdivisões.

- aquecimento da peça
- aquecimento do rebolo
- aquecimento do cavaco
- energia cinética do cavaco
- radiação nas regiões circunvizinhas de corte
- energia para criar novas superfícies
- tensões residuais geradas nas superfícies do cavaco e da peça

Malkin (1989) detalha ainda mais o processo de interação grão abrasivo-peça em processos de retificação. Segundo o pesquisador, uma forma de compreender melhor este tipo de usinagem, que utiliza ferramenta com geometria indefinida, é reunir evidências que identifiquem os mecanismos de interação. Medições de forças e potências requeridas na usinagem sob amplas faixas de condições ajudam a aprimorar cada vez mais esse entendimento.

Neste sentido, um dos parâmetros fundamentais é a energia específica de corte que é derivada da potência. Malkin afirma serem fisicamente idênticas a energia específica e a potência específica de corte, pois a primeira se relaciona ao volume de material removido e a segunda, à taxa de remoção volumétrica de material.

Desde a década de 50, medições sistemáticas de força e energia específica vem sendo realizadas em retificação. Valores maiores de energia específica foram encontrados em comparação com outros tipos de processos de usinagem, como torneamento e fresamento. Um dos resultados observados foi o aumento da energia específica quando se diminui a profundidade de usinagem ou a velocidade da peça.

Quando esses estudos estavam sendo implementados, o modelo de formação de cavaco proposto por Merchant em 1945 estava começando a ser empregado em vários processos de usinagem dos metais. Como já é sabido, segundo esse modelo, o mecanismo de formação de cavaco ocorre por um processo intenso de cisalhamento do material, em uma região extremamente localizada, seguido por atrito do cavaco quando este desliza sobre a superfície de saída da ferramenta de

corte. Cerca de 75% da energia total provém do cisalhamento e 25% restantes do efeito do atrito.

No entanto, em retificação, na tentativa de interpretar o modelo de formação de cavaco relacionando-o às medidas de forças de usinagem, estimativas de tensão de cisalhamento durante a formação do cavaco foram feitas no sentido de compará-las com as medições experimentais, as quais excederam grandemente a tensão de escoamento do material sendo retificado.

Dessa forma, mais impressionante ainda foi obter níveis de tensão de cisalhamento maiores para menores espessuras de corte, o que corresponde a valores de energia específica mais elevados. Para considerar este resultado até então anômalo, a teoria do efeito de escala, originário do termo em inglês *size effect*, foi proposta. Essa teoria será mais bem detalhada no item 2.5.4.

Considerando essas verificações, a aparente contradição do emprego do modelo clássico de formação de cavaco em retificação é calcada na elevada magnitude da energia específica de corte. Assim, segundo Malkin (1989), toda energia oriunda do processo de deformação plástica em retificação é convertida em calor de uma maneira tão rápida, por envolver altas velocidades e grandes deformações, que o processo pode ser considerado adiabático.

Portanto, um balanço energético deveria valer, de forma que toda energia por unidade de volume gerada devido à deformação plástica convergiria para conduzir a mesma unidade de volume do material ao seu estado de fusão. Recorrendo-se a dados empíricos de diferença de entalpia entre a temperatura de fusão do aço no estado líquido e a temperatura ambiente no estado sólido, foi possível encontrar o valor de $10,5 \text{ J/mm}^3$, geralmente representativo dessa classe de materiais.

Entretanto, em medidas tradicionais de energia específica em retificação, obteve-se níveis 2 a 6 vezes maiores que a energia de fusão do aço. Parece inconsistente que a energia por unidade de volume associada à deformação plástica e

à geração de cavaco possa ser muito maior que a energia de fusão do mesmo material por unidade de volume.

Baseado em todas essas argumentações e verificações de ordem prática, Malkin propõe então que a energia específica total deve ser formada por outras componentes. A primeira delas é a energia decorrente do atrito entre grãos desgastados *sliding energy*, caracteristicamente formados por áreas planas e marcados por estrias na direção de retificação.

Assim, indica-se que parte da energia específica consumida no processo provém do deslizamento das áreas planas contra a peça. É possível afirmar então que as forças de retificação e, conseqüentemente, as energias específicas de corte podem ser formadas por parcelas de corte e deslizamento. A Figura 2.10 mostra um desenho esquemático sobre esse mecanismo.

Figura 2.10 - Esquema de um grão abrasivo com área plana desgastada removendo um cavaco.

Fonte: Modificado de Malkin (1989).

Continuando o raciocínio de Malkin, a energia específica de corte, que é a parcela da energia específica de retificação menos a porção decorrente do deslizamento de grãos planos e desgastados, pode ser calculada da seguinte maneira:

$$u = \frac{F_{t,c} \cdot v_s}{b \cdot v_w \cdot a_p} \quad (2.13)$$

onde $F_{t,c}$ é a força tangencial de corte, v_s é a velocidade do rebolo, v_w é a velocidade da peça, b é a largura do rebolo e a_p é a profundidade de usinagem. Observa-se que o

numerador é a potência associada ao corte e o denominador é a taxa de remoção volumétrica. Vale lembrar que a força tangencial de corte é considerada procedente de grãos perfeitamente afiados.

Vários testes de retificação destinados à medida da energia específica de corte foram realizados em aços com alto teor de carbono, utilizando distintos tamanhos de grãos abrasivos de 30 a 120 mesh. Os resultados são apresentados na Figura 2.11.

Figura 2.11 - Energia específica *versus* taxa de remoção volumétrica por unidade de largura do rebolo.

Fonte: Malkin (1989).

Sob baixas taxas de remoção de material, a energia específica de corte é extremamente alta, mas cai assintoticamente tendendo a um valor mínimo constante de aproximadamente $13,8 \text{ J/mm}^3$. Outros testes foram feitos em diversos aços, dentre os quais, aços de baixo teor de carbono até aços-ferramenta. Os resultados foram surpreendentes, uma vez que todos os valores medidos de energia específica se encontraram próximos de 40 J/mm^3 para $v_w \cdot a_p = 1 \text{ mm}^2/\text{s}$.

Mesmo depois de subtrair a energia específica proveniente do deslizamento, as magnitudes da energia específica de retificação permaneceram

elevadas, ainda não satisfazendo o balanço energético proposto por Malkin. Assim, para baixas taxas de remoção volumétrica, correspondentes a pequenos valores de espessura de corte, o processo não poderia ser associado ao modelo clássico de formação de cavaco. Portanto, deveria haver mais uma componente de energia que ainda estaria somando-se à energia específica de corte.

A outra porção de energia refere-se ao fenômeno de riscamento produzido durante a passagem do grão abrasivo pela peça, que gera deformação plástica lateral. Essa parcela não participa da remoção de material e, portanto, é indesejada e deve ser minimizada. No início do contato entre grão e peça, há deformação elástica que pode ser negligenciada. Após esta etapa, deformações plásticas laterais começam a ocorrer, no entanto, apenas até um certo ponto crítico de espessura do cavaco. Alguns fatores influem na energia de deformação plástica, como a afiação dos grãos, orientação, ângulo de saída e coeficiente de atrito.

A parcela da energia específica de deformação plástica lateral (riscamento) tem sido grandemente estudada, fixando profundidades de usinagem em ferramentas de geometria definida piramidais de base quadrada e triangular. Os experimentos propostos visam posicionar as ferramentas ortogonalmente em relação ao material, com uma face perpendicular à direção de corte, ou obliquamente, com uma aresta agindo como frente de corte.

Observações mostraram que o aumento da velocidade da peça ou da profundidade de usinagem proporciona elevação do volume de cavaco indeformado, de modo que a quantidade relativa de material deformado lateralmente, antes de alcançar a espessura de corte crítica, diminui. Assim, sob mais altas taxas de remoção de material, a energia de riscamento diminui, sendo, no limite, igual a zero e restando apenas a energia específica responsável pela formação de cavaco, que é assumida ser constante. No caso da Figura 2.11, a energia específica de corte é de $13,8 \text{ J/mm}^3$. Portanto, segundo Malkin, a energia específica total de retificação pode ser considerada composta por três componentes.

$$u = u_{ch} + u_{pl} + u_{sl} \quad (2.14)$$

onde u_{ch} é a energia específica de formação de cavaco, u_{pl} é a energia específica de riscamento e u_{sl} é a energia específica de deslizamento de áreas planas de grãos desgastados em contato com a peça. Vale lembrar que apenas u_{ch} participa efetivamente do processo de remoção de material, mas ainda continua sendo mais alta se comparada aos processos de usinagem que utilizam ferramentas de geometria definida.

Ainda considerando os testes em retificação, notou-se que a energia específica de corte parece ser insensível ao tipo de liga ou ao tratamento térmico da peça usinada. Dessa forma, aços de baixo teor de carbono trabalhados a quente, em primeira vista, apresentam a mesma energia específica de retificação que as ligas endurecidas. Talvez, a explicação desse fato esteja calcada no balanço energético entre energia específica de corte e energia específica de fusão do material.

Segundo a premissa de que cerca de 75% da energia específica de corte é tipicamente associada ao cisalhamento do material da peça e 25% refere-se ao atrito na interface cavaco-ferramenta, então se conclui que $10,4 \text{ J/mm}^3$ trata-se de cisalhamento, que é muito próximo do valor calculado para energia específica de fusão do aço por unidade de volume, $10,5 \text{ J/mm}^3$.

Assim, essa igualdade é considerada válida sob as condições mencionadas, isto é, o processo de usinagem é realizado sob altas taxas de deformação e em condições assumidas adiabáticas. Malkin apresenta uma coletânea de resultados, sintetizada em um único gráfico, em que a correlação entre energia específica de retificação e energia específica de fusão do material é confirmada. A Figura 2.12 mostra alguns dados para uma faixa de materiais ensaiados, como alumínio, molibdênio e vanádio.

Figura 2.12 - Energia específica de corte *versus* energia específica de fusão de certos materiais.

Fonte: Malkin (1989).

2.5.2 Fatores que influem a energia específica de corte

A energia específica é sensível a diversos parâmetros inerentes aos processos de usinagem. Depende genericamente, dentre vários fatores, do material da peça, de parâmetros de corte e da ferramenta. A seguir apresenta-se um histórico mais detalhado sobre cada um desses fatores.

2.5.2.1 Características intrínsecas ao material da peça

Dentre as características da peça que agem diretamente no comportamento da energia específica, incluem-se a dureza, o tipo de material usinado, sua composição química e seu limite de resistência ao cisalhamento. Uma abordagem de cada uma dessas variáveis é apresentada na sequência.

- Dureza:

Em geral, a dureza do material também influi na energia específica de corte. Assim, quanto maior a dureza, maior o valor de u . Entretanto, deve-se ter

cuidado quando se relaciona dureza e energia específica, pois pode haver materiais de dureza semelhantes e valores de u diferentes. Nestes casos, os elementos de liga ou a estrutura cristalina proporcionam tal distinção.

Usinando o latão no estado endurecido, encontrou-se menores valores de energia específica. Nos casos do alumínio, latão e cobre no estado recozido (materiais essencialmente dúcteis) há um comportamento diferenciado quanto à usinabilidade. O endurecimento por deformação (encruamento) e a aderência dos materiais recozidos causam aumento da energia específica de corte.

Valores típicos de energia específica são apresentados na Tabela 2.2 para vários tipos de materiais. O autor não especifica quais tipos de processos de usinagem foram empregados na medida da energia específica e nem a forma de medição.

Tabela 2.2 - Valores de energia específica para vários materiais.

Material	Dureza	Energia Específica de Corte		
		hp/in ³ /min	kW/cm ³ /min	J/mm ³
Aços	85 - 200 HB	1,1	0,050	3,00
	35 - 40 HR _C	1,4	0,064	3,82
	40 - 50 HR _C	1,5	0,068	4,10
	50 - 55 HR _C	2,0	0,091	5,46
	55 - 58 HR _C	3,4	0,155	9,28
Aços inoxidáveis	150 - 450 HB	1,2 - 1,4	0,050 - 0,068	3,00 - 3,82
Ligas de níquel	80 - 360 HB	1,8 - 2,0	0,082 - 0,091	4,92 - 5,46
Ligas de níquel e cobalto	200 - 360 HB	2,0 - 2,5	0,090 - 0,110	5,46 - 6,55
Ligas de magnésio	40 - 90 HB	0,16	0,007	0,44
Ferro fundido	100 - 190 HB	0,7 - 1,0	0,030 - 0,045	1,91 - 2,73
	190 - 300 HB	1,4 - 1,6	0,050 - 0,070	3,82 - 4,37
Alumínio 2014-T6	30 - 150 HB	0,25 - 0,34	0,014 - 0,016	0,68 - 0,93
Cobre	50 HR _B	0,9 - 1,0	0,041 - 0,046	2,46 - 2,73
Ligas de cobre	10 - 80 HR _B	0,5 - 0,6	0,022 - 0,030	1,36 - 1,64
	80 - 100 HR _B	0,8 - 1,0	0,036 - 0,046	2,18 - 2,73
Titânio	250 - 375 HB	1,8 - 2,0	0,082 - 0,091	4,92 - 5,46

Fonte: Modificado de DeGarmo (1997).

De maneira análoga a DeGarmo, Gorczyca (1987) reúne medidas de energia específica de corte, ilustrando as diferenças nas unidades utilizadas, mas não menciona o tipo de operação e os parâmetros de corte empregados, Tabela 2.3.

Tabela 2.3 - Energia específica para vários materiais de durezas diferentes.

Material	Dureza HB	Potência Específica de Corte		
		hp/in ³ /min	kW/cm ³ /s	J/mm ³
Aços	125	0,62	1,69	1,69
	180	0,75	2,05	2,05
	260	0,90	2,46	2,46
	430	1,50	4,10	4,10
Ferro Fundido	150	0,40	1,09	1,09
	250	0,90	2,46	2,46
	270	1,20	3,28	3,28
Latão	35	0,23	0,63	0,63
	75	0,26	0,71	0,71
	130	0,30	0,82	0,82
Cobre	40	0,90	2,46	2,46
Alumínio	35	0,14	0,38	0,38
	90	0,16	0,44	0,44
	120	0,20	0,55	0,55
	150	0,24	0,66	0,66

Fonte: Modificado de Gorczyca (1987).

▪ Tipo de Material:

Diversos ensaios em torneamento também foram realizados objetivando verificar a influência do tipo de material usinado na energia específica de corte. Shaw (1984) resume na Tabela 2.4 alguns valores aproximados de energia específica. A espessura de corte utilizada foi de 0,25 mm e o pesquisador não menciona os demais parâmetros de corte empregados.

Tabela 2.4 - Energia específica de corte medida em torneamento para vários materiais.

Material	u [J/mm ³]
Ligas de alumínio	0,702
Ferro fundido cinzento	1,053
Latão	1,053
Aço AISI 1213	1,755
Aço de médio teor de carbono AISI 1018	2,106
Ligas de titânio	3,510
Aços inoxidáveis	4,914
Ligas a base de níquel ou cobalto	4,914

Fonte: Shaw (1984).

Daves (1989) também apresenta dados que reforçam a dependência da energia específica de corte com o tipo e propriedades mecânicas dos materiais usinados. A Figura 2.13 a seguir mostra vários resultados experimentais de energia específica medidos em operação de torneamento relacionados ao nível de dureza das famílias de materiais metálicos empregados. Todas as condições de ensaio foram mantidas constantes: $a_p = 2,54$ mm, $f = 0,318$ mm/volta.

Figura 2.13 - Efeito da composição e dureza da peça na energia específica para o torneamento.

Fonte: Modificado de Daves (1989).

▪ Composição Química:

Após algumas verificações de ordens práticas, constatou-se que a energia específica de corte é influenciada segundo determinados fatores. A composição química do material da peça exerce grande influência sobre u . Para os aços carbono comuns, o aumento da porcentagem de carbono eleva a energia específica de corte.

No entanto, o aumento dos teores de fósforo, chumbo e boro fazem diminuir o valor de u . A ação desses elementos baseia-se na deformação plástica e na formação de planos de baixa resistência durante a formação do cavaco, requerendo, dessa forma, menos energia para ruptura do cavaco. O papel lubrificante também desenvolvido por essas inclusões minimiza o atrito na interface cavaco-ferramenta (Sandvik apud Diniz et al., 2000).

- Tensão de Cisalhamento:

Dentre as propriedades mecânicas comuns dos materiais, a tensão de ruptura ao cisalhamento é o fator mais adequado a se relacionar com u , uma vez que o mecanismo de formação de cavaco envolve cisalhamento (Diniz et al., 2000). Porém, as diferenças nas taxas de carregamento são evidentes. A tensão de ruptura do material é geralmente obtida em ensaios *quasi-estáticos*, em que a taxa de carregamento fica em torno de 10^{-3} s^{-1} . Em operações de usinagem, a taxa de carregamento é altamente dinâmica, sendo da ordem de 10^5 s^{-1} . Segundo Ferraresi (1970), há uma expressão que representa aproximadamente a relação entre a tensão de ruptura ao cisalhamento do material, o grau de recalque e a energia específica de corte.

$$k_s \cong k \cdot \tau_r \cdot R_c \quad (2.15)$$

onde k é uma constante. Pelo exame da eq. (2.15), nota-se que a energia específica não é diretamente proporcional ao aumento da tensão de cisalhamento do material da peça. Ao aumentar a resistência do material o grau de recalque R_c diminui, pois a plasticidade do material decresce. Assim, se testes forem feitos sob as mesmas condições de usinagem, um material com o dobro de resistência mecânica que outro não apresentaria um valor de u igualmente dobrado.

2.5.2.2 Parâmetros inerentes às ferramentas de corte

As ferramentas também trazem características relacionáveis integralmente à energia específica de corte. O material do substrato, do revestimento, a geometria como um todo, com ângulos e dimensões, e até níveis de desgaste contribuem para alterar as magnitudes da energia específica. Cada um desses elementos é detalhado na sequência.

- Material da ferramenta e tipo de revestimento:

Dependendo do material da ferramenta de corte, o atrito entre o material da peça e a superfície de saída da ferramenta diminui, minimizando a energia específica de corte. Nakayama e Arai apud Diniz et al. (2000) demonstraram que as

forças de usinagem variaram pouco com testes de vários insertos da classe P adequados para usinagem de aços. O revestimento de TiN tende a diminuir o coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta e, assim, minimizar u .

▪ Ângulo de saída γ :

Do ponto de vista geométrico, os principais ângulos da ferramenta são os que mais interferem no valor de u , por agirem diretamente nas forças de usinagem. Assim, quanto maior o ângulo de saída γ , menor é a força de corte e menor é u , como mostra a Figura 2.14. Em outras palavras, um ângulo de saída maior positivamente proporciona um maior ângulo de cisalhamento, menor grau de deformação do material da peça no plano de cisalhamento e menor grau de recalque. De acordo com Shaw (1984), para cada aumento positivo de 1° no ângulo de saída da ferramenta, a energia específica de corte diminui cerca de 1%.

Figura 2.14 - Componentes da força de usinagem em função do ângulo de saída e de posição da ferramenta de corte.

Fonte: Modificado de Vieregge apud Ferraresi (1970).

A Tabela 2.5 também traz dados alusivos ao papel do ângulo de saída da ferramenta na energia específica de corte. Os dados foram medidos por Lapsley, Grassi e Thomson em 1950 e apresentados por Shaw (1984). Os ensaios foram

conduzidos em aço SAE 4130 com ferramenta de aço rápido, largura de corte constante de 12,1 mm e velocidade de corte de 27 m/min. A espessura de corte adotada foi de 0,22 mm. Vale lembrar que F_c é a força de corte, τ é a tensão de cisalhamento no plano de cisalhamento, σ é a tensão de compressão no plano de cisalhamento, u é a energia específica total e u_s é a energia específica decorrente do cisalhamento para formação de cavaco.

Tabela 2.5 - Influência do ângulo de saída da ferramenta na energia específica de corte.

γ [°]	F_c [N]	τ [MPa]	σ [MPa]	u [J/mm ³]	u_s [J/mm ³]	u_s/u
25	4412	459	576	1,696	1,096	0,65
35	3002	403	558	1,151	0,630	0,55
45	2584	405	507	0,993	0,448	0,45

Fonte: Shaw (1984).

Segundo Diniz et al. (2000), a influência desses ângulos depende da plasticidade dos materiais usinados. Ela é mais visível em materiais dúcteis, pois a capacidade desses materiais exercerem sua plasticidade antes de se romperem é bem maior, isto é, há grande deformação plástica. Em materiais frágeis, este efeito é pouco pronunciado, pois ocorre um menor grau de deformação até a ruptura do cavaco. Assim, para esses casos, a influência desses ângulos na energia específica de corte é desprezível.

- Ângulo de folga α :

Variações do ângulo de folga α também interferem no valor da energia específica. Grandes ângulos de folga tendem a diminuir u , por minimizar o contato entre a peça e a superfície de folga da ferramenta. Pequenos ângulos de folga aumentam u , justamente por aumentar esse contato. Ângulos de folga menores que 5° são críticos para este efeito e maiores que esse valor praticamente não têm influência na energia específica de corte (Diniz et al., 2000).

Vale lembrar que alterações nos ângulos de saída e de folga da ferramenta agem diretamente no ângulo de cunha β e, conseqüentemente, na resistência da ferramenta, aumentando ou diminuindo a sensibilidade aos choques.

- Ângulo de inclinação λ :

Outro ângulo que determina o comportamento da energia específica de corte refere-se ao ângulo de inclinação λ . Valores muito elevados negativamente do ângulo de inclinação causam aumento considerável das forças de usinagem, especialmente da força passiva. Isso torna u maior, além de gerar flexões indesejadas na peça e até deslocamentos impróprios da ferramenta.

- Ângulo de posição χ :

Quanto ao ângulo de posição, maiores valores diminuem as amplitudes da força principal de corte e, conseqüentemente, da energia específica de corte, desde que não haja interferência significativa da aresta lateral de corte com a superfície da peça. Para tanto, o ângulo secundário de posição χ' deve ser maior que 5° .

A Figura 2.15 mostra o comportamento de u de um aço SAE 1030 conforme se varia o ângulo de posição para um ângulo de ponta da ferramenta de 90° , ângulo de saída de 6° , profundidade de usinagem de 2 mm, raio de ponta da ferramenta de 1 mm, velocidade de corte de 300 m/min e avanço de 0,34 mm/volta.

Figura 2.15 - Influência do ângulo de posição da ferramenta nos valores de u .

Fonte: Richter apud Ferraresi (1970).

- Raio de ponta r_ϵ :

Poucos trabalhos científicos abordando a relação entre raio de ponta da ferramenta e energia específica de corte foram encontrados na literatura técnica. Conforme Chou e Song (2004), o aumento do raio de ponta potencializa o efeito de deformação lateral do material usinado (*plowing effect*), o que faz aumentar a energia específica de corte. Cohen (1989) menciona que o aumento do raio de ponta conduz

a uma elevação da força de corte e, conseqüentemente, da potência requerida na operação de usinagem (Figura 2.16). Raios de ponta grandes reforçam a ferramenta, prolongam sua vida e melhoram o acabamento superficial da peça, se não gerarem vibrações durante o corte. Para operações de desbaste, emprega-se raios de ponta grandes, pois ferramentas mais robustas suportam bem os esforços de usinagem. Para condições de corte leves, são usados pequenos raios de ponta.

Figura 2.16 - Efeito do raio de ponta da ferramenta na potência requerida no torneamento.

Profundidade de corte de 2,54 mm e avanço de 0,318 mm/rot.

Fonte: Modificado de Cohen (1989).

▪ Nível de desgaste:

Por fim, o nível de desgaste da ferramenta exerce uma influência considerável na energia específica de corte. Além de reduzir a precisão geométrica da ferramenta, o desgaste também aumenta os esforços de corte, elevando assim as magnitudes de u (Zhou et al., 2003). O aumento do desgaste de flanco isolado causa maior atrito entre a peça e a ferramenta, aumentando a força de corte e o valor da energia específica. A Figura 2.17 ilustra tal efeito.

Figura 2.17 - Efeito do desgaste de flanco na força de corte.

Fonte: Diniz et al. (2000).

Em uma outra situação, o desgaste de cratera, agindo em conjunto com o desgaste de flanco, faz com que a energia específica de corte não seja tão proeminente. Isso ocorre porque o aumento do ângulo efetivo de saída da ferramenta, causado pelo desgaste de cratera, compensa, de certa maneira, a contribuição do atrito gerado pelo desgaste de flanco. Essa combinação de efeitos proporciona esforços de corte mais estáveis, após rápido aumento da força de corte, causado pelo aumento inicial do desgaste de flanco (Diniz et al., 2000).

2.5.2.3 Condições e operações de usinagem

Os parâmetros de corte e as condições de usinagem nas quais os materiais são usinados talvez sejam os fatores mais abordados e pesquisados na literatura técnica quanto à energia específica. Citam-se, dentre as principais variáveis, a profundidade de usinagem, o avanço, a espessura de corte, a área da seção de corte, velocidade de corte e até o tipo de operação de usinagem empregado. Uma discussão sobre cada fator segue na sequência.

- Profundidade de usinagem:

Diversos estudos comprovam a influência da profundidade de usinagem na energia específica de corte. A maioria dos resultados aponta para variações proporcionais pequenas de u quando a_p é alterado. Na realidade, a profundidade de usinagem e o avanço apresentam o mesmo comportamento diante da energia específica. Quanto maior a profundidade, menor a energia específica (Ersoy, 2004). Maiores variações em u são observadas para pequenos valores de a_p , Figura 2.18.

Figura 2.18 - Variação da energia específica de corte com a profundidade de usinagem.

Fonte: Schallbroch e Bethmann apud Ferraresi (1970).

▪ Avanço:

Ferraresi (1970) menciona que o aumento do avanço causa uma diminuição no grau de recalque que, por sua vez, diminui a energia específica de corte. Assim, o avanço é mais sensível que a profundidade de usinagem. A Figura 2.19 exemplifica tal comportamento na energia específica de corte.

Figura 2.19 - Variação da energia específica de corte com o avanço segundo AWF 158.

Fonte: Ferraresi (1970).

Segundo Shaw apud Diniz et al. (2000), durante o processo de formação de cavaco, uma porção de material removido escorrega entre a superfície de folga da ferramenta e a peça, gerando o chamado fluxo lateral de cavaco. Para pequenos avanços a quantidade de material que se transforma em cavaco não é muito diferente daquela geradora do fluxo lateral de cavaco. Nesses casos, a força consumida por este fenômeno é relativamente grande. Quando o avanço aumenta, quase todo volume de material se transforma em cavaco e u diminui.

▪ Espessura de corte:

De acordo com Shaw (1995), no caso dos metais, determina-se experimentalmente que a energia específica é inversamente proporcional à espessura de corte, eq. (2.16).

$$u = \frac{1}{h^n} \quad (2.16)$$

Esta formulação é válida para valores de $h > 25 \mu\text{m}$. O expoente da espessura de corte, no denominador da razão, depende da operação de usinagem

realizada. A variável n vale 0,2 para operações que utilizam ferramentas de geometria definida, 0,3 para retificação de desbaste e 0,8 a 1 para retificação de acabamento (geometria indefinida).

A espessura de corte h , por fazer parte da área da seção de corte, também influi diretamente na energia específica de corte. Segundo Boothroyd e Knight (1989), a energia específica depende principalmente da espessura média de corte ou espessura média do cavaco indeformado. A Figura 2.20 traz várias faixas de energia específica em função da operação de corte e da espessura média de corte.

Figura 2.20 - Energia específica de corte para vários materiais e operações de usinagem em função da espessura de corte h .

Fonte: Modificado de Boothroyd e Knight (1989).

Shaw (1984) apresenta também referências sobre a influência da espessura de corte h na energia específica. Os dados foram obtidos por Lapsley, Grassi e Thomsen. Esses pesquisadores ensaiaram o aço 4130 com ferramenta de aço rápido, largura de corte constante de 12,1 mm, velocidade de corte de 27 m/min e ângulo de saída da ferramenta de 25°.

A operação adotada foi torneamento, recorrendo-se ao corte ortogonal e sem emprego de fluido de corte. Embora a tecnologia empregada seja antiga, os resultados alcançados ilustram muito bem a dependência entre as variáveis de interesse, Tabela 2.6.

Tabela 2.6 - Influência da espessura de corte na energia específica de corte.

h [mm]	F _c [N]	τ [MPa]	σ [MPa]	u [J/mm ³]	u _s [J/mm ³]	u _s /u
0,06	1690	571	717	2,202	1,441	0,65
0,09	2113	514	662	1,972	1,241	0,63
0,13	2860	521	690	1,862	1,165	0,63
0,15	3238	454	596	1,758	1,207	0,69
0,22	4412	469	576	1,696	1,096	0,65

Fonte: Shaw (1984).

▪ Área da seção de corte:

A área da seção de corte é outra variável que interfere no valor da energia específica de corte. É possível verificar experimentalmente que u diminui com aumento da área da seção de corte. Essa diminuição ocorre mais intensamente devido ao aumento do avanço que propriamente pelo aumento da profundidade de usinagem. A Figura 2.21 ilustra essa variação em escalas logarítmicas.

Figura 2.21 - Relação entre energia específica de corte e área da seção de corte para vários materiais.

Fonte: Hippler apud Ferraresi (1970).

- Velocidade de corte:

De acordo com Diniz et al. (2000) e Ersoy (2004), a velocidade de corte, mesmo minimamente, também influi na energia específica de corte. Empregando baixas velocidades de corte em materiais dúcteis, há a formação de aresta postiça de corte e um conseqüente aumento do ângulo efetivo de saída. Isso causa diminuição de u .

Aumentando-se para valores de velocidade de corte usuais, a energia específica de corte tende a diminuir levemente, devido à diminuição da deformação e da dureza do cavaco, bem como das condições de atrito (Bakkal et al., 2004). Para insertos de metal duro, a diminuição de u já não se torna tão acentuada com velocidades de corte acima de 150 m/min. Nestes casos, é possível observar que a força de corte já não é influenciada pela velocidade de corte e sim a potência de corte, pois é diretamente proporcional à velocidade de corte (Diniz et al., 2000). A Figura 2.22 esquematiza o comportamento da variação da energia específica perante a mudança da velocidade de corte.

Figura 2.22 - Comportamento da energia específica com a velocidade de corte.

Fonte: Diniz et al. (2000).

Ferraresi (1970) aponta três razões atribuídas ao efeito da velocidade de corte na energia específica: diminuição do grau de recalque R_c , aumento da temperatura na zona de corte e diminuição do coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta. Ensaios com ferramentas de metal duro nas faixas de trabalho de

vários materiais testados mostraram que u diminui com aumento de v_c . A Figura 2.23 ilustra a dependência de u em função da velocidade de corte para vários materiais

Figura 2.23 - Energia específica de corte em função da velocidade de corte para diferentes materiais.

Fonte: Vieregge apud Ferraresi (1970).

De acordo com Boothroyd e Knight (1989), a energia específica de corte pode variar consideravelmente para um dado material quando se varia a velocidade de corte. Segundo os pesquisadores, para elevados níveis de velocidade de corte, u tende a tornar-se constante, como mostra a Figura 2.24. Este valor constante pode ser útil na prática para estimar as forças requeridas para usinar um dado material sob altas velocidades e taxas de avanço.

Figura 2.24 - Energia específica *versus* velocidade de corte para um aço de médio teor de carbono.

Fonte: Modificado de Boothroyd e Knight (1989).

Shaw (1984) também menciona sobre a influência da velocidade de corte na energia específica. Apresentando um conjunto de resultados obtidos por Merchant em 1945, Shaw afirma que o aumento da velocidade de corte causa diminuição de u . A Tabela 2.7 traz os valores para o aço NE 9445 com dureza de 187 HB. A ferramenta utilizada foi um carboneto sinterizado em testes de torneamento com corte ortogonal, largura de corte de 6,35 mm e sem aplicação de fluido de corte.

Tabela 2.7 - Influência da velocidade de corte na energia específica de corte.

v_c [m/min]	F_c [N]	τ [MPa]	σ [MPa]	u [J/mm ³]	u_s [J/mm ³]	u_s/u
60	1646	586	793	2,758	2,013	0,73
122	1601	607	945	2,689	1,834	0,68
196	1463	621	889	2,455	1,717	0,70
362	1348	641	896	2,262	1,551	0,69

Fonte: Shaw (1984).

Vale ressaltar que a velocidade de corte tanto em retificação como em operações que envolvem ferramentas com geometria definida, traz consigo alguns paradoxos quando relacionada ao conceito de energia específica de corte. O aumento na velocidade de corte tem dois efeitos nos valores de energia específica de corte: aumenta a taxa de deformação que conseqüentemente causará um aumento de u ; aumenta a ductilidade do material da peça pelo efeito térmico que proporcionará uma diminuição de u (Shaw, 1996).

Outro exemplo que ilustra a dependência da energia específica com a velocidade de corte é apresentado na Figura 2.25. Adicionalmente, foi possível verificar também o efeito da geometria da ferramenta e dureza do material empregado nos testes. Ensaiou-se latão nas condições recozido e endurecido.

Figura 2.25 - Influência da velocidade de corte, ângulo de saída da ferramenta e dureza da peça na energia específica.

Fonte: Modificado de Cohen (1989).

▪ Tipo de operação de usinagem:

Como já abordado anteriormente, a energia específica de corte varia em função do tipo de operação de usinagem utilizada. Em linhas gerais, qualidades de trabalho mais refinadas correspondem a valores de energia específica de maiores amplitudes. O gráfico abaixo ilustra esse fato, comparando as operações de usinagem mais comuns, relacionadas à espessura de corte. Pode-se observar que a diminuição de u com o aumento de h é uma propriedade geral, conforme ilustra a Figura 2.26.

Figura 2.26 - Energia específica *versus* espessura de corte para diferentes operações de usinagem.

Fonte: Vieregge apud Ferraresi (1970).

Kalpakjian (2000) também apresenta dados medidos de energia específica de corte basicamente para dois tipos de operação: as que utilizam ferramentas de geometria definida e retificação. Segundo o autor, os níveis de energia específica consumidos em retificação baseiam-se na presença de desgaste dos grãos abrasivos e cavacos produzidos com grandes ângulos de saída negativos. A Tabela 2.8 e Tabela 2.9 resumem esses valores. O tamanho dos intervalos pode ser decorrente das diferenças na resistência mecânica dentro de cada grupo e outros fatores de processo, como atrito e uso de fluido de corte.

Tabela 2.8 - Energia específica de diversos materiais da peça para usinagem com ferramentas de geometria definida.

Material	Energia específica de corte	
	W.s/mm ³	hp.min/in ³
Ligas de alumínio	0,4 - 1,1	0,15 - 0,40
Ferro fundido	1,6 - 5,5	0,60 - 2,00
Ligas de cobre	1,4 - 3,3	0,50 - 1,20
Ligas de magnésio	0,4 - 0,6	0,15 - 0,20
Ligas de níquel	4,9 - 6,8	1,80 - 2,50
Ligas refratárias	3,8 - 9,6	1,10 - 3,50
Aços inoxidáveis	3,0 - 5,2	1,10 - 1,90
Aços	2,7 - 9,3	1,00 - 3,40
Ligas de titânio	3,0 - 4,1	1,10 - 1,50

Fonte: Kalpakjian (2000).

Tabela 2.9 - Energia específica de diferentes materiais da peça para retificação.

Material	Dureza	Energia específica de corte	
		W.s/mm ³	hp.min/in ³
Alumínio	150 HB	7 - 27	2,5 - 10
Ferro fundido (classe 40)	215 HB	12 - 60	4,5 - 22
Aços de baixo carbono (1020)	110 HB	14 - 68	5 - 25
Ligas de titânio	300 HB	16 - 55	6 - 20
Aços-ferramenta (T15)	67 HR _C	18 - 82	6,5 - 30

Fonte: Kalpakjian (2000).

- Condições de lubrificação e refrigeração:

Por último, as condições de lubrificação e refrigeração podem interferir na energia específica de corte devido às modificações das condições de atrito entre o

cavaco e a ferramenta. Dessa forma, quanto maior for a penetração do fluido na interface cavaco-ferramenta, menor será o valor de u , em virtude do efeito lubrificante do fluido e da queda das forças de usinagem. Porém, em altas velocidades de corte, a ação lubrificante é prejudicada em função da menor penetração do fluido na interface.

2.5.3 Métodos de cálculo da energia específica de corte

Inúmeras teorias, baseadas em resultados experimentais, foram propostas para calcular empiricamente a energia específica de corte. Todas elas fundamentam-se basicamente em constantes específicas dos materiais envolvidos e nos parâmetros de corte avanço e profundidade de usinagem.

Taylor foi um dos grandes estudiosos da dependência da energia específica de corte com a área e a forma da seção de corte. Após testes em vários materiais, o pesquisador expressou as relações para ferro fundido cinzento, ferro fundido branco e aço ao carbono com médio teor de carbono, respectivamente.

$$k_s = \frac{88}{f^{0,25} \cdot a_p^{0,07}} \quad (2.17)$$

$$k_s = \frac{138}{f^{0,25} \cdot a_p^{0,07}} \quad (2.18)$$

$$k_s = \frac{200}{f^{0,07}} \quad (2.19)$$

onde f é o avanço e a_p é a profundidade de usinagem.

A ASME - *American Society of Mechanical Engineers* - também efetuou pesquisas sobre a energia específica de corte. Em posse de uma coletânea de dados

de potência de corte e taxa de remoção de cavaco, foi possível estimar uma expressão representativa desses dados, apresentada na eq. (2.20).

$$k_s = \frac{C_a}{f^n} \quad (2.20)$$

onde C_a é uma constante do material, f é o avanço e n vale 0,2 para aços e 0,3 para ferro fundido. Os valores da constante C_a foram obtidos para diferentes materiais testados e parâmetros das ferramentas de aço-rápido pré-fixados, como os ângulos principais e raios de ponta. É possível corrigir os valores da constante se forem utilizados outros materiais e geometrias para ferramentas de corte.

Da mesma forma, a AWF - *Ausschuss für Wirtschaftliche Fertigung* - a associação de produção econômica da Alemanha apresenta uma tabela de u obtida de estudos para diversos materiais. A eq. (2.21) resume esse estudo.

$$k_s = \frac{C_w}{f^{0,477}} \quad (2.21)$$

onde C_w é uma constante do material e f é o avanço. Representando graficamente as expressões empregadas no cálculo de u , observa-se o comportamento comparativo das expressões propostas (Figura 2.27). As distintas inclinações das curvas ocorrem devido aos diferentes expoentes do avanço.

Figura 2.27 - Energia específica de corte em função do avanço obtida por diferentes pesquisadores.

Fonte: Ferraresi (1970).

Recorrendo a teoria da plasticidade e a inúmeros ensaios experimentais, Hucks estabeleceu a expressão de recorrência abaixo para estimar u .

$$k_s = \tau_r \cdot \left[\frac{1}{\sqrt{\tan^2 \left(90^\circ + 2\gamma - 2 \left(\arccot g \frac{R_c - \sin \gamma}{\cos \gamma} \right) \right)} + 1} + \frac{R_c - \sin \gamma}{\cos \gamma} \right] \quad (2.22)$$

onde τ_r é a tensão de cisalhamento na ruptura do material.

Kronenberg, outro pesquisador da energia específica de corte, propôs a seguinte expressão para a determinação de u .

$$k_s = \frac{C}{f^{ps} a_p^{qs}} = \frac{C_{ks} \left(\frac{G}{5} \right)^{gs}}{s^{fs}} \quad (2.23)$$

onde $G = a_p/f$ é o índice de esbeltez, C , C_{ks} , ps , qs , gs e fs são constantes que dependem do par peça-ferramenta.

Em 1951, Kienzle apresentou uma formulação bastante simples e precisa para os cálculos da energia específica de corte. Diferentemente das expressões mostradas, a equação de Kienzle traz não mais o avanço nem a profundidade de usinagem, mas a espessura de corte h . Por meio de testes práticos, foi possível levantar a representação gráfica de u para um determinado par peça-ferramenta, como ilustra a Figura 2.28.

Figura 2.28 - Energia específica em função da espessura de corte h .

Fonte: Ferraresi (1970).

Alterando-se as escalas dos eixos para logarítmicas, nota-se que os pontos tornam-se alinhados segundo uma reta. A Figura 2.29 mostra essa mudança dos eixos. As eqs. (2.24) e (2.25) apresentam as expressões finais de Kienzle para a determinação da energia específica de corte.

Figura 2.29 - Energia específica em função da espessura de corte h na escala dilogarítmica.

Fonte: Ferraresi (1970).

$$\log(k_s) = \log(k_{s1}) - z \log(h) \quad (2.24)$$

ou

$$k_s = \frac{k_{s1}}{h^z} \quad (2.25)$$

onde k_{sl} é uma constante específica do material para uma seção de corte de 1 mm^2 e z é o coeficiente angular da reta.

2.5.4 Efeito de escala (size effect)

Conforme já abordada inicialmente no item 2.5.1, a teoria do efeito de escala foi formulada em função do resultado paradoxal e inversamente proporcional entre a espessura de corte h e a energia específica de corte u . Em outras palavras, sua proposição surgiu para explicar a consequência aparentemente antagônica de que a diminuição da espessura de corte acarreta aumento nos níveis de tensão de cisalhamento na zona de corte.

Em princípio, essa teoria sugere que o aumento da energia específica com a redução da espessura do cavaco indeformado ou espessura de corte se deve a um aumento da tensão limite de escoamento, devido a uma maior probabilidade de ocorrer cisalhamento em pequenos volumes de material com discordâncias de maior resistência ao deslocamento (Malkin, 1989).

Ocorre que a aplicação da teoria das discordâncias em usinagem dos metais indica altas densidades de discordâncias exatamente na zona de cisalhamento, com ratificações de ordens práticas por meio de microscopia eletrônica de transmissão em cavacos de retificação.

Segundo Shaw (1996), o aumento de u , decorrente do efeito de escala, é reflexo da diminuição da probabilidade de se encontrar defeitos microestruturais no plano de cisalhamento. Spenrath; Kim apud Schroeter (1999) explica que o empobrecimento do número de discordâncias com capacidade de movimentação ou o bloqueio de seus movimentos quando se diminui a espessura de corte faz aumentar a energia específica de corte.

Outros pesquisadores, como Boothroyd e Knight (1989), formulam que o efeito de escala aparece devido à relação entre o raio de aresta da ferramenta e a espessura de corte ou espessura do cavaco indeformado. Durante a usinagem, a força resultante do processo de corte é distribuída sobre as áreas da ferramenta que estão em contato com a peça, isto é, na superfície de saída e de folga.

Nenhuma aresta de ferramenta de corte é perfeitamente aguda, como ilustra a Figura 2.30. Observações mostraram que o raio de aresta varia na faixa de milésimos a centésimos de milímetros. Portanto, há um raio de concordância nesta região da ferramenta que une as superfícies de saída e de folga. Nestas regiões age uma força considerada constante responsável apenas por deformar o material da peça, não contribuindo na remoção de cavaco. Esta força é chamada *plowing force*.

Figura 2.30 - Regiões de contato entre a ferramenta e a peça. F_r é a força resultante, F_r' é a força requerida para remoção de cavaco e F_p' é a força de deformação.

Fonte: Modificado de Boothroyd e Knight (1989).

Para grandes magnitudes de espessura de corte, a força de deformação *plowing force* resultante que age na região de arredondamento da aresta da ferramenta é proporcionalmente pequena em relação à força de corte total. No entanto, para pequenos valores de h , a força de deformação é proporcionalmente

grande e não pode ser negligenciada. Portanto, o aumento da energia específica, representado pelo efeito de escala, traduz-se pelas grandes razões entre o raio de aresta da ferramenta e a espessura de corte. Nestes casos, há pouco volume de cavaco removido em relação à quantidade de deformação sofrida pela peça.

A Figura 2.31 apresenta uma curva representativa do efeito de escala ocorrido durante o fresamento de um aço com resistência à tração de 870 MPa. Não foram divulgadas pelo autor mais informações sobre o processo de usinagem e os parâmetros de corte empregados.

Figura 2.31 - Efeito da espessura de corte na energia específica.

Fonte: Modificado de Boothroyd e Knight (1989).

Shaw (1995) complementa o raciocínio sobre a teoria do efeito de escala considerando aspectos metalúrgicos em processos de retificação. Segundo o pesquisador, a força resultante entre a partícula abrasiva e o material da peça determina o tamanho da zona de deformação elasto-plástica na peça, assim como a orientação em que ela se estabelece, na mesma direção da força resultante. Esse mecanismo de formação de cavaco proposto por Shaw em 1972, considerando uma única partícula abrasiva em retificação de acabamento, ilustra o efeito de escala na energia específica de corte, que é muito maior em retificação do que no torneamento.

Assim, em retificação de acabamento, um volume grande de material deve ser deformado sob altas energias específicas para gerar um pequeno volume efetivo de cavaco. Isto indica que a energia específica aumenta mais rápido com a diminuição da espessura de corte do que na usinagem com ferramentas de geometria definida e, por esse motivo, o expoente n da eq. (2.16) é maior. A Tabela 2.10 traz alguns valores representativos de energia específica de corte para ferramentas de geometria definida e indefinida.

Tabela 2.10 - Energia específica de corte para um aço de médio teor de carbono.

Processo	h [μm]	u [J/mm^3]	Expoente n
Ferramenta de geometria definida	250	2,1	0,2
Abrasivo de desbaste	25	13,8	0,3
Abrasivo de acabamento	1,25	68,9	0,8 - 1,0

Fonte: Shaw (1995).

Dessa forma, compartilhando da mesma idéia de Boothroyd e Knight (1989), é possível compreender a razão pela qual os expoentes são distintos e dependentes basicamente do processo de usinagem na expressão proposta por Shaw para o cálculo da energia específica de corte.

Tomando-se por base os processos de retificação, no caso da operação de acabamento, a espessura de corte em relação ao raio de curvatura de um ponto de corte é tão pequena que o modelo de formação de cavaco proposto por Merchant para corte ortogonal torna-se inapropriado. O ângulo de saída efetivo passa a ser tão grande negativamente que o material removido pode ser classificado mais precisamente como o ocorrido em um processo de extrusão.

Confirmando essa teoria, experimentos de torneamento de aço endurecido empregando-se velocidade de corte entre 66 e 120 m/min, com avanços entre 0,025 e 0,2 mm/volta, forneceram o gráfico mostrado na Figura 2.32.

Figura 2.32 - Energia específica em função da espessura de corte no torneamento de aço endurecido.

Fonte: Modificado de Elbestawi et al. (1996).

Nesses experimentos, nota-se que os valores de espessuras de corte podem ser comparados àqueles empregados em processos abrasivos e que, em razão da configuração da aresta de corte em PCBN com ângulo de saída entre -6° e -26° , o processo assemelha-se muito mais à retificação.

Desta forma, pode-se estimar que a energia específica para operações de acabamento em alta velocidade de corte com ferramentas de aresta definida pode ser aproximada daquela encontrada nos processos abrasivos. Isso se deve principalmente à relação entre raio de aresta da ferramenta e espessura de corte, associado a altos valores negativos de ângulo de saída.

2.5.5 Apresentação de alguns resultados da literatura

Grande parte das pesquisas sobre energia específica de corte aplicada direta ou indiretamente em usinagem dos metais provém de processos de retificação, embora vários estudos sobre a interação entre abrasivo e a peça tenham sido adaptados utilizando ferramentas de geometria definida (Torrance apud Hwang et al., 1999). Hwang et al. (1999) investigaram o efeito da profundidade de usinagem e do raio do grão abrasivo na energia específica de corte. Os três parâmetros de retificação velocidade do rebolo, da peça e profundidade de usinagem foram variados

perfazendo um total de 54 condições de ensaio. Os materiais da peça incluíram dois tipos: nitreto de silicone prensado a quente e nitreto de silicone sinterizado. Dois rebolos de diamante de 180 e 400 mesh foram utilizados.

Os autores do trabalho concluíram que a diminuição da profundidade de usinagem, o aumento do ângulo em “V” do canal retificado e o aumento do raio na ponta do grão conduzem a um aumento da energia específica de corte, causado pelo efeito de escala do processo. Os valores de energia específica de corte variaram na faixa de 1 a 15 J/mm³.

Tso e Wu (1999) propuseram um método de medida do tamanho do cavaco e um parâmetro de volume de cavaco equivalente, proveniente da retificação, para comparar tamanhos de cavacos de várias condições de corte. Para isso, o acabamento superficial, as forças de retificação e a energia específica de corte foram estudados. Usinando o aço W1 (SK3) aquecido e resfriado em água, com dureza 60 HRc, e um reboło WA80K8V, os autores variaram a velocidade do reboło, de 1100 a 1900 m/min, velocidade da peça, 3, 4 e 5 m/min e mantiveram a profundidade de usinagem constante em 10 µm.

Observaram que os cavacos, ao desprenderem da peça sendo usinada, voam para o ar e sofrem uma reação exotérmica em contato com o oxigênio. Sem refrigeração, devido às altíssimas temperaturas, eles tomam formas esféricas ou se fundem completamente. Concluíram que o aumento da velocidade da peça gera maior volume de cavaco, ao contrário da velocidade do reboło.

O volume equivalente de cavaco, que considera a velocidade da peça e do reboło de corte, além de uma constante específica do material, também influi globalmente no processo. Seu aumento causa um aumento na rugosidade superficial da peça e nas forças tangencial e normal. Já a energia específica de corte decresce com o aumento do parâmetro volume equivalente de cavaco.

Segundo os autores, a energia específica de corte total na retificação pode ser dividida em três parcelas distintas: energia de deformação do material da peça e

dos grãos do rebolo, energia de formação do cavaco e energia de deslizamento do cavaco. Como a retificação de acabamento opera com baixos valores de profundidade de usinagem, o mecanismo de microextrusão, citado por Shaw, responsável pela energia de deformação do material da peça, acaba por causar maior influência na energia específica de corte total.

Embora não envolva propriamente geometria de ferramenta relacionada com energia específica de corte, um trabalho conceitualmente relevante realizado por Bradbury et al. (1997) mostrou a influência da preparação do substrato e do processo de revestimento empregado em serras circulares e de fita no desempenho dessas ferramentas. Diferentemente das ferramentas monocortantes, as serras têm o problema do armazenamento e transporte de cavaco entre os dentes, o que compromete a eficiência da ferramenta e pode ser captado pelo aumento da energia específica de corte durante o processo de usinagem (Bradbury et al., 2000). Todos os resultados convergiram para a utilização de substratos microjateados e revestidos com TiN, pois melhoram o desempenho e a vida da ferramenta, bem como diminuem a energia específica de corte.

Há também alguns trabalhos encontrados na literatura que buscam formas alternativas e independentes do uso de máquinas-ferramentas para a medida da energia específica de usinagem. Com isso, é possível obter resultados dessa grandeza física de maneira absoluta, sem relacionar-se diretamente ao processo de usinagem estudado. É o que ocorre, por exemplo, com o trabalho de Clark et al. (2000), que estudaram erosão e calcularam valores de energia específica de corte recorrendo-se ao movimento de Coriolis. O aparelho permite medir também o coeficiente de atrito e o volume de material desgastado.

Originalmente em estudos erosivos, o conceito de energia específica em erosão data de 1959 e foi primeiramente introduzido por Riemsdijk e Bitter. Expressa a quantidade de energia dissipada por partículas erodentes que colidem com uma superfície de teste para remover uma unidade de volume de material (Clark et al., 2000). Também pode ser entendida como a resistência à erosão de um material sob uma dada condição de teste. Nesta área de estudo, a energia específica total não

propriamente de corte, mas denominada de desgaste, é a soma das parcelas produzidas pela deformação e pelo corte das partículas.

Através de um balanço de força de uma única partícula, em que atua a rotação e as forças centrípetas e de Coriolis, é possível aplicar a segunda lei de Newton e obter uma equação diferencial de segunda ordem que fornece o valor do trabalho de atrito realizado pela partícula para deslizar sobre a superfície, em um dado tempo e posição radial, a contar do centro de giro.

Os autores do trabalho concluíram que a energia específica calculada com base neste modelo não é uma propriedade intrínseca do material, mas varia com as condições de teste. Foi possível obter resultados oriundos da liga de alumínio 6061-T6, em que a energia específica foi igual a 37 J/mm^3 . Também se verificou que a energia específica aumenta com o aumento do coeficiente de atrito.

Ramos Neto et al. (2001) apresentaram resultados de energia específica de riscamento medidos em um ensaio de esclerometria pendular. Este tipo de ensaio permite simular o processo abrasivo de sistemas tribológicos, procurando reproduzir a ação de uma partícula dura em uma superfície de teste. Há basicamente três tipos de esclerômetros: retilíneo, rotativo e pendular. Este último é particularmente interessante quando são exigidas elevadas deformações e altas taxas de deformação plástica (Sodenberg apud Ramos Neto, 2001).

A energia exigida para riscar o material é obtida pela variação da energia potencial do pêndulo. Assim, quanto maior a energia específica de riscamento, maior a resistência ao risco. Os resultados são dados em energia por volume [J/mm^3] em função da perda de massa [mg]. A esclerometria pendular também permite a análise dos vários mecanismos de formação de cavaco (Franco apud Ramos Neto, 2001).

Neste trabalho, os autores propuseram uma nova geometria de corpo-de-prova que fosse capaz de gerar uma profundidade de riscamento constante, justamente o que não ocorre no ensaio clássico causado pelo próprio raio decorrente da trajetória do pêndulo. Os resultados mostraram, em testes no aço SAE 1020, que

há uma diferença entre as energias medidas com corpos-de-prova planos, usados nos ensaios clássicos, e corpos-de-prova munidos de raio de curvatura. Os primeiros geram menores valores de energia específica quando comparados aos dados medidos recorrendo-se a corpos-de-prova modificados com raio de curvatura, isto é, com profundidade de usinagem constante. Além disso, o efeito de escala pode ser mais facilmente visualizado.

Sales et al. (1999) serviram-se da mesma técnica para avaliar a energia específica do aço SAE 8640 sob várias condições de lubrificação. Utilizando um pêndulo Upsala modificado, derivado do ensaio Charpy (Figura 2.33), os autores conduziram os ensaios a seco, com fluido mineral integral, emulsionável (5%), sintéticos (5%) com dois teores de aditivos e água.

Figura 2.33 - Máquina de esclerometria pendular utilizada na análise da energia específica do aço SAE 8640 com aplicação de diferentes fluidos de corte.

Fonte: Sales et al. (1999).

A medida de energia específica pela aplicação de um esclerômetro pendular ou uma máquina de ensaio Charpy modificada pode explicar diversos resultados práticos com a vantagem de não necessitar utilizar ensaios dispendiosos de usinagem (Sales et al., 1999). Um martelo pendular de 2,86 kg de massa, liberado a um ângulo de 154° com energia inicial de 19 J gerou uma velocidade de riscamento de 4,1 m/s ou cerca de 246 m/min. A profundidade do risco variou de 40 a 250 μm . Vale lembrar que essa velocidade atingida é comumente encontrada na prática, na usinagem de aços com ferramentas de metal duro. Dependendo da dureza do material ensaiado, os testes podem ser classificados na condição HSM.

Os resultados mostraram que a energia específica aumenta com a redução da profundidade do risco, independentemente da condição de lubrificação utilizada. No entanto, o fluido mineral integral foi o que apresentou menores energias específicas de riscamento, ao passo que os maiores valores foram originados usando água como refrigerante. No contexto geral, o ensaio de esclerometria pendular permitiu classificar fluidos de corte com base na medida da energia específica de riscamento. Além disso, pode-se verificar um aumento da energia específica decorrente da maior capacidade do fluido de retirar calor da peça e menor capacidade de lubrificação.

2.6 Ensaio de usinabilidade

A usinabilidade de um metal pode ser definida como uma grandeza tecnológica que expressa, por meio de um valor numérico comparativo (índice de usinabilidade), um conjunto de propriedades de usinagem do metal, em relação a outro tomado como padrão (Ferraresi, 1970; Machado e Silva, 1999; Diniz et al., 2000). Em termos gerais, pode-se entender usinabilidade como o grau de dificuldade de se usinar um determinado material ou como uma grandeza física que indica a facilidade ou dificuldade de se usinar um material.

Segundo Trent apud Machado e Silva (1999), a usinabilidade não é uma propriedade, mas o modo do material se comportar durante a usinagem. Ferraresi (1970) acrescenta que a usinabilidade não é uma grandeza física específica de um dado material, tal como a resistência à tração, o alongamento ou o módulo de elasticidade, mas sim uma propriedade global, resultante da combinação entre o material da peça e a ferramenta de corte.

A pesquisa utilizando ensaios de usinabilidade não envolve somente os fabricantes de materiais, mas também os consumidores e os fabricantes de ferramenta de corte. Apresenta, além disso, uma enorme relevância para a produção de uma dada empresa, razão pela qual existe interesse em se estabelecer métodos de ensaio que permitam estudar a usinabilidade de um material.

Vale enfatizar que a usinabilidade não é usada apenas para avaliar a dificuldade de se usinar um material, mas também pode quantificar o desempenho de uma ferramenta de corte, de geometrias de ferramenta e fluidos de corte (Machado e Silva, 1999). A maior parcela de resultados publicados na literatura sobre usinabilidade de materiais retrata a operação de torneamento. Mesmo sabendo que há características comuns entre processos, é aconselhável não fazer extrapolações para diferentes processos.

Algumas variáveis são apresentadas na literatura como indicadoras da usinabilidade dos materiais: forças de corte, energia requerida na usinagem, vida da ferramenta, acabamento superficial, taxa de desgaste, temperatura de corte, controle e disposição do cavaco (Machado e Silva, 1999).

A usinabilidade não depende apenas da combinação dos materiais da peça e da ferramenta. Diniz et al. (2000) acrescenta que ela depende também das condições de usinagem, das características da ferramenta, das condições de refrigeração, da rigidez do sistema máquina-ferramenta-peça-dispositivo de fixação e trabalhos executados pela ferramenta.

Ferraresi (1970) apresenta mais fatores que influem na determinação da usinabilidade dos metais que os ilustrados por Diniz et al. (2000). Eles podem ser relacionados ao material da peça, ao processo mecânico e condições de usinagem, e critérios empregados na avaliação. A sequência adiante traz mais detalhes.

Material da peça

- composição química
- microestrutura
- dureza
- propriedades de tensão e deformação
- rigidez da peça

Processo mecânico e condições de usinagem

- material da ferramenta
- condições de usinagem (velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem, geometria da ferramenta)
- fluidos de corte
- rigidez da máquina, ferramenta e sistema de fixação
- tipo de trabalho executado pela ferramenta (corte contínuo ou intermitente, condições de entrada e saída da ferramenta)

Critério básico empregado na avaliação

- baseado na vida da ferramenta
- baseado na força de usinagem
- baseado no acabamento superficial
- baseado na produtividade

Critério específico empregado na avaliação

- baseado na análise dimensional
- baseado na temperatura de corte
- baseado nas características do cavaco
- baseado na energia fornecida por pêndulo

Vários ensaios de usinabilidade têm sido apresentados na literatura para julgar o comportamento do material diante da combinação peça-ferramenta, relacionada às grandezas características de usinagem, como desgaste da ferramenta, força de corte, acabamento superficial e temperatura de corte, entre outras. Apresentar-se-ão mais adiante, embora antigos, dois exemplos clássicos extraídos de Ferraresi (1970), pois estão intimamente relacionados a este trabalho de pesquisa: *ensaios específicos baseados na energia fornecida por pêndulo*.

Do ponto de vista do estudo e análise dos materiais, os ensaios mecânicos são procedimentos ou testes experimentais realizados para determinação das propriedades mecânicas de um dado material em análise. Existem duas classes de ensaios: os destrutivos e os não destrutivos. Na categoria dos ensaios destrutivos, são classificados os ensaios de tração, dobramento, flexão, torção, fadiga, impacto,

compressão e outros (Souza, 1995). O ensaio de dureza, embora em alguns casos possa causar a inutilização da peça ensaiada, está classificado nessa categoria. Dentre os ensaios não destrutivos, podem ser citados os ensaios com raios-X, ultra-som, metrológicos, líquidos penetrantes, partículas magnéticas, entre outros exemplos.

De forma geral, os ensaios mecânicos destrutivos determinam propriedades mecânicas (Mei e Silva, 1988). O propósito é medir a resistência do material a um dado tipo de solicitação mecânica. Dentre os esforços aplicados, destacam-se os de tração, compressão, flexão, torção e cisalhamento. A escolha do ensaio mecânico mais adequado para cada tipo de material metálico depende da finalidade do material, dos esforços que esse material vai suportar e das propriedades mecânicas que se deseja medir.

Os ensaios podem ainda ser classificados de acordo com sua velocidade de execução ou tipo de carregamento aplicado. A Figura 2.34 apresentada a seguir sistematiza as principais características de cada classe de ensaio, baseadas na taxa de carregamento, conforme Nicholas (1992).

Figura 2.34 - Aspectos dinâmicos dos ensaios mecânicos.

Fonte: Modificado de Nicholas (1992).

Os ensaios de impacto são assim denominados por serem ensaios dinâmicos onde altas taxas de deformação são aplicadas nos procedimentos de teste. Os principais responsáveis pela maioria das falhas do tipo frágil que ocorrem em serviço são as baixas temperaturas e as descontinuidades, que introduzem um estado triaxial de tensões, tal como o que existe na raiz de um entalhe. Porém, uma vez que estes efeitos são acentuados a uma taxa de carregamento elevada, vários tipos de ensaios de impacto têm sido utilizados para determinar a suscetibilidade dos materiais à fratura frágil (Dieter, 1988).

Os ensaios Charpy e Izod nada mais são que aprimoramentos de ensaios que foram desenvolvidos e colocados em prática no início do século XX, mais precisamente, por Georges Charpy em 1901 na França. Esses testes detectam diferenças que não são observáveis em um ensaio monotônico, tal como o ensaio de tração. Nos ensaios de impacto, corpos-de-prova entalhados são submetidos ao impacto de um dado peso sob temperaturas conhecidas em uma máquina pendular (Ferrante, 1996). Os resultados apresentados são obtidos na forma de energia absorvida pelo corpo-de-prova durante o impacto em função da temperatura (Broek, 1995).

Figura 2.35 - Resultado típico do ensaio Charpy clássico.

Fonte: Modificado de Dieter (1988).

Um grande número de corpos-de-prova com desenhos diferentes é utilizado para compor as duas classes de ensaios mais usuais. As amostras Charpy são mais comumente aplicadas nos Estados Unidos, ao passo que os corpos-de-prova

Izod são mais utilizados na Europa. Ambos são normalizados segundo a *American Society for Testing and Materials*, norma ASTM E-23.

O corpo-de-prova Charpy possui comprimento de 55 mm, uma seção quadrada de 10 mm e apresenta um entalhe em V, com ângulo de abertura igual a 45° e profundidade de 2 mm. O raio da raiz do entalhe mede 0,25 mm. A amostra é apoiada como uma viga no suporte de apoio. O impacto, à velocidade de 5 m/s, ocorre no lado oposto ao do entalhe por um pêndulo de aproximadamente 20 kg. O corpo-de-prova é forçado a se dobrar a uma elevada taxa de deformação, da ordem de 10^3 s^{-1} .

O corpo-de-prova Izod também possui uma seção quadrada de 10 mm e um comprimento de 75 mm. O entalhe é construído a 28 mm de uma das extremidades e contém as mesmas características do entalhe Charpy. No ensaio Izod, os corpos-de-prova são engastados na posição vertical, e não apoiados, na base da máquina. A Figura 2.36 mostra o desenho e as dimensões do corpo-de-prova Charpy-V utilizado no ensaio original.

Acabamento Superficial: $2\mu\text{m}$ na superfície do entalhe e no lado oposto e $4\mu\text{m}$ nas outras superfícies
Tolerância geométrica nas superfícies da seção transversal: $90^\circ \pm 1^\circ$

Figura 2.36 - Corpo-de-prova Charpy normalizado pela ASTM E-23.

Fonte: ASTM (1996).

Apesar de muitos ensaios diferentes terem sido desenvolvidos para o estudo de fraturas, avaliações posteriores comprovam a eficácia do ensaio Charpy. Constata-se que o ensaio é confiável, reproduzível e os resultados são poucos dispersivos. Porém, quando a preparação dos corpos-de-prova é apenas regular, mesmo que o ensaio seja rigorosamente controlado, pode ocorrer uma grande

dispersão dos resultados. Essa dispersão se deve também às variações locais nas propriedades dos aços, como material mal elaborado, ao passo que outras ocorrem em razão das dificuldades em se preparar entalhes perfeitamente reproduzíveis. Tanto a forma, a profundidade do entalhe, quanto o posicionamento adequado do corpo-de-prova na máquina de impacto são variáveis críticas.

A principal aplicação do ensaio Charpy na engenharia fundamenta-se na seleção de materiais resistentes à fratura frágil. A filosofia do projeto, baseada no ensaio Charpy, se restringe em selecionar um material que possua suficiente tenacidade quando sujeito a condições severas de serviço, de modo que a capacidade do componente estrutural em suportar o carregamento possa ser calculada pelos critérios convencionais da resistência dos materiais, sem considerar, de forma quantitativa, as propriedades de fratura do material ou os efeitos de concentração de tensões provocadas pelas trincas.

Assim, a estratégia de projeto para controle da fratura, segundo essa filosofia, visa simplesmente que o componente operará no patamar superior, isto é, acima da temperatura de transição. O objetivo é evitar a fratura de caráter frágil. No entanto, esse procedimento não impede a ocorrência da fratura, pois a tenacidade dos materiais é finita mesmo no patamar superior da curva de transição.

Diversos fatores interferem no resultado da energia absorvida pelo corpo-de-prova ou na temperatura de transição. De um modo geral, esses fatores podem ser divididos em fatores físicos e metalúrgicos. Composição química, tipo de tratamento térmico, tamanho de grão e orientação dos corpos-de-prova constituem-se nos fatores metalúrgicos. Os fatores físicos são forma e tamanho do corpo-de-prova, tipo de entalhe e taxa de deformação.

A exposição sucinta sobre os principais conceitos norteadores do ensaio Charpy permite apresentar os ensaios pendulares que foram utilizados na década de 1920 para medida da usinabilidade. Recorrendo-se a um pêndulo Charpy, Airey e Oxford, em 1921, procuraram estudar o corte interrompido, tal como o ocorrido no processo de fresamento, por meio de um impacto com remoção de cavaco de uma

ferramenta monocortante fixada à haste pendular sobre um corpo-de-prova estacionário.

A fácil transformação de energia mecânica, de potencial à cinética, era aproveitada para retirar cavacos em forma de vírgula das amostras. Posteriormente, em 1927, W. Leyensetter mediu desgaste de ferramentas analisando-se o aumento das forças de corte e passiva, ambas medidas por um pêndulo desenvolvido pelo pesquisador.

Basicamente, o aparelho instituído por Leyensetter é formado por um pêndulo P, articulado no ponto O_1 e munido de uma ferramenta monocortante na extremidade oposta F. O mancal O_1 é solidário à alavanca L que é articulada também no ponto O_2 . A alavanca L apóia-se na haste A, cujo movimento, somente permitido para cima, é medido pelo relógio comparador posicionado em O_1 . A Figura 2.37 ilustra de forma esquemática o pêndulo de Leyensetter.

Figura 2.37 - Esquema do pêndulo de Leyensetter.

Fonte: Ferraresi (1970).

A medida do desgaste das ferramentas era realizada basicamente em fases que alternavam processos de remoção de cavaco no pêndulo e torneamento. Para cada ensaio concretizado no pêndulo, que fornecia valores de força comparativos baseados no deslocamento do relógio comparador, a ferramenta era levada a um torno para usinar uma peça, de mesmo material do corpo-de-prova posto no pêndulo, sob certas condições de velocidade de corte e comprimento de usinagem. À medida que o desgaste da ferramenta testada aumentava, por conta do aumento sucessivo da velocidade de corte aplicada nas etapas de torneamento, o pêndulo

acusava maiores valores de deslocamento da alavanca L. A sequência era repetida até a quebra da ferramenta.

Leyensetter testou uma ferramenta prismática composta de aço-ferramenta com 5% de tungstênio em aço cromo-níquel com limite de resistência à tração entre 600 a 700 MPa. O método apresentava certas limitações para a época e permitia apenas a comparação de alguns materiais. Atualmente não é mais empregado e seu valor é apenas histórico.

Já em 1958, M. Ehrenreich também procurou determinar a força de corte em um pêndulo Charpy. Foi colocada na extremidade do pêndulo uma ferramenta de corte que retirava cavaco ao passar pelo material ensaiado. A transformação de energia potencial em cinética promovida pelo pêndulo fornecia o valor da força procurado. A máquina de Ehrenreich era formada por uma estrutura maior (1) que sustentava os mancais (2) na sua parte superior. Preso aos mancais, estava o eixo (3) que proporcionava o movimento ao pêndulo de seção tubular (4).

Uma ferramenta monocortante (7), fixa por um suporte (6) posicionava-se em um cone Morse (5) na extremidade da haste pendular. A fixação do corpo-de-prova (8) se dava por uma mesa regulável (9), a qual permitia variar a profundidade de usinagem. Um bloco de madeira com uma lâmina fotográfica (10) era preso ao pêndulo. Com o movimento de descida do pêndulo, antes mesmo do impacto, um diapasão (11) rigidamente fixo à estrutura da máquina com frequência própria conhecida oscilava.

Um estilete, preso na extremidade do diapasão, registrava a vibração na lâmina fotográfica (10). Assim, a velocidade antes e após o contato da ferramenta com o material podia ser calculada pela senóide registrada na lâmina fotográfica. Para a realização do ensaio, levantava-se o pêndulo até atingir um ângulo α_1 através de um cordão (12). Ao soltar o pêndulo, o cavaco era removido do material, na posição mais baixa da trajetória da haste. Após a retirada de material, o pêndulo atingia uma altura correspondente a um ângulo α_2 do outro lado da máquina. Os

ângulos de início e fim do movimento do pêndulo eram medidos pela indicação do ponteiro no disco (13). A Figura 2.38 mostra um esquema do aparelho de Ehrenreich.

Figura 2.38 - Esquema do pêndulo de Ehrenreich.

Fonte: Ferraresi (1970).

Considerando as leis do movimento pendular, Ehrenreich calculou a perda de energia decorrente da remoção de cavaco, dada pela eq. (2.26).

$$E = \frac{P_{cg}}{2g} (v_{s1}^2 - v_{s2}^2) \quad (2.26)$$

onde P_{cg} é o peso do pêndulo reduzido ao seu centro de gravidade [N], g é a aceleração da gravidade [m/s^2] e finalmente v_{s1} e v_{s2} são, respectivamente, as velocidades antes e após o corte do material [m/s]. Adotando a força de corte F_c constante, independente da velocidade de corte, pode-se obter a seguinte expressão:

$$k_s = \frac{E}{b \cdot a_p \cdot l} \quad (2.27)$$

onde E é a perda de energia devido à retirada de cavaco [J], b é a largura de corte [m], a_p é a profundidade de usinagem [m] e l é o percurso de corte [m].

Esses ensaios permitiram ao pesquisador determinar a energia específica de corte em função de diferentes parâmetros, como material da peça, geometria da ferramenta, profundidade de usinagem e velocidade de corte. Foi possível variar o percurso de corte entre 30 e 40 mm e atingir uma velocidade de contato igual a 500 m/min. A Figura 2.39 mostra a variação da energia específica de corte em função da profundidade de usinagem para diferentes ângulos de folga.

Figura 2.39 - k_s versus a_p obtido pelo pêndulo de Ehrenreich.

Fonte: Ferraresi (1970).

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Os procedimentos experimentais necessários à realização de todo o conjunto de ensaios são apresentados nos itens subseqüentes. O trabalho experimental foi assim dividido em ensaios realizados na máquina Charpy instrumentada e nas máquinas-ferramentas CNC torno e centro de usinagem para fins de validação das medições de energia específica de corte feitas na máquina pendular. Portanto, apresenta-se no Capítulo 3 uma abordagem geral dos materiais e métodos empregados em todos os ensaios e validações dos resultados.

3.1 Planejamento experimental

O planejamento prévio dos ensaios realizados na máquina Charpy instrumentada teve início com um levantamento na literatura específica sobre energia específica de corte em processos de usinagem dos metais e quais variáveis exercem influência sobre a resposta procurada. Detalhes e conceitos sobre planejamento experimental podem ser encontrados no Apêndice A. O método de ensaio (ensaio pendular) já estava previamente definido, justamente por se tratar de uma técnica distinta daquelas comumente utilizadas para avaliação da energia específica, normalmente realizadas em máquinas-ferramentas.

Dessa forma, o reconhecimento e a formulação do problema já estavam plenamente estabelecidos, ou seja, investigar o comportamento da energia específica de corte sob diferentes condições de ensaio, em uma máquina alternativa (máquina Charpy instrumentada). A nova técnica permite obter valores absolutos de energia, por basear-se em uma cinemática simples e dinâmica conhecida, sem interferências

de acionamentos e potências elétricas, como ocorre em máquinas-ferramentas. Assim, o sistema pode ser considerado próximo de um sistema conservativo, em que perdas de energia decorrentes de atritos são pequenas, havendo equilíbrio entre energia cinética e potencial.

Após um trabalho de triagem, baseado em conhecimentos práticos e teóricos de usinagem, os fatores de controle (variáveis de entrada) escolhidos e assumidos preponderantes podem ser divididos em variáveis intrínsecas da ferramenta de corte e parâmetros de corte. As variáveis intrínsecas da ferramenta são: *raio de ponta da ferramenta, geometria de quebra-cavaco e utilização de revestimento*. Os parâmetros de corte são: *profundidade de usinagem e velocidade de corte*.

O ângulo de saída da ferramenta foi mantido constante ao longo dos ensaios (-7°), assim como o ângulo de posição (45°) e a velocidade de corte (170 m/min). Todos os testes foram realizados a seco. Seguindo-se as recomendações da literatura sobre estatística, procurou-se conceber um projeto estatístico não muito grande, com um número de níveis suficientes que indicassem tendências e possibilitassem posteriores refinamentos, caso houvesse necessidade.

Os materiais dos corpos-de-prova não representaram o foco das investigações na análise estatística e, portanto, foram escolhidos de maneira que servissem apenas como meio para realização dos testes. Em todo caso, houve a preocupação em adotar materiais metálicos com propriedades mecânicas distintas que permitissem também analisar o comportamento da energia específica de corte. Para a aplicação da ANOVA, a liga de alumínio 2024 foi escolhida e mantida constante para todas as condições de ensaio. Maiores informações sobre os materiais dos corpos-de-prova podem ser vistas no item 3.3.

A faixa de exploração dos níveis dos fatores de controle foi determinada assumindo que ela causaria diferenças suficientes na variável de resposta. Sendo assim, a Tabela 3.1 apresenta os fatores de controle e os respectivos níveis.

Tabela 3.1 - Fatores de controle e os níveis adotados no ensaio pendular.

Fatores de controle	Níveis	Especificações		
Raio de ponta [mm]	3	0,8	1,2	1,6
Profundidade de usinagem [mm]	3	0,3	0,5	0,7
Geometria da ferramenta	2	Com quebra-cavaco	Sem quebra-cavaco	
Revestimento	2	TiN	Sem revestimento	

O controle dos níveis dos fatores pôde ser plenamente satisfeito, uma vez que o raio de ponta do inserto, a geometria do quebra-cavaco e o tipo de revestimento são fornecidos e garantidos pelo fabricante da ferramenta. A profundidade de usinagem também pôde ser implementada e medida por meio de um sistema de parafuso com rosca fina, que conduz a ferramenta na direção do material do corpo-de-prova. Maiores detalhes podem ser encontrados no Apêndice E.

Na análise dos dados, adotou-se a técnica estatística denominada *modelo fatorial completo*, inserida na classificação dos experimentos fatoriais. Os experimentos fatoriais são utilizados quando se deseja estudar o efeito da combinação de vários fatores de controle na variável de resposta. Este modelo foi considerado adequado às investigações pretendidas nesta pesquisa e uma matriz de experimentos com um total de 36 combinações entre os níveis dos fatores de controle e duas réplicas pôde ser elaborada e ensaiada. O Apêndice A traz a codificação dos fatores de controle e a aleatorização da seqüência dos testes realizados na máquina de ensaio Charpy instrumentada.

A preocupação em avaliar o erro experimental também mereceu atenção na condução dos ensaios. É por esse motivo que pelo menos uma repetição foi aplicada aos ensaios e os procedimentos de ensaio foram devidamente monitorados para que influências externas fossem minimizadas. Como a média amostral é usada para estimar o efeito de um fator no experimento, a repetição permite obter uma estimativa mais precisa desse efeito.

Por tratar-se do principal foco do trabalho de doutorado, o planejamento experimental destinado à aplicação da análise de variância foi feito apenas para a máquina Charpy instrumentada. É importante frisar que outros testes também foram conduzidos na máquina sem, no entanto, recorrer à inferência estatística das

variáveis. Além disso, uma extensão desse planejamento, sem a utilização da ANOVA, também foi empregada para comparação dos resultados oriundos do torno e centro de usinagem CNC. Portanto, são sistematizados na Tabela 3.2 todos os testes realizados nas três máquinas utilizadas neste trabalho.

Tabela 3.2 - Descrição das variáveis fixadas, pesquisadas e réplicas empregadas em todos os ensaios executados na máquina Charpy instrumentada, torno e centro de usinagem CNC.

MÁQUINA CHARPY INSTRUMENTADA			
Teste	Variáveis fixadas	Variáveis pesquisadas	Réplicas
1	Velocidade de corte (170 m/min) Corpo-de-prova (Alumínio 2024)	Profundidade de usinagem Raio de ponta da ferramenta Quebra-cavaco Revestimento	2 (ANOVA)
2	Raio de ponta (0,8 mm) Profundidade de usinagem (0,4 mm) Quebra-cavaco (QM235-H13A) Corpo-de-prova (Alumínio 2024)	Velocidade de corte	1
3	Raio de ponta (0,8 mm) Profundidade de usinagem (0,2 mm) Quebra-cavaco (QM235-TiN) Corpo-de-prova (Aço SAE 1020)	Velocidade de corte	1
4	Raio de ponta (0,8 mm) Profundidade de usinagem (0,4 mm) Velocidade de corte (170 m/min) Corpo-de-prova (Aço H13 Recozido) Inserto revestido (TiN)	Quebra-cavaco	2
5	Raio de ponta (0,8 mm) Profundidade de usinagem (0,25 mm) Velocidade de corte (170 m/min) Quebra-cavaco (QM235-TiN)	Material do corpo-de-prova	5
6	Raio de ponta (0,8 mm) Profundidade de usinagem (0,4 mm) Velocidade de corte (170 m/min) Quebra-cavaco (QF235-TiN) Corpo-de-prova (Aço H13 Recozido)	Seção de corte	2
TORNO CNC			
7	Raio de ponta (0,8 mm) Corpo-de-prova (Alumínio 2024) Inserto sem quebra-cavaco	Velocidade de corte	1
8	Raio de ponta (0,8 mm) Velocidade de corte (170 m/min) Corpo-de-prova (Alumínio 2024) Inserto sem quebra-cavaco	Profundidade de usinagem	1
9	Profundidade de usinagem (0,3 mm) Velocidade de corte (170 m/min) Corpo-de-prova (Alumínio 2024) Quebra-cavaco (IC 20) - sem revestimento	Raio de ponta da ferramenta	1

10	Raio de ponta (0,8 mm) Profundidade de usinagem (0,5 mm) Velocidade de corte (170 m/min) Corpo-de-prova (Alumínio 2024) Inserto sem quebra-cavaco	Revestimento	1
CENTRO DE USINAGEM CNC			
11	Raio de ponta (0,8 mm) Velocidade de corte (170 m/min) Corpo-de-prova (Alumínio 2024) Inserto sem quebra-cavaco	Profundidade de usinagem	1
12	Raio de ponta (0,8 mm) Profundidade de usinagem (0,5 mm) Velocidade de corte (170 m/min) Corpo-de-prova (Alumínio 2024)	Revestimento	1
13	Profundidade de usinagem (0,3 mm) Velocidade de corte (170 m/min) Corpo-de-prova (Alumínio 2024) Quebra-cavaco (IC 20) - sem revestimento	Raio de ponta da ferramenta	1
14	Raio de ponta (0,8 mm) Profundidade de usinagem (0,3 mm) Velocidade de corte (170 m/min) Quebra-cavaco (QF235-TiN) Corpo-de-prova (Aço H13 Recozido)	Seção de corte	2
15	Raio de ponta (0,8 mm) Profundidade de usinagem (0,4 mm) Quebra-cavaco (QM235-H13A) Corpo-de-prova (Alumínio 2024)	Velocidade de corte	1
16	Raio de ponta (0,8 mm) Profundidade de usinagem (0,2 mm) Quebra-cavaco (QM235-TiN) Corpo-de-prova (Aço SAE 1020)	Velocidade de corte	1
17	Raio de ponta (0,8 mm) Profundidade de usinagem (0,4 mm) Velocidade de corte (170 m/min) Corpo-de-prova (Aço H13 Recozido) Inserto revestido (TiN)	Quebra-cavaco	1
18	Raio de ponta (0,8 mm) Profundidade de usinagem (0,1 mm) Velocidade de corte (400 m/min) Corpo-de-prova (Aço H13 Temperado) Inserto revestido (TiN)	Quebra-cavaco	1
19	Raio de ponta (0,8 mm) Profundidade de usinagem (0,05 e 0,1 mm) Avanço (0,05 mm/rot) Velocidade de corte (1800 m/min) Corpo-de-prova (Aço H13 Temperado)	Substrato da ferramenta Rugosidade	1
20	Raio de ponta (0,8 mm) Velocidade de corte (400 m/min) Profundidade de usinagem (0,05 mm) Avanço (0,05 mm/rot) Corpo-de-prova (Aço H13 Temperado)	Rugosidade	1

3.2 Bancos de ensaios

O trabalho de instrumentação da máquina de ensaio Charpy convencional foi dedicado sobre as duas principais variáveis que deveriam ser medidas. O deslocamento angular da haste Charpy teve seu eixo de rotação medido instantaneamente por meio de um encoder ótico rotacional. As forças de corte foram mensuradas recorrendo-se a um dinamômetro baseado no princípio piezelétrico.

Pôde-se obter a força de corte, de avanço e passiva, que correspondem respectivamente a F_x , F_y e F_z , de acordo com as convenções do dinamômetro. Maiores informações sobre esses equipamentos principais podem ser verificadas no Apêndice E. As razões para determinação das grandezas mencionadas são mais detalhadamente explicadas no Apêndice C.

Aliado ao encoder e ao dinamômetro, ao final do sistema de medição proposto, utilizou-se um microcomputador para aquisição dos sinais e posterior tratamento dos dados obtidos. Assim, foi constituído genericamente o sistema de aquisição Charpy instrumentado, destinado à medida da grandeza energia específica de corte. A Figura 3.1 fornece um panorama real da montagem da máquina pendular.

Figura 3.1 - Máquina de ensaio Charpy instrumentada para a medida da energia específica de corte.

Os detalhes das ferramentas, encoder ótico rotacional e dinamômetro estão em destaque.

As principais especificações dos equipamentos utilizados para a medida da energia específica de corte na máquina de ensaio Charpy são mostradas na Tabela 3.3 a seguir. A Figura 3.2 traz um panorama do sistema de aquisição e tratamento dos sinais de força e ângulo. Mais informações a respeito desse sistema, como detalhamento dos circuitos eletrônicos e rotinas computacionais para aquisição, podem ser encontradas no Apêndice D.

Tabela 3.3 - Equipamentos utilizados no banco de ensaios da máquina Charpy instrumentada.

Equipamento	Especificações
Microcomputador Portátil (Notebook)	Memória RAM: 64 Mb Processador: Pentium III - 500 MHz Hard Disk: 6Gb Comunicação: Cartão PCMCIA DAQCard-700 (100 kS/s) Fabricante do cartão: National Instruments
Máquina de Ensaio Charpy Convencional	Fabricante: Wolpert Amsler Número de Fabricação: 1025 Ano: 1982 Capacidade padrão: 300 J
Dinamômetro	Fabricante: Kistler Modelo: 9257BA Canais: 3 componentes de força Faixa de trabalho: F_x, F_y : -5 a 5 kN; F_z : -5 a 10 kN Frequência Natural: 4 kHz Rigidez: 1000 N/ μ m
Amplificador de Carga	Fabricante: Kistler Modelo: 5233A Canais: 3 componentes de força
Encoder Ótico Rotacional	Fabricante: Elcis Modelo: 72 Tipo: Incremental Nº máximo de pontos/volta: 10.000 (em quadratura)

Figura 3.2 - Sistema de aquisição de sinais para a medida da energia específica na máquina Charpy.

Por se tratar de um ensaio comparativo efetuado em máquina-ferramenta, o banco de ensaio do torno CNC não mereceu grandes detalhamentos e alterações estruturais para promover a instrumentação e aquisição dos sinais de força. Em outras palavras, utilizou-se apenas um dinamômetro piezelétrico tipo *tool-holder* e um dispositivo para fixação dos corpos-de-prova adequadamente projetado para realização dos testes.

Detalhes do dispositivo e da concepção dos corpos-de-prova para o ensaio de torneamento estão no Apêndice E. A Tabela 3.4 mostra as especificações dos equipamentos de medida e a Figura 3.3 traz a montagem experimental dos ensaios realizados no torno CNC.

Tabela 3.4 - Equipamentos utilizados no banco de ensaio do torno CNC.

Equipamento	Especificações
Microcomputador Portátil (Notebook)	Memória RAM: 64 Mb Processador: Pentium III - 500 MHz Hard Disk: 6Gb Comunicação: Cartão PCMCIA DAQCard-700 (100 kS/s) Fabricante do cartão: National Instruments
Torno Horizontal CNC	Fabricante: Index Modelo / Tipo: GU 600 / GU.60.22.903.2 Ano: 1997 Capacidades máximas: 15 m/min (avanço) e 5000 rpm (rotação) Potência: 30 kW

Dinamômetro	Fabricante: Kistler Modelo: 9121 Faixa de trabalho: F_x, F_y : -3 a 3 kN; F_z : -6 a 6 kN Frequência Natural: 1 kHz Rigidez: 600 N/ μ m
Amplificador de Carga	Fabricante: Kistler Modelo: 5019B Canais: 4 componentes de força

Figura 3.3 - Banco de ensaio montado no torno CNC e sistema de aquisição de sinais empregado. Detalhes da fixação do corpo-de-prova e do dinamômetro estão ampliados.

De forma distinta da apresentada para o torno CNC, o banco de ensaio montado para a medida da energia específica de corte no centro de usinagem CNC necessitou ser mais elaborado. Além dos equipamentos de medição sabidamente necessários, como dinamômetro piezelétrico, foi preciso projetar e fabricar de forma especial o suporte tipo fresa dos insertos e o dispositivo de fixação dos corpos-de-prova. Eles não serão abordados aqui, mas os detalhes constitutivos podem ser vistos no Apêndice E. A Tabela 3.5 traz as especificações do banco de ensaio montado no centro de usinagem CNC e a Figura 3.4 apresenta uma vista geral da montagem experimental.

Tabela 3.5 - Equipamentos utilizados no banco de ensaio do centro de usinagem CNC.

Equipamento	Especificações
Microcomputador	Memória RAM: 128 Mb Processador: Pentium II - 350 MHz Hard Disk: 4,3 Gb Comunicação: Placa de aquisição A/D PCI-MIO-16E-4 (500 kS/s) Fabricante da placa de aquisição: National Instruments
Centro de Usinagem CNC	Fabricante: Romi Modelo: Discovery 560 Ano: 2001 Capacidades máximas: 5 m/min (avanço) e 7500 rpm (rotação) Potência: 12,5 CV
Dinamômetro	Fabricante: Kistler Modelo: 9272 Faixa de trabalho: F_x , F_y : -5 a 5 kN; F_z : -5 a 20 kN; M_z : -200 a 200 Nm Frequência Natural: 4 kHz Rigidez: 2000 N/ μ m
Amplificador de Carga	Fabricante: Kistler Modelo: 5019B Canais: 4 componentes de força

Figura 3.4 - Banco de ensaio montado no centro de usinagem CNC e sistema de aquisição de sinais empregado. Detalhes da fixação do corpo-de-prova e do dinamômetro estão em evidência.

3.3 Corpos-de-prova

Diversos tipos e condições microestruturais de materiais metálicos constituíram os corpos-de-prova utilizados nos ensaios, especialmente na máquina Charpy instrumentada e no centro de usinagem CNC. Em geral, o propósito foi variar alguma propriedade mecânica dos materiais de modo que se pudesse associar à influência das variáveis das ferramentas e dos parâmetros de corte adotados sobre a energia específica.

Cabe ressaltar, portanto, que a escolha dos materiais dos corpos-de-prova representou um meio de investigação entre as variáveis de entrada e saída da pesquisa. Sendo assim, a Tabela 3.6 resume os tipos de materiais ensaiados em todos os 3 bancos de ensaios propostos. Os valores de dureza foram medidos em 6 amostras de cada tipo de material com o propósito de estabelecer uma escala de dureza e avaliar a dependência da energia específica de corte com essa propriedade. As medidas de densidade foram realizadas pelo método do deslocamento de volume, à temperatura de 20 °C, com uma proveta de 250 ml e incerteza igual a ± 1 ml. Um total de 11 amostras de cada material foi considerado.

Tabela 3.6 - Materiais dos corpos-de-prova usados nos ensaios de energia específica de corte.

Material	Dureza [HB]	Condição	Densidade [kg/m ³]
Alumínio 2024	118,7 $\pm$ 18,2	Envelhecido	2777,0 $\pm$ 133,3
Aço SAE 1020	98,3 $\pm$ 3,0	Como fornecido	7842,0 $\pm$ 177,9
Aço SAE 1045	180,2 $\pm$ 3,0	Como fornecido	
Aço SAE 1213	95,2 $\pm$ 2,9	Como fornecido	
Aço ASTM H13	188,6 $\pm$ 2,9	Recozido (como fornecido)	
Aço ASTM H13	474,4 $\pm$ 11,0	Temperado	

Segundo a literatura técnica, o alumínio 2024 é uma liga a base de cobre destinada a aplicações em volantes, fusos de máquinas e estruturas aeronáuticas. Em algumas situações, as propriedades mecânicas excedem às dos aços de baixo carbono. Esta liga apresenta uma grande relação entre a resistência mecânica e o

peso. Os aços ASTM H13 são materiais utilizados na fabricação de ferramentas, tais como moldes e matrizes. O aço SAE 1213 é o denominado material de corte fácil, por apresentar quantidades de enxofre e fósforo maiores que as utilizadas comumente em outros materiais. A composição química dos materiais empregados nos testes é apresentada na Tabela 3.7 de acordo com os dados fornecidos pelos fabricantes e fornecedores.

Tabela 3.7 - Composição química dos corpos-de-prova empregados nos ensaios (% em peso).

Material	C	Al	Cu	Mn	Mg	Si	Cr	V	Mo	P	S
Alumínio 2024	-	93,5	4,4	0,6	1,5	-	-	-	-	-	-
Aço SAE 1020	0,18 0,23	-	-	0,3 0,6	-	-	-	-	-	0,03	0,05
Aço SAE 1045	0,43 0,50	-	-	0,6 0,9	-	-	-	-	-	0,03	0,05
Aço SAE 1213	0,13	-	-	0,7 1,0	-	-	-	-	-	0,07 0,12	0,24 0,33
Aço ASTM H13	0,32 0,45	-	-	0,2 0,6	-	0,8 1,25	4,75 5,50	0,8 1,2	1,10 1,75	0,03	0,03

Diferentemente dos corpos-de-prova Charpy originais, entalhados e esbeltos, os corpos-de-prova empregados na medida da energia específica de formação de cavaco apresentam-se mais robustos, porém de geometria simples.

Foram projetados e concebidos na forma prismática, com chanfros para amenizar a entrada da ferramenta de corte, sobretudo nas severas condições em que os ensaios foram realizados, isto é, sob condição de corte interrompido e consideráveis velocidades do martelo pendular Charpy. A Figura 3.5 mostra o desenho definitivo da geometria dos corpos-de-prova utilizados na máquina Charpy instrumentada.

Figura 3.5 - Desenho mecânico dos corpos-de-prova ensaiados na máquina Charpy instrumentada. Um detalhe de uma amostra real de alumínio ensaiada é mostrado em destaque.

Os corpos-de-prova aplicados nos ensaios de torneamento constituíram-se também de alumínio 2024, entretanto de dimensões e geometrias diferentes. Como é sabido, o pêndulo da máquina de ensaio Charpy percorre uma trajetória circular, porém descreve uma circunferência em um plano vertical imaginário paralelo a sua trajetória. Por este motivo, os corpos-de-prova puderam ser projetados e construídos na forma prismática, com as superfícies de ensaio planas.

Para validar a metodologia de medida da energia específica de corte na máquina de ensaio Charpy, os ensaios conduzidos no torno CNC tiveram de apresentar, necessariamente, corpos-de-prova com superfícies cilíndricas, como é peculiar em operações de torneamento em que peças de revolução geralmente são obtidas. Sendo assim, a geometria dos corpos-de-prova obrigatoriamente foi distinta, mas apresentava as mesmas características cinemáticas que os materiais ensaiados na máquina Charpy.

O aspecto geométrico chave para permitir a comparação dos resultados é que as seções de corte e os comprimentos percorridos pela ferramenta de corte sejam iguais, seja na máquina de ensaio Charpy ou no torno CNC. Portanto, a largura do

corpo-de-prova deveria conduzir a um comprimento de corte igual ao gerado no ensaio Charpy, para um dado avanço por volta e rotação do eixo árvore.

Foi possível desenvolver uma expressão matemática que, considerando os parâmetros de corte pré-estabelecidos, como velocidade de corte, comprimento de corte, rotação e avanço, fornece a largura final do corpo-de-prova correspondente ao comprimento de corte do ensaio Charpy.

$$L = l_c \cdot \sin \left[\arctan \left(\frac{1000 \cdot v_c}{n \cdot f} \right) \right] \quad (3.1)$$

onde l_c [mm] é o comprimento usinado no ensaio Charpy, v_c [m/min] é a velocidade de corte constante empregada no ensaio Charpy, n [rpm] é a rotação e f [mm/volta] é o avanço. Ressalta-se que o avanço f , igual ao passo da hélice desenvolvida, é constituído pela soma entre a largura do sulco e o espaçamento de segurança entre dois sulcos consecutivos. O ângulo de hélice é dado por $\beta_h = \arctan(\pi \cdot D/P_h)$, onde D [mm] é o diâmetro do corpo-de-prova e P_h [mm] é o passo da hélice.

O comprimento do corpo-de-prova permite obter um total de seis sulcos produzidos pela ferramenta ensaiada. Além disso, sua espessura (ou altura) possibilita efetuar seis ensaios com as máximas profundidades de usinagem no mesmo material. A Figura 3.6 apresenta um desenho mecânico do corpo-de-prova empregado na medição da energia específica de corte no torno CNC. Detalhes do dispositivo de fixação das amostras no torno CNC podem ser encontrados no Apêndice E.

Figura 3.6 - Desenho mecânico dos corpos-de-prova ensaiados no torno CNC. Um detalhe de uma amostra de alumínio real é mostrado em destaque.

Por fim, para os ensaios realizados no centro de usinagem CNC, utilizou-se corpos-de-prova de mesma geometria que os empregados na máquina Charpy instrumentada. Como a operação de fresamento é geralmente aplicada em peças prismáticas, os corpos-de-prova não ensaiados e preparados para a máquina Charpy puderam ser integralmente aproveitados no centro de usinagem CNC.

O sistema de fixação das amostras no dispositivo foi similar ao projetado na máquina Charpy, isto é, tipo cunha com inclinação de deslizamento de 10° . No entanto, apenas uma das faces dos corpos-de-prova ficava exposta à passagem da ferramenta. Cada amostra permitia gerar 3 sulcos consecutivos e testar 4 condições de ensaios para as máximas profundidades de usinagem. Informações mais aprofundadas sobre o dispositivo de fixação das amostras podem ser vistas no Apêndice E.

3.4 Ferramentas de corte

Dentre a grande diversidade para escolha das geometrias de corte que poderiam ser utilizadas nos ensaios, optou-se por adotar insertos com dimensões mais comuns encontradas nos catálogos de fabricantes de ferramentas que

permitissem uma boa faixa de variações, não apenas geométricas, mas também em relação aos tipos de revestimentos.

Dessa forma, insertos quadrados com 12 mm de lado, 4 mm de espessura e diferentes geometrias de quebra-cavaco foram considerados. Todos os insertos incorporam raio de ponta 0,8 mm. Os insertos de código QM, KR e IC apresentam raios de 1,2 e 1,6 mm, além do raio 0,8 mm. Apenas as ferramentas H13A, IC 20 e T01020 650 não contêm revestimento. Todas as demais possuem TiN.

A Tabela 3.8 condensa todas as características e especificações dos insertos. A Figura 3.7 mostra um desenho ilustrativo das geometrias do quebra-cavacos adotados. Os insertos SNMA IC 20 foram adquiridos da Iscar do Brasil e as demais ferramentas são de fabricação da Sandvik Coromant.

Tabela 3.8 - Especificações técnicas dos insertos usados no trabalho e as identificações das máquinas nas quais eles foram testados.

CÓDIGO	CLASSE ISO	SUBSTRATO	MÁQUINA
SNMG QM GC235	M40 -P45	Metal Duro	Charpy, Centro de usinagem
SNMG QM H13A	K20 -S15-N15	Metal Duro	Charpy, Centro de usinagem
SNMA KR GC3015	K10 -P10	Metal Duro	Charpy, Centro de usinagem, Torno
SNMA IC 20	K10 -K20	Metal Duro	Charpy, Centro de usinagem, Torno
SNMG KM GC3015	K10 -P10	Metal Duro	Charpy, Centro de usinagem
SNMG PM GC4015	P15 -K15	Metal Duro	Charpy, Centro de usinagem
SNMG QF GC235	M35 -P45	Metal Duro	Charpy, Centro de usinagem
SNMG PR GC4025	P25 -M15	Metal Duro	Charpy, Centro de usinagem
SNMG PF GC4015	P15 -K15	Metal Duro	Charpy, Centro de usinagem
SCMT PM GC4025	P25 -M15	Metal Duro	Charpy, Centro de usinagem
SCMT PR GC4025	P25 -M15	Metal Duro	Charpy, Centro de usinagem
SNGA S01020 7020	M05 -K01	PCBN	Centro de usinagem
SNGA T01020 650	M10 -K01	Al ₂ O ₃ +TiC	Centro de usinagem

É importante frisar que os insertos revestidos apresentam tripla cobertura sintetizada pelo processo CVD. A camada externa é de TiN, Al₂O₃ é a camada intermediária e a camada em contato com o substrato é constituída de Ti(C,N). A espessura total das camadas é de 12 µm para o inserto QM HC 235 e de 14 µm para o inserto KR 3015.

Utilizando um projetor de perfil, foi possível também mensurar de maneira bastante razoável o raio de aresta das ferramentas, uma vez que essa informação não foi encontrada nos catálogos do fabricante. Os insertos isentos de revestimento praticamente apresentaram raio de aresta zero.

O projetor de perfil da marca NIKON, modelo V-20A, com mostrador digital e resolução de 1 μm não foi capaz de detectar o raio de aresta. Já os insertos revestidos apresentaram um raio de aresta em torno de 60 μm , o que corresponde com os valores encontrados na literatura.

Figura 3.7 - Geometrias de quebra-cavaco dos insertos adotadas nos ensaios.

3.5 Procedimentos de execução dos testes

O procedimento experimental adotado procurou seguir uma seqüência pré-estabelecida visando minimizar a influência de variáveis externas no processo de experimentação. Dessa maneira, apenas os erros sistemático e aleatório seriam captados pelo sistema de medida, quer sejam da máquina Charpy, torno ou centro de usinagem CNC.

Com base no planejamento experimental descrito no item 3.1, seja ele voltado ou não para a aplicação da técnica da análise de variância, foi possível estabelecer em uma tabela a seqüência aleatória de ensaios para todas as máquinas. Essa tabela trazia, para cada combinação das variáveis de entrada, o respectivo

corpo-de-prova codificado que deveria ser ensaiado e o nome do arquivo gerado pelo software de aquisição de dados.

Dependendo da sequência e objetivo do ensaio, certas variáveis deveriam permanecer constantes, como foi o caso por muitas vezes da velocidade de corte e do ângulo de saída proporcionado pelos suportes das ferramentas. Assim, para cada caso, uma verificação pormenorizada das variáveis constantes era realizada. Elas não poderiam influir nos resultados finais. Para saber sobre as variáveis fixadas e estudadas em cada ensaio e máquina, veja a Tabela 3.2 no item 3.1.

Todos os corpos-de-prova ainda não ensaiados eram pesados em uma balança de precisão, tal como descrita no Apêndice E. Esse procedimento era necessário, pois a perda de massa ocasionada pelo processo de remoção de cavaco nos ensaios foi utilizada nos cálculos da energia específica de corte.

Isto posto, tendo esses critérios previamente definidos, o ensaio poderia ser iniciado. No caso do ensaio Charpy, o corpo-de-prova pré-identificado era fixado na haste pendular, na posição do centro de massa. Em seguida, uma verificação de seu alinhamento (paralelismo) em relação à trajetória do martelo pendular era efetuada, recorrendo-se a um relógio apalpador centesimal. Esse procedimento se fazia necessário para resguardar uma profundidade de usinagem constante.

Após a fixação do corpo-de-prova, o pêndulo era preso na altura desejada, previamente calculada para que a velocidade de corte, ao passar pelas ferramentas, fosse aquela considerada nos ensaios. Uma trava de segurança era acionada para permitir a colocação dos insertos no dispositivo montado na base da máquina Charpy. Com todas as partes envolvidas nos testes fixadas e verificadas, as ferramentas eram rotacionadas para a posição do ensaio em vazio. Nesta posição, os insertos não tocavam o corpo-de-prova e permitia-se obter o sinal do deslocamento angular fornecido pelo encoder ótico rotacional em vazio, utilizado nos cálculos da energia específica de corte.

Contudo, tanto para o ensaio em vazio, como para o ensaio com remoção de cavaco, a rotina computacional de aquisição de sinais era acionada e o pêndulo era, enfim, solto por meio da trava de segurança. Na posição mais baixa da trajetória, a haste pendular passava pelas ferramentas de corte, uma certa quantidade de material era removida em forma de cavaco e os sinais de força F_x , F_y e F_z , assim como deslocamento angular eram captados pelo software Labview[®] 5.1.

Com os sinais de interesse plenamente obtidos, o corpo-de-prova era retirado da haste pendular, os cavacos eram identificados e armazenados para posterior análise, e a massa do corpo-de-prova ensaiado era medida. Esse procedimento era repetido sistematicamente para cada ensaio realizado, bem como para as réplicas adotadas, no caso da aplicação da ANOVA para uma parte dos testes.

Para o caso dos ensaios conduzidos no torno CNC, inicialmente os corpos-de-prova, ainda não submetidos propriamente aos ensaios, tiveram suas superfícies externas usinadas com um diâmetro de 60 mm e suas massas medidas. A usinagem externa serviu para tornar cilíndrica a superfície do corpo-de-prova. A medição da massa, antes e depois de cada ensaio, permitia determinar a perda de massa utilizada para se obter a energia específica de formação de cavaco.

Tendo sido definidos esses critérios iniciais e pré-experimentais, os ensaios no torno CNC se realizaram da seguinte forma. O corpo-de-prova era fixado por meio de parafusos no dispositivo, que, por sua vez, era preso no torno CNC entre pontos. A ferramenta de corte era posicionada no ponto de partida da torre, próximo ao contra-ponto do torno. A profundidade de usinagem desejada era inserida no programa CNC da máquina.

Isto posto, o sistema de aquisição dos sinais de força de usinagem era acionado no modo contínuo. Isso significa que fazia aquisição de força desde o acionamento da rotina computacional até a especificação de parada, dada pelo operador. O torno CNC era ligado a uma rotação tal que imprimisse a velocidade de

corte desejada, análoga ao ensaio ocorrido na máquina Charpy e correspondente ao diâmetro do corpo-de-prova ensaiado.

Sob um avanço de 8 mm/volta, a ferramenta usinava o material ensaiado, abrindo um total de 6 sulcos na condição de corte interrompido, similar ao ocorrido no ensaio Charpy instrumentado. Os sinais representativos das forças de corte, avanço e passiva provenientes dos 6 sulcos produzidos eram construídos em tempo real pelo software de aquisição e posteriormente gravados em um arquivo “txt”. Informações mais pormenorizadas a respeito da aquisição de sinais no torno CNC podem ser encontradas no Apêndice D.

Após cada passagem da ferramenta de corte, correspondente a uma dada variável investigada, a massa final do corpo-de-prova era medida e o material era usinado a fim de remover os sulcos do ensaio anterior. Esse procedimento possibilitava a reutilização do material para o ensaio seguinte. O procedimento citado se repetiu para todas as combinações de ensaios e materiais testados.

Por último, considerando os ensaios feitos no centro de usinagem CNC, os seguintes passos foram adotados quanto ao procedimento de execução dos testes. Da mesma maneira que a máquina Charpy e o torno CNC, os corpos-de-prova previamente identificados tinham suas massas iniciais medidas recorrendo-se à balança de precisão, descrita no Apêndice E.

Para cada condição de teste estabelecida, o corpo-de-prova era fixado no dispositivo, preso ao dinamômetro piezelétrico situado na mesa da máquina. Os parâmetros de corte desejados, como velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem eram inseridos no programa CNC. O inserto relativo ao teste era posicionado no suporte especialmente fabricado para ensaiar com uma única pastilha. Referenciamentos da posição do inserto no eixo Z se fizeram necessários a cada troca de ferramenta devido às tolerâncias dimensionais previstas nos catálogos dos fabricantes.

Tendo todas essas variáveis devidamente ajustadas, o amplificador de carga do dinamômetro era acionado, com o fundo de escala apropriado para os valores máximos de força esperados, a máquina CNC era ligada e o sistema de aquisição de sinais enfim iniciava o processo de captura dos dados de força.

Após a passagem da ferramenta pelo corpo-de-prova, a qual produzia um total de 3 sulcos, o software de aquisição era desacionado, a ferramenta era posicionada no ponto de início de um novo ciclo e o corpo-de-prova era retirado do dispositivo para a medida de sua massa final. A diferença de massa antes e após um dado teste era considerada nos cálculos da energia específica de corte, como nas outras máquinas. Maiores detalhes do método de cálculo podem ser vistos no Apêndice C.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

A seguir é apresentado todo o conjunto de resultados sobre o comportamento da energia específica de corte em função das diversas variáveis estudadas. Em linhas gerais, os tópicos abordados na sequência refletem as influências dos parâmetros de corte, características das ferramentas utilizadas e tipo de material dos corpos-de-prova. Além disso, um estudo sobre o efeito de escala, análise estatística (ANOVA) e avaliação da energia específica no campo HSM serão apresentados e discutidos.

4.1 Influência dos parâmetros de corte na energia específica

Os parâmetros de corte utilizados neste trabalho foram profundidade de usinagem, velocidade de corte e área da seção de corte. A seguir são apresentados os principais resultados alcançados e as respectivas discussões propostas.

4.1.1 Profundidade de usinagem

A profundidade de usinagem mostrou ser um parâmetro controlador da energia específica de formação de cavaco, independentemente da máquina empregada. Com o aumento dessa variável, a energia específica diminui, como pode ser observado na Figura 4.1. As condições de corte utilizadas foram: (a) $v_c = 170$ m/min, $r_e = 0,8$ mm, inserto sem quebra-cavaco revestido (SNMA KR GC3015), corpo-de-prova em alumínio 2024 e (b) $v_c = 170$ m/min, $r_e = 0,8$ mm,

inserto sem revestimento e sem quebra-cavaco (SNMA IC 20), corpo-de-prova em alumínio 2024.

(a) Inserto revestido sem quebra-cavaco SNMA KR GC3015.

(b) Inserto não revestido e sem quebra-cavaco SNMA IC 20.

Figura 4.1 - Efeito da profundidade de usinagem na energia específica de corte da liga de alumínio 2024 para as três máquinas.

Observando os gráficos acima, constata-se que a profundidade de usinagem apresenta um comportamento inversamente proporcional em relação à energia específica. Para um aumento da profundidade de 2,3x, há uma queda da energia específica média relativa em torno de 21%, atingindo um pico de 29,4% na condição menos conservadora.

Vários pesquisadores esclarecem que a profundidade de usinagem não altera o valor da energia específica, exceto para profundidades próximas às magnitudes do raio de aresta da ferramenta de corte. Com efeito, como ocorrido

neste trabalho, é possível assumir uma diminuição proporcional pequena da energia específica diante do grande aumento da profundidade de usinagem (133%). As causas para esse efeito permanecem contraditórias e divergentes, embora sejam originadas da mesma proposição, isto é, do efeito de escala.

4.1.2 Velocidade de corte

A análise da influência da velocidade de corte foi realizada não somente em alumínio, mas também no aço SAE 1020 tanto na máquina Charpy, como no centro de usinagem CNC. Foi possível comprovar que a energia específica de corte apresenta uma diminuição de seu valor quando se aumenta a velocidade de corte para ambos os materiais. As condições de ensaio foram: (a) $a_p = 0,4$ mm, inserto com quebra-cavaco, sem revestimento (SNMG QM H13A), $r_e = 0,8$ mm, corpo-de-prova em Alumínio 2024 e (b) $a_p = 0,2$ mm, inserto revestido com quebra-cavaco (SNMG QM GC235), $r_e = 0,8$ mm, corpo-de-prova em aço SAE 1020.

Alguns pesquisadores afirmam ser pequena a influência de v_c na energia específica. Da mesma forma que a profundidade de usinagem, o acréscimo da velocidade de corte causa uma leve diminuição da energia específica de formação de cavaco. A Figura 4.2 ilustra esse comportamento para todas as máquinas e materiais submetidos aos testes.

(a)

(b)

Figura 4.2 - Efeito da velocidade de corte na energia específica. Foram ensaiados (a) alumínio 2024 e (b) aço SAE 1020 tanto na máquina Charpy como no centro de usinagem CNC.

De fato, conforme Ferraresi (1977) declara, a velocidade de corte causa sensível variação na energia específica. Com o aumento de 70% da velocidade de corte, a energia específica diminuiu cerca de 17,4% para o alumínio 2024 e 24,1% para o aço SAE 1020 no ensaio Charpy. As respectivas quedas no caso do fresamento foram 17,3% para o alumínio 2024 e 6,4% para o aço SAE 1020. É difícil aqui indicar com precisão a causa desse fenômeno. Estima-se que o aumento da velocidade de corte tenha aumentado, mesmo que minimamente, a temperatura na zona de corte, favorecendo a ductilidade do material e a formação de cavaco.

Outro aspecto pode referir-se à diminuição do grau de recalque R_c do material da peça, causando queda da força de corte. Por último, o atrito na interface cavaco-ferramenta pode diminuir com a elevação da velocidade de corte. A aresta postiça de corte na usinagem de materiais dúcteis, que poderia ser outra causa, pode ser descartada, uma vez que a análise dos insertos não indicou sua presença.

Alguns outros testes também foram realizados no torno CNC para constatar a queda de energia específica com o aumento da velocidade de corte. Neste caso, apenas dois níveis de velocidade foram aplicados nos ensaios e o mesmo comportamento da energia específica foi verificado. Atribui-se os mesmos motivos citados às causas de tal comportamento. A Figura 4.3 ilustra o fato com as seguintes condições testadas: (a) inserto sem quebra-cavaco revestido (SNMA KR GC3015),

$r_e = 0,8$ mm, corpo-de-prova em alumínio 2024 e (b) inserto sem quebra-cavaco não revestido (SNMA IC 20), $r_e = 0,8$ mm, corpo-de-prova em alumínio 2024.

(a) Inserto sem quebra-cavaco revestido SNMA KR GC3015.

(b) Inserto sem quebra-cavaco não revestido SNMA IC 20.

Figura 4.3 - Efeito da velocidade de corte na energia específica. Os ensaios foram realizados em alumínio 2024 no torno CNC.

4.1.3 Área da seção de corte

Segundo alguns pesquisadores, a área da seção de corte influi na energia específica, sobretudo através da parcela destinada ao avanço que propriamente pela profundidade de usinagem. Assim, a energia específica diminui com o aumento do avanço (mais influente) ou da profundidade de usinagem (menos influente), por fazerem o grau de recalque também diminuir.

De acordo com Shaw apud Diniz (2000), o papel do avanço (e da área da seção de corte) no comportamento da energia específica está relacionado ao chamado fluxo lateral de cavaco. Nesse processo, nem todo volume de material deformado transforma-se em cavaco. Parte dele escorrega por entre a peça e a superfície de folga da ferramenta de corte. Quanto maior o avanço, menor é o fluxo lateral de cavaco e maior é a porção de material transformada em cavaco, fazendo com que a energia específica caia.

Pois bem, a área da seção de corte também foi investigada neste trabalho. Procurou-se estudar a relação entre este parâmetro e a energia específica, entretanto de uma forma diferente. Utilizando-se a máquina Charpy e o centro de usinagem CNC, e adotando uma dada condição de teste para ambos, os ensaios foram conduzidos, em uma primeira etapa, usinando-se um único sulco (máquina Charpy) e três sulcos seguramente espaçados (centro de usinagem CNC). Após essa etapa, a ferramenta foi deslocada em 0,5 mm na direção do avanço e novos sulcos foram usinados, considerando o mesmo corpo-de-prova contendo os sulcos usinados.

Os gráficos apresentados a seguir trazem os resultados desse procedimento adotado. As condições de ensaio foram: $v_c = 170$ m/min, inserto com quebra-cavaco revestido (SNMG QF GC235), $r_e = 0,8$ mm, $a_p = 0,4$ mm (máquina Charpy) e $a_p = 0,3$ mm (centro de usinagem CNC), corpo-de-prova em aço ASTM H13 recozido.

(a) Máquina Charpy.

(b) Centro de usinagem CNC.

Figura 4.4 - Efeito da área da seção de corte na energia específica.

Pelo exame das informações apresentadas na Figura 4.4, nota-se que a energia específica de corte diminui com o acréscimo da área da seção de corte para ambas as máquinas utilizadas. No entanto, a força de corte aumenta com a área de corte. Apesar desse comportamento esperado ocorrer, pode-se verificar que essas relações de aumento não são proporcionais.

Transformando isso em números, adotando primeiramente a máquina Charpy, nota-se que um aumento de 236% na área de corte conduziu a um aumento de 214% na força de corte. Para o centro de usinagem CNC, a força de corte aumentou 85,5% devido a um acréscimo da área de corte de 98,3%. Este comportamento, com taxas desiguais de crescimento entre a área da seção de corte (taxa maior) e força de corte (taxa menor), é o causador da queda da energia específica de corte.

4.2 Influência das características da ferramenta de corte

Dentre as variáveis da ferramenta de corte, o raio de ponta, a geometria do quebra-cavaco e o uso de revestimento foram relacionados à energia específica de formação de cavaco. Os principais resultados e as discussões mais relevantes são apresentados na sequência.

4.2.1 Raio de ponta

A influência do raio de ponta das ferramentas na energia específica de corte está retratada na Figura 4.5. As condições de ensaio foram as seguintes: $v_c = 170$ m/min, inserto não revestido e sem quebra-cavaco (SNMA IC 20), $a_p = 0,3$ mm, corpo-de-prova em alumínio 2024.

Figura 4.5 - Efeito do raio de ponta do inserto na energia específica de corte medida no ensaio Charpy e nas operações de torneamento e fresamento CNC.

Observando o gráfico acima, nota-se visualmente que a energia específica decresce mais rapidamente no ensaio Charpy quando comparada com as máquinas-ferramentas CNC. Em geral, a queda de energia específica para as máquinas-ferramentas é semelhante, sendo 2,1% para o fresamento e 2,9% para o torneamento. Por outro lado, a diminuição da energia específica para o ensaio Charpy foi de 17,2%.

Estima-se que o aumento da restrição à passagem da haste pendular, durante os ensaios, tenha causado tal diferença. É por esse motivo, por exemplo, que as magnitudes da energia específica considerando o raio de ponta 0,8 mm tenham mais se aproximado para as três máquinas testadas em comparação com os outros raios avaliados.

Além da observação acima, nota-se que o comportamento da energia específica de corte diante da variação do raio de ponta da ferramenta apresentou-se

de forma distinta daquela comumente encontrada na literatura científica para a potência requerida da máquina, como mencionada no item 2.5.2.2.

Segundo Cohen (1989), quanto maior o raio de ponta, maior a força e a potência de corte. É plausível supor que o aumento da área de corte, causado pelo aumento do raio de ponta da ferramenta faz elevar a potência necessária ao corte. No entanto, é preciso analisar não apenas o comportamento da força e energia requeridas, mas também a área e o volume de material removido. A Figura 4.6 traz resultados alusivos a esse estudo dos efeitos.

Figura 4.6 - Análise dos efeitos isolados que constituem a energia específica de corte quando se varia o raio de ponta da ferramenta e mantém constante a profundidade de usinagem no torneamento.

Foi possível constatar em uma avaliação realizada no torno CNC que o aumento do raio de ponta, considerando constante a profundidade de usinagem, promove um conseqüente aumento da área da seção de corte e, naturalmente, do volume de cavaco removido da peça. Por sua vez, o crescimento dessas variáveis conduz a um aumento tanto da força de corte, como também da energia.

Entretanto, pelo exame da Figura 4.6 nota-se que a taxa de crescimento entre as variáveis de entrada e saída são suavemente distintas, isto é, tanto a área de corte como o volume de cavaco crescem a uma velocidade maior que a taxa de crescimento da força e da energia, decorrentes do aumento do raio de ponta da ferramenta. Isso pode ser verificado pelos coeficientes angulares (menores que 1) das

duas retas ajustadas aos pares de pontos gerados nos ensaios, cujas correlações foram próximas da unidade.

Portanto, estima-se que a combinação desses dois efeitos possa ditar o comportamento da energia específica. Dessa forma, a energia específica parece mostrar uma tendência de queda, o que indica ter a área da seção de corte mais influência que a força de corte na composição da energia específica. A mesma analogia pode ser feita com as parcelas de volume de cavaco e energia de corte.

É importante frisar que as 4 variáveis da Figura 4.6 foram parametrizadas em virtude das diferentes ordens de grandeza inerentes. Aos valores máximos de cada uma delas foi atribuída a magnitude de 100%. Os demais resultados foram proporcionalmente calculados. Assim, os eixos do gráfico estão na escala percentual. Esse procedimento de parametrização foi aplicado por não afetar as tendências físicas e nem os conceitos provenientes do ensaio proposto. Trata-se apenas de um tratamento matemático para um reajuste conveniente das variáveis estudadas.

4.2.2 Geometria do quebra-cavaco

O estudo para investigar o efeito da geometria do quebra-cavaco na energia específica de corte foi realizado na máquina Charpy instrumentada e depois comparado aos resultados extraídos do centro de usinagem CNC. Um total de 7 tipos de quebra-cavaco foi empregado nos ensaios. As geometrias restantes, tais como apresentadas na Tabela 3.8 e na Figura 3.7, não participaram dos testes por terem sido reservadas a outros estudos.

Para esta variável pesquisada, é importante ressaltar que o ângulo de saída, dado pelo suporte das ferramentas, foi mantido sempre constante em -7° . As condições de ensaio foram: $v_c = 170$ m/min, $a_p = 0,4$ mm, $r_e = 0,8$ mm e corpo-de-prova em aço ASTM H13 recozido. A Figura 4.7 traz o comportamento da energia específica de corte em decorrência do quebra-cavaco do inserto utilizado.

Figura 4.7 - Resultados da influência da geometria do quebra-cavaco das ferramentas de corte na energia específica de formação de cavaco. Os ensaios foram realizados na máquina Charpy e no centro de usinagem CNC, em corpos-de-prova de aço ASTM H13 recozidos.

Algumas conclusões podem, de antemão, ser extraídas do gráfico acima. De uma forma geral, tanto para a máquina Charpy, como para o centro de usinagem CNC, as amplitudes de energia específica medidas apresentaram uma tendência de queda quanto mais favorável se dava o processo de formação de cavaco.

Em outras palavras, a energia específica é intimamente dependente da geometria do quebra-cavaco da ferramenta não somente pelo chanfro da aresta de corte, mas também, possivelmente e até de forma decisiva, através do ângulo posterior ao chanfro. Assim, acredita-se que a dependência da energia específica com quebra-cavaco resida na combinação entre geometria do quebra-cavaco e profundidade de usinagem.

Tomando-se, por exemplo, os casos extremos da Figura 4.7, com dimensões de quebra-cavaco iguais a $0,20 \times 7^\circ \times 22^\circ$ para o inserto SNMG PM GC4015 e $0,12 \times 8^\circ \times 24^\circ$ para o inserto SCMT PM GC4025, estima-se que o acréscimo de 2° no ângulo posterior ao chanfro de aresta e a diminuição de quase $0,1 \text{ mm}$ e 1° no próprio chanfro tenha causado a diminuição da energia específica em $9,4\%$ e $11,8\%$, respectivamente, para o centro de usinagem CNC e para a máquina Charpy.

Outro exemplo ilustrativo refere-se aos inserts SNMG QF GC235 (8°) e SNMG PF GC4015 ($0,07 \times 4^\circ \times 17^\circ$). Nesses casos, estima-se que a profundidade de usinagem causou influência na energia específica de forma conjunta com o quebra-cavaco. O primeiro inserto apresenta um único ângulo de 8° para compor a geometria do quebra-cavaco. No segundo inserto, há um chanfro de aresta bastante reduzido, em comparação à profundidade de usinagem de 0,4 mm, com um ângulo posterior ao chanfro de aresta 9° maior que o primeiro exemplo. Assim, neste último caso, o ângulo de cunha da ferramenta passa a ser decisivo, favorecendo a dinâmica de formação do cavaco. A redução da energia específica alcança cerca de 6% para as duas máquinas utilizadas.

4.2.3 Revestimento

A aplicação de inserts com e sem revestimento aos ensaios realizados na máquina Charpy, no torno e no centro de usinagem CNC permitiu avaliar o desempenho das ferramentas, considerando como dados para inferência valores de energia específica de corte. Utilizando a liga de alumínio 2024 como corpo-de-prova, foi possível constatar variações dos níveis de energia específica de formação de cavaco quando se alternava o uso de inserts com e sem revestimento. As condições de ensaio foram: $v_c = 170$ m/min, $a_p = 0,5$ mm e $r_e = 0,8$ mm. A Figura 4.8 apresenta um gráfico alusivo ao estudo.

Figura 4.8 - Efeito da aplicação de revestimento na energia específica de corte para o ensaio Charpy, torneamento e fresamento CNC.

Pela observação dos resultados, conclui-se que todas as máquinas utilizadas nos testes, especialmente a máquina Charpy, permitiram captar com certa sensibilidade as variações de energia específica decorrentes do uso ou não de revestimento. Vale lembrar que o inserto SNMA IC 20 não apresenta revestimento e o inserto SNMA KR GC3015 contém TiN como revestimento. Ambas as ferramentas são isentas de quebra-cavaco. Resultados equivalentes para as outras profundidades de usinagem não foram inseridos aqui por apresentarem as mesmas tendências.

Neste trabalho, constata-se que os valores de energia específica foram em média maiores 7,5% quando se usou insertos revestidos para todas as máquinas. Além disso, observa-se uma escala crescente de energia medida no ensaio Charpy, torneamento e fresamento, respectivamente. Esse fato pode estar relacionado ao número de sulcos produzidos nos corpos-de-prova, sendo na máquina Charpy apenas 1 e nas outras máquinas de 3 a 6 sulcos. Geralmente, como não são empregadas, na prática, ferramentas revestidas na usinagem de alumínio, talvez esses resultados tenham sido potencializados por tal evidência.

O uso do revestimento em alumínio e materiais dúcteis pode causar aderência, aumentando o atrito entre a superfície de saída da ferramenta e o cavaco, desfavorecendo o corte. Além disso, segundo a literatura, pode haver um aumento do raio de aresta do inserto que faz aumentar a energia consumida para cisalhar o material, sobretudo em pequenas profundidades de usinagem.

4.2.4 Microscopia eletrônica de varredura dos insertos

Recorrendo a um microscópio eletrônico de varredura, marca ZEISS e modelo DSM 940A, foi possível visualizar a região de corte das ferramentas testadas e confrontar algumas constatações com os resultados de energia específica de corte obtidos. Mediante análise qualitativa, os insertos sem revestimento, com ou sem quebra-cavaco, apresentaram ligeira aderência de alumínio na região compreendida entre a extremidade do raio de ponta e o ponto de descolamento do cavaco na superfície de saída, para os testes conduzidos em amostras de alumínio 2024.

Entretanto, as ferramentas revestidas mostraram um nível de aderência mais acentuado, quando comparado aos insertos sem revestimentos. Uma análise química quantitativa poderia ratificar tal avaliação visual. A Figura 4.9 mostra o caso do inserto SNMA KR GC3015 com as marcas da aderência impostas pela passagem do cavaco na superfície de saída da ferramenta. Esse fato talvez possa ter contribuído para o aumento da energia específica de corte quando se empregou insertos revestidos em todos os ensaios. As condições de corte foram: $v_c = 170$ m/min, $a_p = 0,3$ mm e $r_\epsilon = 1,2$ mm.

Figura 4.9 - Inserto revestido SNMA KR GC3015 revelando marcas de aderência provenientes da usinagem da liga de alumínio 2024 na máquina de ensaio Charpy.

Ao ensaiar os aços na máquina Charpy, observou-se que o problema de aderência não ocorreu, tal como notado no caso do alumínio. Entretanto, para os aços-ferramenta ASTM H13 tratados termicamente por têmpera, as ferramentas de corte SNMG QM GC235 sofreram drásticas avarias em alguns testes. Níveis acentuados de desgaste ou lascamentos na ponta da ferramenta foram identificados, mesmo quando era realizado um único ensaio. Estima-se que o mecanismo gerador desses danos seja o desgaste por deformação sob alta tensão de compressão.

Embora o processo de geração de cavaco seja extremamente rápido sob corte interrompido, esse mecanismo de desgaste ocorre em materiais de elevada dureza, em que tensões de compressão podem causar deformações plásticas, especialmente sob velocidades de corte mais elevadas. A Figura 4.10 traz em detalhe as avarias detectadas. É possível notar perda de material da superfície do inserto. As

condições de usinagem utilizadas foram: $v_c = 170$ m/min, $a_p = 0,3$ mm, $r_e = 0,8$ mm, corpo-de-prova em aço ASTM H13 temperado.

Figura 4.10 - Desgastes avaliados em alguns ensaios com aço ASTM H13 temperado realizados na máquina de ensaio Charpy instrumentada (inserto SNMG QM GC235).

Em todas as outras condições de teste, usinando os demais tipos de aços e empregando insertos com quebra-cavacos, não foi detectado nenhuma anormalidade nas ferramentas utilizadas ou qualquer outro tipo de fenômeno que pudesse influenciar nos resultados de energia específica de corte. Apenas esses dois casos observados (aderência de alumínio e desgaste da ferramenta causado por material endurecido) foram retratados neste item recorrendo à técnica da microscopia eletrônica de varredura. Ressalta-se que os resultados provenientes das ferramentas deformadas pela ação do aço ASTM H13 endurecido foram descartados. Os ensaios foram refeitos e considerados válidos quando a integridade do inserto era constatada após o término de cada teste.

4.3 Influência do tipo de material usinado

Os materiais das amostras ensaiadas também foram alvo das investigações sobre a energia específica de corte. Variações de elementos de liga e dureza funcionaram como meio para que inferências sobre a energia específica pudessem ser efetuadas. A liga de alumínio 2024 foi ensaiada na condição *como*

recebida. Vários tipos de aços com durezas distintas também foram empregados nos testes. Apenas um lote do aço-ferramenta ASTM H13 foi temperado. Todos os demais foram usados na condição *como recebido*. Maiores detalhes dos materiais que compõem os corpos-de-prova podem ser vistos no item 3.3.

4.3.1 Análise baseada na dureza e elementos de liga

Os ensaios mostraram que a energia específica de corte depende do material usinado e de sua dureza. A Figura 4.11 condensa em números essa dependência para todos os materiais dos corpos-de-prova. As condições de corte foram: $v_c = 170$ m/min, $a_p = 0,25$ mm, $r_e = 0,8$ mm, inserto com quebra-cavaco e revestido (SNMG QM GC235). Todos os resultados mostrados na sequência foram medidos apenas na máquina de ensaio Charpy.

Figura 4.11 - Influência dos elementos de liga e dureza do material usinado na energia específica.

Observa-se que há uma certa tendência em diminuir a energia específica de corte com a queda da dureza do material ensaiado. Alguns casos merecem ser abordados. Apesar de possuir dureza maior que o aço ASTM H13 recozido (4,7% maior), o aço SAE 1045 apresentou um nível de energia específica de corte ligeiramente menor (queda de 2,6%). Esta diminuição pode estar relacionada aos elementos de liga que compõe os materiais.

Apesar de ter um teor de carbono ligeiramente menor que o aço SAE 1045, o aço ASTM H13 contém os elementos de liga silício, cromo, vanádio e molibdênio, que alteram negativamente os índices de usinabilidade e fazem aumentar a energia específica de corte. O aço SAE 1213 apresenta um teor de carbono ligeiramente menor que o aço SAE 1020, o que favorece a usinabilidade. Além disso, a quantidade de manganês, fósforo e enxofre é bem maior no aço SAE 1213 e torna a usinagem facilitada, diminuindo a energia específica de corte em torno de 2,4%.

Embora a dureza do alumínio 2024 seja superior a do aço SAE 1020, aproximadamente 20% maior, sua energia específica de corte foi 44,6% menor. O alumínio apresenta estrutura cristalina diferente da do aço e é extremamente dúctil com baixo ponto de fusão para as ligas ausentes de silício. Sua estrutura cúbica de face centrada contém planos de maior densidade atômica que a estrutura cúbica de corpo centrado do aço SAE 1020. Assim, a tensão de cisalhamento crítica projetada é bem menor e o escorregamento entre planos atômicos (cisalhamento) ocorre mais facilmente para esses materiais. Os esforços de corte, para as mesmas condições de ensaio, são menores, acarretando em níveis de energia específica menores quando comparados aos dos aços.

Como pode ser facilmente observado, a energia específica de corte para o aço ASTM H13 temperado foi a mais elevada entre todas as medições. Quando comparada com o mesmo aço recozido, a energia específica alcançou um aumento de 59,3%, para um acréscimo da dureza em torno de 163%. Provavelmente, o aumento da energia específica não ocorreu na mesma taxa da dureza em função da diminuição do grau de recalque quando se eleva a tensão de resistência à ruptura do material.

É relevante frisar, do ponto de vista estatístico, que algumas diferenças entre valores medidos de energia específica podem ser considerados inseridos na faixa do erro experimental determinado para a máquina de ensaio Charpy (3,36%). Maiores detalhes são encontrados no Apêndice B. Dessa forma, embora tenham sido observadas tendências lógicas suportadas por explicações apresentadas na literatura, é plausível assumir que essas diferenças não existem pelo prisma da estatística.

Finalizando, apresenta-se na Figura 4.12 e na Tabela 4.1 uma comparação com resultados da literatura das energias específicas de corte determinadas pela máquina de ensaio Charpy instrumentada para o alumínio 2024 e para os aços. É relevante ressaltar que muitos autores não mencionam as condições e operações nas quais foram obtidos os valores de energia específica. Assim, eles são considerados aqui apenas como referências genéricas. Em todo caso, as diferenças relativas entre os resultados foram 24,6% para a condição mais distante e 1,8% para o valor mais próximo do medido neste trabalho.

Figura 4.12 - Comparação de valores da energia específica para a liga de alumínio 2024 entre diversos pesquisadores.

Tabela 4.1 - Comparação da energia específica de corte para os aços SAE 1213, 1020, 1045, ASTM H13 recozido e temperado [J/mm³].

Material Ensaado	Presente Trabalho	Outros Trabalhos
SAE 1213	1,62	1,75 ⁽¹⁾
SAE 1020	1,66	1,69 ⁽²⁾
SAE 1045	1,94	2,01 ⁽¹⁾
ASTM H13 Recozido	1,89	1,70 ⁽³⁾
ASTM H13 Temperado	3,09	4,10 ⁽⁴⁾

⁽¹⁾ Shaw (1984); ⁽²⁾ Gorczyca (1987); ⁽³⁾ Daves (1989); ⁽⁴⁾ DeGarmo (1997).

4.3.2 Microscopia eletrônica de varredura dos cavacos

Como forma de complementar as discussões e conclusões do trabalho sobre a energia específica, a análise visual detalhada dos cavacos gerados nos ensaios

permitiu trazer informações importantes ao entendimento da variável de interesse da pesquisa. Para isso, sob todas as condições de teste empregadas, os cavacos foram recolhidos, devidamente identificados e adequadamente armazenados para análise microscópica.

Basicamente, os cavacos produzidos nos ensaios em alumínio apresentaram a forma espiral, apesar do processo ocorrer sob o regime de corte interrompido e do comprimento de corte útil (cerca de 30 mm) ser relativamente pequeno em comparação à usinagem efetuada em máquina-ferramenta.

Observou-se que as menores profundidades de usinagem geraram cavacos mais espiralados. Maiores profundidades produziram cavacos espirais curtos. A Figura 4.13 traz exemplos do exposto. As condições de ensaio foram: (a) $v_c = 170$ m/min, $a_p = 0,3$ mm, $r_e = 1,6$ mm, ferramenta sem quebra-cavaco e não revestida SNMA IC 20, (b) $v_c = 170$ m/min, $a_p = 0,7$ mm, $r_e = 1,6$ mm, ferramenta sem quebra-cavaco e não revestida SNMA IC 20.

Figura 4.13 - Cavacos espirais do alumínio 2024 produzidos na máquina Charpy.

Para os aços de um modo geral, a forma dos cavacos acompanhou as geradas pelo alumínio, isto é, cavacos espirais. Corpos-de-prova de maior dureza, como o aço ASTM H13 temperado, geraram cavacos mais espiralados, ao passo que os materiais mais dúcteis apresentaram cavacos mais curtos. Exemplos desses cavacos são mostrados na Figura 4.14 (a) aço ASTM H13 temperado e (b) aço SAE 1020. As condições de ensaio foram: $v_c = 170$ m/min, $a_p = 0,25$ mm, $r_e = 0,8$ mm, ferramenta com quebra-cavaco revestida SNMG QM GC235.

Figura 4.14 - Cavacos espirais dos aços (a) ASTM H13 temperado e (b) SAE 1020.

Tanto no alumínio como nos aços, os tipos de cavacos produzidos pelos ensaios realizados na máquina de ensaio Charpy puderam ser classificados em contínuos e de cisalhamento. Para os corpos-de-prova de alumínio, em geral os cavacos contínuos foram obtidos em condições favoráveis de corte, ou seja, ferramentas com quebra-cavaco e sem revestimento.

A Figura 4.15 mostra em detalhe este tipo de cavaco. As condições de ensaio foram: (a) $v_c = 170$ m/min, $a_p = 0,3$ mm, $r_e = 0,8$ mm, inserto não revestido e com quebra-cavaco SNMG QM H13A, (b) $v_c = 170$ m/min, $a_p = 0,5$ mm, $r_e = 1,6$ mm, ferramenta não revestida e com quebra-cavaco SNMG QM H13A.

Figura 4.15 - Cavacos contínuos obtidos nos testes com alumínio 2024 na máquina Charpy.

Cavacos de cisalhamento em geral foram obtidos em condições de corte desfavoráveis, como nos casos em que ferramentas sem quebra-cavaco e revestidas foram adotadas nos ensaios em alumínio 2024. A Figura 4.16 traz imagens ampliadas

deste tipo de cavaco. As condições de ensaio foram: (a) $v_c = 170$ m/min, $a_p = 0,3$ mm, $r_e = 1,6$ mm, ferramenta sem quebra-cavaco revestida SNMA KR GC3015, (b) $v_c = 170$ m/min, $a_p = 0,7$ mm, $r_e = 1,2$ mm, ferramenta revestida sem quebra-cavaco SNMA KR GC3015.

Figura 4.16 - Cavacos de cisalhamento obtidos pela máquina Charpy nos testes em alumínio 2024.

Com relação aos aços ensaiados, os cavacos contínuos foram obtidos em materiais de menor dureza, como os aços SAE 1213 e 1020. Cavaco de cisalhamento apenas foi encontrado nos ensaios em aço ASTM H13 temperado. Exemplos dos dois tipos de cavacos são mostrados na Figura 4.17 (a) aço SAE 1020 e (b) aço ASTM H13 temperado. As condições de ensaio foram: $v_c = 170$ m/min, $a_p = 0,25$ mm, $r_e = 0,8$ mm, ferramenta com quebra-cavaco revestida SNMG QM GC235.

Figura 4.17 - Cavacos gerados no ensaio Charpy. Tipo (a) contínuo obtido do aço SAE 1020 e (b) de cisalhamento proveniente do aço ASTM H13 temperado.

É importante mencionar que a análise microscópica dos cavacos, apresentada até aqui, foi realizada apenas naqueles gerados pela máquina de ensaio Charpy instrumentada. A classificação quanto à forma e ao tipo pôde ser concretizada, independente das condições de ensaio adotadas.

Os cavacos obtidos nos testes de torneamento também foram devidamente recolhidos e adequadamente armazenados. No entanto, a retratação de sua classificação por imagens de microscópio eletrônico de varredura não se fez necessária, uma vez que absolutamente todos os cavacos possuíam forma espiral curta e tipo contínuo. Provavelmente a rigidez da máquina-ferramenta tenha influído nesse processo de formação de cavaco.

Mais adiante, no item 4.6.4, imagens de cavacos obtidas também por MEV serão expostas e discutidas detalhadamente. Nesse outro caso, o material de análise são cavacos gerados no centro de usinagem CNC sob a condição de alta velocidade de corte.

4.4 Verificação do efeito de escala (size effect)

Em razão da forma com que a literatura científica enfatiza a teoria do efeito de escala sobre a energia específica nos processos de usinagem, seja ela baseada no empobrecimento de discordâncias com capacidade de movimentação (encruamento) quando se diminui a profundidade de usinagem ou baseada na influência do raio de aresta da ferramenta de corte, este trabalho também tentou retratar e discutir esse efeito, propondo algumas curvas características distintas.

4.4.1 Apresentação tradicional da literatura

Com base nos resultados medidos na máquina Charpy instrumentada para os corpos-de-prova de alumínio 2024, apresenta-se na Figura 4.18 a mais tradicional das formas de abordagem do efeito de escala. Os testes, em número de 36 e com duas

repetições, levaram em conta a combinação da profundidade de usinagem, raio de ponta da ferramenta, uso ou não de revestimento e emprego ou não de insertos com quebra-cavaco. A velocidade de corte foi mantida constante em 170 m/min.

Figura 4.18 - Efeito de escala observado no ensaio Charpy para o alumínio 2024.

Com o propósito de verificar o efeito de escala, o gráfico exposto acima foi construído ordenando-se de forma crescente as massas de cavaco removido sem perder a correspondência entre os respectivos valores de energia específica de corte. Na realidade, o eixo x do gráfico reflete, de maneira equivalente, o aumento do volume de material ou acréscimo da área da seção de corte da ferramenta, por meio da profundidade de usinagem ou raio de ponta do inserto.

Embora seja evidente uma certa dispersão dos dados medidos, é possível constatar uma tendência de queda da energia específica de corte quando se aumenta a massa de cavaco removido dos corpos-de-prova. Como forma de quantificar as variações medidas, a energia específica de corte caiu aproximadamente em 19,5% para um aumento em torno de 10,7x da massa de cavaco removido. De outro modo, a energia específica diminuiu com o aumento expressivo de volume removido.

A Figura 4.19 mostra de forma similar o efeito de escala observado no centro de usinagem e torno CNC quando a liga de alumínio 2024 foi ensaiada. As condições de corte para os dois casos foram as mesmas: $v_c = 170$ m/min, $r_e = 0,8$ mm, inserto revestido sem quebra-cavaco SNMA KR GC3015.

Figura 4.19 - Verificação do efeito de escala com resultados obtidos no centro de usinagem e no torno CNC, considerando as mesmas condições de ensaio da liga de alumínio 2024.

Observando-se o gráfico acima, percebe-se nitidamente que as sobreposições das curvas apontam para uma mesma tendência de queda da energia específica com o aumento da massa, independentemente do processo de usinagem empregado. Nota-se também que a energia específica cresce rapidamente para pequenos valores de massa de cavaco removido.

Nesta análise, a energia específica apresentou um decaimento de 52% para o fresamento com um aumento da massa de cavaco em 47x, contra 59% para o torneamento com um aumento da massa de cavaco em 56x. A queda da energia específica foi maior no torneamento simplesmente em função da maior quantidade de massa removida no processo (mais sulcos usinados). Esse fato não inviabiliza a comparação, apenas estende o comportamento de queda da energia específica.

Da mesma forma que o ensaio Charpy instrumentado, pôde-se constatar a ocorrência de queda da energia específica com aumento do volume de cavaco retirado da peça. Os modelos e teorias que tentam explicar esse fenômeno apóiam-se no conceito do efeito de escala, que será abordado e discutido a seguir.

4.4.2 Apresentação proposta por este trabalho

O gráfico mostrado na sequência (Figura 4.20) ilustra de uma forma diferente o mesmo efeito apresentado no item anterior. Para tanto, foi necessário

estabelecer a parametrização da energia Charpy [J] e da massa do cavaco [g] tal como empregada no item 4.2.1. Esse procedimento levou em conta os valores máximos de energia Charpy e massa do cavaco, considerando-os 100% de ambas as variáveis. Portanto, as escalas de energia Charpy e massa do cavaco são percentuais. Uma ordenação em escala crescente dos valores médios da energia Charpy e da massa do cavaco dos dois ensaios foi feita anteriormente à parametrização. As condições de ensaio foram idênticas às da Figura 4.18.

Figura 4.20 - Efeito de escala adotando o método da parametrização dos resultados medidos na máquina Charpy ensaiando a liga de alumínio 2024.

Pode-se notar no gráfico que um ajuste linear dos pontos é bem representativo da tendência que reflete o aumento natural e esperado da energia Charpy quando se aumenta a quantidade de cavaco removido do corpo-de-prova. No entanto, o coeficiente angular da reta interpolada mostra que a massa apresenta uma razão de crescimento maior que a da energia Charpy, pois seu valor é menor que a unidade (0,96).

Novamente, de modo análogo, a Figura 4.21 aborda o efeito de escala observado agora nas máquinas-ferramentas CNC torno e centro de usinagem. As condições de corte empregadas foram as mesmas apresentadas na Figura 4.19.

Figura 4.21 - Efeito de escala adotando o método da parametrização dos resultados medidos no torno e no centro de usinagem CNC ao ensaiar a liga de alumínio 2024.

Basicamente, as mesmas inferências referentes à análise da máquina Charpy podem ser delineadas para este caso. A parametrização permite um rearranjo das variáveis e mostra que a velocidade de crescimento do volume de cavaco removido (ou massa) implica em um aumento da energia de corte, mas não na mesma taxa. Os parâmetros para tal fundamento são os coeficientes angulares das retas ajustadas, sendo ambos menores que 1 (0,96 para o torneamento e 0,94 para o fresamento). Se os coeficientes angulares fossem iguais a 1, a razão de crescimento da energia Charpy seria igual à da massa do cavaco removido e a energia específica de corte seria constante. Se fosse maior que 1, a energia Charpy cresceria mais rápido que a perda de massa da peça, levando a um crescimento da energia específica de corte.

Finalmente, sob outro enfoque, ainda é possível visualizar o efeito de escala considerando os valores de energia Charpy e massa do cavaco parametrizados posicionados no eixo y, sendo a ordem dos ensaios situada no eixo x. A Figura 4.22 mostra essa outra maneira de abordagem do fenômeno.

Figura 4.22 - Efeito de escala adotando o método da parametrização no eixo y para os ensaios realizados na máquina Charpy em alumínio 2024.

Nesse tipo de gráfico é possível separar os coeficientes angulares de cada variável parametrizada energia Charpy e massa do cavaco. Embora o coeficiente de correlação linear para os dois casos esteja razoavelmente satisfatório, em função de uma certa dispersão dos pontos, nota-se que o coeficiente angular da energia Charpy (2,29) é ligeiramente menor que o da massa do cavaco (2,48). Isso mostra mais uma vez que ao aplicar profundidades de usinagem cada vez maiores, a massa do cavaco cresce em uma dada razão maior que aquela da energia Charpy e, dessa forma, diminui a energia específica de formação de cavaco.

A Figura 4.23 evidencia igualmente o fenômeno do efeito de escala com os resultados obtidos no centro de usinagem CNC. Vale lembrar que as condições de ensaio são as mesmas daquelas apresentadas na Figura 4.19. Embora a quantidade de ensaios seja bem inferior em relação ao da máquina Charpy, é possível verificar que o mesmo efeito ocorre no fresamento. Neste caso específico, há uma diferença sutil entre as inclinações das retas que descrevem o crescimento da massa de cavaco removido e da conseqüente energia de corte consumida no processo de corte.

Figura 4.23 - Efeito de escala adotando o método da parametrização no eixo y para os ensaios realizados no centro de usinagem CNC ao ensaiar a liga de alumínio 2024.

De forma conclusiva, a grande meta alçada com o processo de parametrização proposto visou estabelecer um isolamento proporcional das componentes que constituem a grandeza energia específica de corte. Com a separação das parcelas, descobriu-se, para todas as máquinas utilizadas na pesquisa, que a razão de crescimento do volume de cavaco removido em um processo de usinagem é maior que a razão de crescimento da energia consumida para gerar esse mesmo volume de cavaco.

É fato que ao elevar a profundidade de usinagem, o volume de material da peça aumenta e um maior nível de energia, ou potência, é necessário para suportar o maior esforço requerido no processo. No entanto, essas grandezas não crescem na mesma proporção e a energia específica de corte diminui mais rapidamente para pequenas profundidades de usinagem e mais lentamente para grandes profundidades de usinagem.

De acordo com a definição padrão, o efeito de escala é um fenômeno que ocorre quando as dimensões de uma peça causam variações em suas propriedades mecânicas ou nas variáveis de fabricação. Em geral, uma dada propriedade diminui com aumento das dimensões da peça. As teorias e modelos presentes na literatura que focam o efeito de escala na usinagem dos metais sustentam-se basicamente em duas frentes: uma geométrica e outra metalúrgica.

A vertente geométrica fundamenta-se no raio de aresta das ferramentas de corte. Segundo essa teoria, para espessuras de corte da mesma ordem de grandeza ou menores que o raio de aresta da ferramenta, os esforços de deformação causados pelo próprio arredondamento da aresta cortante não pode ser negligenciado. Em certos casos, eles superam os esforços de corte. Como a força resultante é aumentada devido à parcela de deformação e o volume de cavaco é pequeno, a energia específica de corte cresce rapidamente.

A frente metalúrgica diz que há um empobrecimento natural do número de discordâncias com capacidade de movimentação da estrutura cristalina do material da peça com a diminuição da espessura de corte. Com menores possibilidades de deslocamentos de planos atômicos, o material perde a capacidade de exercer sua plasticidade, elevando os esforços de corte e a energia específica de corte.

Nota-se das duas vertentes que ambas sustentam-se em dimensões envolvidas na usinagem bastante reduzidas, eventualmente em ordens atômicas. Especialmente neste trabalho, recorreu-se a profundidades de usinagem grandes (5 a 12x o valor do raio de aresta) se comparadas às dimensões mencionadas pelas teorias e mesmo assim o efeito de escala foi observado. Além disso, a queda da energia específica também foi verificada com ferramentas sem revestimentos, cujos raios de aresta aproximam-se de quinas vivas.

Com base em todo o exposto, sugere-se que o efeito de escala possa ser regido pela influência da cinemática e dinâmica da formação do cavaco, somado ou não ao efeito do raio de aresta da ferramenta (geométrico) e à influência das discordâncias (metalúrgico).

Torna-se difícil afirmar tal proposição, pois nada foi medido ou quantificado por meio dos ensaios. Entretanto, considerando os vários fundamentos de usinagem, quando se aumenta a profundidade de usinagem (ou massa de cavaco) o grau de deformação do cavaco diminui e a velocidade do cavaco aumenta.

Com o aumento da massa de material removido, há um acréscimo natural da energia, porém um grau de deformação menor requer um consumo de energia associado também menor. Esse balanço energético pode fazer aumentar a energia de corte a uma velocidade menor que o aumento da massa de cavaco.

De outra forma, o aumento da velocidade de cavaco influencia decisivamente na componente cinética da energia. Neste caso, o atrito entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta diminui, a parcela responsável pelo atrito cai e a energia total cresce também sob uma taxa menor.

Portanto, para confirmar tais sugestões, seria pertinente propor ensaios com rigor científico que permitissem monitorar o grau de recalque e a velocidade do cavaco, além de isolar as parcelas que compõem a energia específica de corte global.

4.4.3 Aplicação do modelo de Kienzle

Como forma complementar e comparativa dos resultados, o modelo proposto por Kienzle foi aplicado a alguns dados de energia específica de corte medidos na máquina de ensaio Charpy. As condições de ensaio foram: $v_c = 170$ m/min, ferramenta com quebra-cavaco e sem revestimento SNMG QM H13A, corpo-de-prova em alumínio 2024.

Essa condição do ensaio foi escolhida por utilizar a ferramenta de corte indicada pelos fabricantes à usinagem de ligas de alumínio. Outras ferramentas também foram utilizadas pelo modelo e forneceram as mesmas tendências e valores das constantes próximos do apresentado a seguir.

Segundo este modelo, é possível encontrar as constantes k_{sl} e z relativas a um determinado par peça-ferramenta que represente o comportamento da energia específica em função da espessura de corte h . Pode-se também calcular a força de corte em situações práticas. A Figura 4.24 traz a forma tradicional da variação da energia específica e a Figura 4.25 apresenta a curva linearizada pela transformação dos eixos lineares na escala logarítmica.

Figura 4.24 - Variação da energia específica com a área da seção de corte para ensaios realizados na máquina Charpy em alumínio 2024.

Figura 4.25 - Modelo de Kienzle aplicado nos resultados de energia específica de corte extraídos da máquina Charpy em ensaios realizados com corpos-de-prova da liga de alumínio 2024.

Pelo exame da Figura 4.25, nota-se que a constante $k_{s1} = 0,702 \text{ J/mm}^3$ corresponde a uma seção de corte de 1 mm^2 , tal como o modelo de Kienzle se fundamenta. Esse valor e a constante $(1-z) = 0,88$ podem ser usados para se estimar os esforços de corte variando-se a espessura de corte h ou a largura de corte b , tal como ilustra Ferraresi (1970) por meio da expressão $F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b$.

Cumprе destacar que as constantes do modelo de Kienzle foram obtidas recorrendo-se à eq. (2.24), apresentada no item 2.5.3. Por comparação direta entre a equação da reta mostrada na Figura 4.25 e a eq. (2.24), foi possível determinar que $k_{s1} = 10^{-0,15378}$ e $z = 0,11701$. Portanto, $k_{s1} = 0,702 \text{ J/mm}^3$ e $(1-z) = 0,88$.

4.5 Avaliação estatística dos resultados (ANOVA)

Para poder investigar, com o enfoque estatístico, a influência da profundidade de usinagem, raio de ponta da ferramenta, geometria de quebra-cavaco e tipo de revestimento sobre a energia específica de corte, a técnica da análise de variância (ANOVA) foi empregada.

Conforme descreve o item 3.1, o MODELO FATORIAL COMPLETO foi aplicado sobre a matriz experimental, tendo 36 combinações entre as variáveis de entrada e 2 réplicas. Esse estudo foi efetuado somente em corpos-de-prova de alumínio 2024 ensaiados na máquina Charpy instrumentada, por ser considerado o principal equipamento do trabalho de pesquisa.

Portanto, serão apresentados na seqüência dois blocos de resultados provenientes da ANOVA. O primeiro item trata do estudo dos efeitos principais na energia específica, isto é, as variáveis de entrada são analisadas de maneira isolada. O segundo item aborda todas as interações possíveis entre as variáveis de entrada e sua consequência na energia específica de corte.

4.5.1 Análise dos efeitos principais

Adotando uma confiabilidade de 95%, ou equivalentemente um nível de significância de 5%, foi possível gerar o assim denominado QUADRO ANOVA dos fatores de controle, seus níveis e a resposta. O software estatístico MINITAB® 13.3 foi utilizado nos cálculos. A Tabela 4.2 traz o quadro ANOVA.

Tabela 4.2 - Quadro ANOVA sobre a resposta energia específica de corte. Os testes foram realizados na máquina de ensaio Charpy em corpos-de-prova de alumínio 2024.

Fator de controle	Grau de liberdade	Soma dos quadrados	Quadrado médio	Teste F	Valor P
Raio de ponta	2	0,004991	0,002495	0,44	0,647
Profundidade de usinagem	2	0,329546	0,164773	28,91	0,000
Geometria de quebra-cavaco	1	0,000697	0,000697	0,12	0,728
Revestimento	1	0,033887	0,033887	5,95	0,018
Erro	65	0,370496	0,005700		
Total	71	0,739616			

A interpretação do quadro ANOVA é feita analisando-se o valor da probabilidade P. Níveis menores que o de significância estabelecido previamente ($\alpha = 0,05$ ou 5%) indicam que a hipótese inicial de normalidade para esses casos foi rejeitada, ou seja, as variâncias não são iguais e esses fatores causaram significativa variação na resposta energia específica de corte.

Assim, baseado no quadro ANOVA, pode-se notar que dois fatores foram estatisticamente significativos: a profundidade de usinagem e o revestimento da ferramenta de corte. Graficamente, é possível constatar tais influências avaliando-se a Figura 4.26. Ambas causam maiores variações na energia específica de corte quando comparadas ao raio de ponta do inserto e à geometria do quebra-cavaco utilizado.

Figura 4.26 - Análise gráfica dos efeitos principais da ANOVA sobre os resultados do ensaio Charpy em corpos-de-prova de alumínio 2024.

A literatura declara que a energia específica depende da espessura de corte, avanço, profundidade de usinagem e área de seção de corte. Diminuindo a magnitude desses fatores, a energia específica de corte aumenta. No ensaio Charpy em questão, não houve movimento de avanço, pois a ferramenta permaneceu imóvel na base da máquina. Apenas a profundidade de usinagem atua neste tipo de ensaio pendular, tornando-se a mais significativa. O efeito de escala pode ser facilmente identificado neste caso. Portanto, a profundidade de usinagem foi o fator de controle que mais variou em torno do valor médio calculado pela ANOVA.

Em função dos testes terem sido realizados em alumínio, foi possível constatar estatisticamente que o revestimento exerce significativa influência na energia de formação de cavaco. O equipamento Charpy instrumentado foi capaz de medir com certa sensibilidade o efeito negativo do revestimento ao usinar alumínio. A função do revestimento em uma ferramenta de corte é minimizar o desgaste abrasivo e suportar elevações de temperatura na região de corte. Neste caso, o revestimento foi propositalmente testado para potencializar seu efeito sobre a energia específica.

Por ser caracteristicamente dúctil, o alumínio não causa esse tipo de efeito nos insertos e por isso não se utiliza revestimento ao usinar alumínio na prática industrial. Em geral, as ferramentas revestidas aplicadas nos ensaios tiveram desempenho inferior provavelmente devido ao efeito do atrito entre o cavaco e a superfície de saída, amplificado por certos níveis de aderência do material da peça na superfície de saída da ferramenta de corte.

Pelo exame do quadro ANOVA, observa-se que a geometria do quebra-cavaco não influenciou significativamente na energia específica. Acredita-se que seu efeito tenha sido diminuído em função do ângulo de saída negativo empregado nos ensaios. Na Figura 4.26 é possível constatar que o emprego de insertos com quebra-cavaco promove ligeira diminuição do nível de energia específica de corte.

Talvez esse efeito pudesse ser mais evidente e maximizado adotando-se ângulos de saída menos negativos ou positivos. Associando os ângulos do

quebra-cavaco ao ângulo de saída dado pelo suporte dos insertos, conclui-se que a geometria do quebra-cavaco passou a ter um chanfro efetivo atuante de 0,2 mm x 2°, com um ângulo posterior de 8° e não mais 0,2 mm x 9°, com ângulo posterior de 15°.

O raio de ponta do inserto apresentou um comportamento diferenciado, não se mostrando estatisticamente significativo, embora tenha indicado uma tendência de queda da energia específica com aumento do raio de ponta da ferramenta. De uma maneira mais detalhada, aumentando o raio de ponta, a energia específica tende a diminuir até o raio intermediário de 1,2 mm, voltando indicar um ligeiro aumento para o raio de 1,6 mm. Vale lembrar que a análise de variância, ao estudar o efeito de uma variável, efetua os cálculos das variâncias considerando todos os outros fatores de controle simultaneamente.

Por outro lado, analisando os cavacos produzidos pelas ferramentas de corte com raio de ponta de 1,2 mm, foi possível averiguar que a maioria apresentou o cavaco denominado *de cisalhamento*, com serrilhamento acentuado até mesmo para pequenas profundidades de usinagem. Além disso, as amplitudes das forças tiveram um comportamento variável, especialmente em pequenas profundidades de usinagem. Com o aumento do raio de ponta, alguns níveis de força de corte diminuíram. Esses efeitos podem ter contribuído para a queda da energia específica quando se utilizou insertos com raio de ponta igual a 1,2 mm.

4.5.2 Análise das interações entre os fatores de controle

Com a análise de variância realizada para os fatores de controle isolados, a próxima etapa da verificação estatística dos resultados é avaliar o efeito combinado das variáveis de entrada sobre a energia específica de corte. De acordo com os conceitos provenientes da ANOVA, um fator de controle isoladamente pode não ser significativo estatisticamente, mas se combinado a outro pode gerar uma interação entre os fatores, tornando-se significativos. A Tabela 4.3 traz os cálculos das interações entre todos os fatores de controle.

Tabela 4.3 - Análise das interações das variáveis de entrada sobre a resposta energia específica de corte para os resultados do alumínio 2024 ensaiado na máquina Charpy.

Fator de controle	Grau de liberdade	Soma dos quadrados	Quadrado médio	Teste F	Valor P
Raio de ponta (RP)	2	0,004991	0,002495	0,56	0,577
Profundidade de usinagem (PU)	2	0,329546	0,164773	36,74	0,000
Geometria de quebra-cavaco (QC)	1	0,00697	0,000697	0,16	0,695
Revestimento (RE)	1	0,033887	0,033887	7,56	0,008
Interação RP x PU	4	0,030461	0,007615	1,70	0,165
Interação RP x QC	2	0,060181	0,030091	6,71	0,003
Interação RP x RE	2	0,013028	0,006514	1,45	0,243
Interação PU x QC	2	0,001971	0,000986	0,22	0,803
Interação PU x RE	2	0,016688	0,008344	1,86	0,166
Interação QC x RE	1	0,014964	0,014964	3,34	0,073
Erro	52	0,233200	0,004485		
Total	71	0,739616			

Observando-se a análise de variância das interações, nota-se que os fatores de controle profundidade de usinagem e revestimento continuam a influir isoladamente na resposta energia específica de corte. Entretanto, dois fatores antes não significativos estaticamente, agora combinados, produziram um efeito na energia específica, que é a interação entre o raio de ponta e a geometria de quebra-cavaco, com valor de probabilidade P de 0,3%.

Estudando a composição desses dois efeitos simultâneos na energia específica através de um gráfico das interações entre os fatores, foi possível concluir que o efeito do quebra-cavaco em insertos com raio de ponta igual a 0,8 mm é menor quando comparado à influência da quebra-cavaco associado ao raio de ponta 1,6 mm. Assim, essa interação parece mostrar que o uso de quebra-cavaco apresenta uma função mais pronunciada quando associado a maiores raios de ponta da ferramenta.

4.6 Avaliação da energia específica no campo HSM

Como estavam previstos no escopo deste trabalho de pesquisa, alguns estudos sobre o comportamento da energia específica no campo da usinagem com altas velocidades de corte foram implementados. A principal meta foi buscar uma relação efetiva entre geometria de ferramenta e mecanismo de formação de cavaco, com vistas nos resultados finais de energia específica e acabamento superficial da peça. Para auxiliar nas deduções e conclusões, as análises realizadas em HSM foram comparadas às efetuadas sob velocidades de corte convencionais. Ademais, os insertos em cerâmica e PCBN foram inseridos na matriz experimental por serem adequados ao uso em HSM.

4.6.1 Geometria do quebra-cavaco

As investigações sobre o efeito da geometria do quebra-cavaco na energia específica de corte foram conduzidas no centro de usinagem CNC. Um total de 7 tipos de geometrias foi empregado nos ensaios. As especificações e dimensões dos quebra-cavacos podem ser vistos na Tabela 3.8 e na Figura 3.7.

Para esta variável pesquisada, é importante ressaltar que o ângulo de saída, dado pelo suporte da fresa de um único inserto, foi mantido sempre constante em -7° . As condições de ensaio foram: $v_c = 50$ m/min (convencional) e 400 m/min (HSM), $a_p = 0,1$ mm, $r_e = 0,8$ mm e corpo-de-prova em aço ASTM H13 temperado. Todos os insertos apresentavam revestimento de TiN. A Figura 4.27 traz o comportamento da energia específica de corte em decorrência do quebra-cavaco do inserto utilizado.

Figura 4.27 - Resultados da influência da geometria do quebra-cavaco das ferramentas de corte na energia específica de formação de cavaco sob velocidade de corte convencional e HSM. Os ensaios foram realizados no centro de usinagem CNC em corpos-de-prova de aço ASTM H13 temperados.

Os resultados apresentados no gráfico acima podem ser analisados segundo a direção horizontal (efeito do quebra-cavaco) e vertical (efeito da velocidade de corte). Iniciando-se a discussão pela influência da geometria do quebra-cavaco, nota-se, em geral, que as amplitudes de energia específica medidas apresentaram uma tendência de queda quanto mais favorável se dava o processo de formação de cavaco, sendo mais evidenciada em velocidade de corte convencional. Assim, a energia específica demonstra depender da geometria do quebra-cavaco da ferramenta. Estima-se que essa dependência resida na combinação entre geometria do quebra-cavaco e profundidade de usinagem ou comprimento de contato do cavaco com a superfície de saída da ferramenta.

Avaliando os casos extremos da Figura 4.27, com dimensões de quebra-cavaco iguais a $0,32 \times 3^\circ \times 22^\circ$ para o inserto SNMG PR GC4025 e $0,07 \times 4^\circ \times 17^\circ$ para o inserto SNMG PF GC4015, estima-se que significativa diminuição no comprimento do chanfro principal e o acréscimo de 1° em seu ângulo tenha causado a diminuição da energia específica em 28,6% e 13,5%, respectivamente, para o a velocidade de corte convencional e HSM.

Ferramentas de corte, cujas amplitudes de energia específica são intermediárias, tal como o inserto SCMT PM GC4025, apresentam geometrias mais favoráveis à formação do cavaco que a ferramenta SNMG PR GC4025. Neste caso,

além da diminuição do comprimento do chanfro principal da aresta de corte, houve um aumento de 5° do seu ângulo, o que proporcionou uma redução de 4,5% da energia específica na condição HSM. Esses resultados ficaram mais evidenciados quando os testes foram feitos sob velocidades de corte convencionais.

Em particular, as ferramentas SNMG QM GC235 e QF GC235, para os ensaios realizados em alta velocidade de corte, não apresentaram a mesma tendência dos demais insertos, tendo os níveis da energia específica de corte ligeiramente aumentados (cerca de 5% maior que o inserto SNMG PR GC4025). No entanto, estima-se ser possível assumir sem grandes riscos que a energia específica demonstra ser pouco sensível à geometria do quebra-cavaco quando se está no campo HSM. A Figura 4.28 ilustra de forma mais clara esse comportamento.

Figura 4.28 - Tendência geral observada entre a energia específica de corte e a geometria de quebra-cavaco nos ensaios realizados no campo de velocidade convencional e HSM.

A análise vertical da Figura 4.27 refere-se à diferença dos níveis de energia específica originada por usar os corpos-de-prova em campos de velocidades de corte distintos. Em média, houve uma redução de energia específica de 15,5%, atingindo picos de 28,4% nos casos mais distantes.

As mesmas causas abordadas no item 4.1.2 provavelmente estão regendo o comportamento da energia específica em função da velocidade de corte, tais como elevação da temperatura na zona principal de corte, diminuição do grau de recalque do cavaco e diminuição do atrito na interface cavaco-superfície de saída da

ferramenta. Além disso, com o aumento considerável da velocidade de corte, exatamente em 8 vezes, o comprimento de contato entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta é diminuído, o que pode tornar o material da peça, ou a porção do cavaco já formada, menos suscetível à ação do quebra-cavaco, já que a profundidade de usinagem adotada é, na maior parte dos casos, menor que as dimensões dos chanfros da aresta principal de corte.

No entanto, acrescido a esses fatores mencionados, foi constatado por meio de microscopia eletrônica de varredura um acentuado grau de segmentação dos cavacos originados no campo HSM. Esse fato pode ter proporcionado a redução das amplitudes da força de corte, como ilustra o gráfico abaixo. O comportamento da força de corte foi igual para todas as outras ferramentas. As imagens e análises detalhadas dos cavacos são apresentadas no item 4.6.4.

Figura 4.29 - Força de corte em função da velocidade de corte nos campos convencional e HSM. Os ensaios foram feitos no centro de usinagem CNC em corpos-de-prova de aço ASTM H13 temperado.

4.6.2 Comportamento das ferramentas de cerâmica e PCBN

Por serem consideradas mais apropriadas em aplicações com altas velocidades de corte, as ferramentas de cerâmica e PCBN foram avaliadas no centro de usinagem CNC e relacionadas às medições de energia específica de corte. Os mais recentes avanços tecnológicos aplicados aos inserts cerâmicos, como aumento da tenacidade por exemplo, têm permitido sua utilização cada vez maior em usinagens

com altas velocidades de corte para condições de acabamento. Já o PCBN tem em seu favor boa tenacidade, alta dureza a quente e baixa afinidade química, características úteis quando se trabalha no campo HSM.

Os ensaios foram realizados sob as seguintes condições de corte: $v_c = 1800$ m/min, $a_p = 0,05$ e $0,1$ mm, $r_e = 0,8$ mm, ferramentas cerâmica SNGA T01020 650, PCBN SNGA S01020 7020 e corpo-de-prova em aço ASTM H13 temperado. A Figura 4.30 a seguir traz os resultados pontuais da análise do comportamento desses tipos de insertos com vistas na energia específica de corte.

Figura 4.30 - Energia específica de corte medida na usinagem do aço ASTM H13 temperado. Os testes foram feitos no centro de usinagem CNC utilizando ferramenta de cerâmica e PCBN.

Dentre os diversos resultados que podem ser extraídos do gráfico acima, observa-se mais uma vez o efeito de escala na energia específica. Para ambas as ferramentas de corte utilizadas, o acréscimo da profundidade de usinagem conduziu a uma queda da energia específica de corte de 27% para o inserto de cerâmica e 32,4% para a ferramenta de PCBN. Sugere-se os mesmos motivos que os apresentados no item 4.4.2 para explicar o fenômeno do efeito de escala.

Outro resultado relevante obtido nessa avaliação das ferramentas trata-se do ligeiro aumento da energia específica com o emprego da ferramenta PCBN para as duas profundidades de usinagem. Neste caso específico, como a geometria dos insertos é igual, estima-se ser o atrito o responsável por originar tal diferença das amplitudes de energia específica. Para a profundidade de usinagem de 0,05 mm,

houve um aumento de 16% da energia específica de formação de cavaco, contra 7,4% para a profundidade de usinagem de 0,1 mm.

A relação entre energia específica de corte e acabamento superficial do corpo-de-prova também foi objeto de estudo. Como foi constatado na Figura 4.30 um aumento do valor da energia específica com o emprego de ferramenta PCBN, várias medidas de rugosidade foram determinadas e associadas aos dois tipos de ferramentas de corte. As condições de usinagem foram: $v_c = 1800$ m/min, $a_p = 0,05$ mm, $f = 0,05$ mm/rot, $r_e = 0,8$ mm, ferramentas cerâmica SNGA T01020 650, PCBN SNGA S01020 7020 e corpo-de-prova em aço ASTM H13 temperado.

Figura 4.31 - Relação entre energia específica e rugosidade na usinagem do aço ASTM H13 temperado. Os ensaios foram feitos no centro de usinagem CNC com insertos de cerâmica e PCBN.

É possível notar na figura acima que, em princípio, a energia específica de corte está diretamente associada ao parâmetro rugosidade da peça. O aumento da energia específica em 16% quando se utilizou inserto PCBN causou reflexo no acabamento superficial do corpo-de-prova, conduzindo a um aumento de 15,3% no valor da rugosidade R_a . Estima-se que essas variáveis têm uma estreita relação, pelo menos na utilização de ferramentas com geometria definida, pois um acabamento otimizado demonstra ser alcançado quando as condições de corte são favoráveis e a energia específica gerada é minorada.

4.6.3 Estudo dos efeitos na rugosidade das amostras

Neste item são abordados os efeitos da geometria das ferramentas de metal duro no acabamento superficial dos corpos-de-prova submetidos à usinagem sob alta velocidade de corte. As seguintes condições de usinagem foram adotadas: $v_c = 400$ m/min, $a_p = 0,05$ mm, $f = 0,05$ mm/rot, $r_e = 0,8$ mm e corpo-de-prova em aço ASTM H13 temperado. Os resultados do valor R_a são mostrados na Figura 4.32.

Figura 4.32 - Influência da geometria das ferramentas de corte no acabamento superficial do aço ASTM H13 temperado, usinado no centro de usinagem CNC.

De uma forma geral, pode-se notar que algumas geometrias das ferramentas de corte apresentaram elevados níveis de rugosidade superficial, quando comparados aos menores valores medidos. Nesses casos, alguns fatores notoriamente apresentados pela literatura podem ter tido influência direta, tais como vibrações, deformação dificultada do cavaco e grande fluxo lateral do cavaco.

As possíveis causas acima citadas são de difícil medição e não puderam ser verificadas nos ensaios. Apesar disso, foi possível constatar por análises em microscópio ótico dos insertos e do corpo-de-prova que ocorreu perda do revestimento de TiN das ferramentas SCMT PR GC4025, SNMG PM GC4015 e SNMG PR GC4025. Nesses casos, o aumento da rugosidade em relação aos menores valores medidos foi 191%, 123% e 118%, respectivamente.

A Figura 4.33 mostra o exposto em detalhes. Mais claramente, pode-se observar que imagem (a) praticamente sequer apresenta as marcas de avanço da ferramenta e nenhuma anormalidade foi encontrada. No entanto, para a mesma ampliação, vide escala nas fotos, nota-se que a imagem (b) traz diversos pontos de TiN evidenciados pela iluminação do microscópio (região circular). Ademais, as marcas de avanço ficaram salientadas pelo revestimento do inserto (seta isolada).

Figura 4.33 - Análise por microscopia ótica da superfície do corpo-de-prova usinado no centro de usinagem CNC, ilustrando a diferença entre rugosidades superficiais geradas por (a) insertos intactos e (b) insertos com perda do revestimento de TiN.

As ferramentas SNMG PF GC4015 e SNMG KM GC3015 apresentaram valores de rugosidade intermediários, respectivamente 0,41 e 0,40 μm . Nesses casos foi possível avaliar a influência da geometria dos insertos, pois não houve degeneração do revestimento. Acredita-se que o ângulo do chanfro de aresta, apesar da pequena profundidade de usinagem adotada, tenha sido responsável pela queda da rugosidade por favorecer a deformação do cavaco, diminuir a energia específica de corte e a rugosidade do corpo-de-prova.

Finalmente, as ferramentas SNMG QM GC235 e SNMG QF GC235 mostraram eficiência quanto ao quesito acabamento superficial da peça. Pode-se associar as medidas de rugosidade como resultados obtidos em processos de retificação, em que ferramentas de geometria indefinida (grãos abrasivos) são empregados no processo de remoção de cavaco.

Apenas um comparativo breve pode ser feito para ilustrar esse resultado. Segundo Ferraresi (1970), as magnitudes da rugosidade R_a para a operação de fresamento estão na faixa entre 0,8 e 6,3 μm . Em operações de retificação, essa faixa de valores diminui para 0,2 a 3,2 μm . A grande vantagem em utilizar ferramenta de geometria definida reside no controle de suas dimensões. No caso deste trabalho, foi possível atingir valores de rugosidade típicos de retificação em fresamento.

4.6.4 Microscopia eletrônica de varredura dos cavacos

Mais uma vez a avaliação visual dos cavacos, por intermédio da microscopia eletrônica de varredura, se mostrou uma ferramenta essencial ao entendimento dos resultados da pesquisa sobre energia específica de corte, tal como abordada no item 4.3.2.

Neste item, são apresentadas basicamente imagens de cavacos gerados no centro de usinagem CNC sob diversas condições de teste, ferramentas e materiais dos corpos-de-prova. As discussões que se seguem relacionam as imagens dos cavacos à velocidade de corte, ao raio de ponta da ferramenta e à geometria de quebra-cavaco.

Da mesma forma que o ensaio Charpy, os cavacos produzidos no centro de usinagem apresentaram a forma espiral, apesar do processo ocorrer sob o regime de corte interrompido. O tipo de cavaco oscilou entre *contínuo*, *de cisalhamento* e *segmentado*. Crê-se que o tipo de cavaco seja um fator preponderante no comportamento da energia específica de corte, pois está intimamente relacionado ao processo de formação do cavaco e aos esforços de corte.

A Figura 4.34 traz imagens de cavacos obtidos com insertos de diferentes raios de ponta empregados na usinagem do alumínio 2024. As condições de ensaio foram: (a) $v_c = 170 \text{ m/min}$, $a_p = 0,3 \text{ mm}$, $r_e = 1,2 \text{ mm}$, ferramenta sem quebra-cavaco e não revestida SNMA IC 20, (b) $v_c = 170 \text{ m/min}$, $a_p = 0,3 \text{ mm}$, $r_e = 1,6 \text{ mm}$, ferramenta sem quebra-cavaco e não revestida SNMA IC 20.

Figura 4.34 - Cavacos removidos dos corpos-de-prova de alumínio 2024 no centro de usinagem CNC. Foram testadas as ferramentas com raio de ponta (a) 1,2 mm e (b) 1,6 mm.

Pelo exame das imagens acima, conclui-se que os cavacos são do tipo cisalhado, para ambos os raios de ponta das ferramentas empregadas. Não é mostrado aqui, mas o raio de ponta igual a 0,8 mm em geral originou cavacos contínuos. Neste caso, a menor seção de corte proporcionada pelo raio de ponta menor pode ter favorecido a deformação contínua do material da peça.

O efeito serrilhado dos cavacos, provavelmente, surgiu em função da ausência de quebra-cavaco dos insertos, embora ferramentas sem revestimento sejam indicadas à usinagem do alumínio. Além disso, o ângulo de saída negativo (-7°) pode ter potencializado o processo de serrilhamento associado ao aumento da área da seção de corte. Também não se pode descartar as influências da rigidez do sistema de fixação da ferramenta e do corpo-de-prova, o que podem causar níveis de vibração ao conjunto e alterar a dinâmica de formação dos cavacos.

As próximas imagens de cavaco tentam relacionar o mecanismo de formação do cavaco em alta velocidade de corte aos esforços de corte e à energia específica. As condições de ensaio foram: (a) $v_c = 50$ m/min, $a_p = 0,1$ mm, $r_e = 0,8$ mm, ferramenta revestida e com quebra-cavaco SNMG PM GC4015, corpo-de-prova em aço temperado ASTM H13, (b) $v_c = 400$ m/min, $a_p = 0,1$ mm, $r_e = 0,8$ mm, ferramenta revestida e com quebra-cavaco SNMG PM GC4015, corpo-de-prova em aço temperado ASTM H13.

Figura 4.35 - Cavacos extraídos dos corpos-de-prova de aço temperado ASTM H13 testados no centro de usinagem CNC. Foram aplicadas as velocidades de corte (a) 50 m/min e (b) 400 m/min.

As fotos apresentadas acima representam o foco central dessa demonstração visual dos cavacos neste item. Elas retratam que o processo de formação do cavaco, composto das fases de recalque, deformação plástica e ruptura, foi provavelmente alterado em função da velocidade de corte do material.

Esse tipo de cavaco, em princípio, pode ser classificado como *segmentado*, pois sua morfologia e dinâmica de formação foram regidas sob a condição HSM em material endurecido. No entanto, para comprovar definitivamente essa classificação, seria pertinente efetuar exames metalográficos nos cavacos coletados e constatar deformação localizada nas bandas de cisalhamento e ausência de deformação nas lamelas de cavaco. É importante frisar que todas as condições de ensaio foram mantidas constantes, incluindo-se a geometria da ferramenta de corte.

A Figura 4.35(a) traz uma região do cavaco espiral onde é visível a continuidade das lamelas de cavaco, embora um pequeno grau de segmentação possa ser notado. No entanto, a Figura 4.35(b) torna evidente o maior grau de segmentação, incluindo pontos de nucleação, crescimento e freamento de trincas na região posterior do cavaco, possivelmente causados pela ligeira curvatura do cavaco e elevada taxa de deformação associada à pequena plasticidade do corpo-de-prova.

Outro aspecto interessante a abordar refere-se à forma como a literatura sugere situar os campos de velocidade de corte, entre convencional e alta velocidade. Geralmente, a distinção entre os campos de velocidade reside na especificação de

faixas pré-determinadas de velocidade de corte, sendo esse critério tecnologicamente mais viável e direto. No entanto, foi possível mostrar que a alta velocidade de corte foi assumida como tal por alterar o mecanismo de formação do cavaco.

No campo HSM há um intenso processo de cisalhamento localizado na zona de cisalhamento primária, para a maioria dos materiais usinados. As ligas de alta resistência e materiais endurecidos, com pobres propriedades térmicas, geram o cisalhamento catastrófico ou termoplástico, em que o efeito da queda da ductilidade causado pela elevação da temperatura supera o efeito do encruamento do material, originado pelas altas taxas de deformação.

A Figura 4.36 traz duas imagens de cavacos removidos do aço ASTM H13 de baixa dureza (recozido). A principal abordagem foi avaliar o efeito da geometria da ferramenta na energia específica, associando à morfologia do cavaco. As condições de ensaio foram as seguintes: (a) $v_c = 170$ m/min, $a_p = 0,4$ mm, $r_e = 0,8$ mm, ferramenta revestida e com quebra-cavaco SCMT PM GC4025, corpo-de-prova em aço recozido ASTM H13, (b) $v_c = 170$ m/min, $a_p = 0,4$ mm, $r_e = 0,8$ mm, ferramenta revestida e com quebra-cavaco SNMG PM GC4015, corpo-de-prova em aço recozido ASTM H13.

Figura 4.36 - Cavacos removidos dos corpos-de-prova de aço recozido ASTM H13 testados no centro de usinagem CNC. Foram utilizadas os inserts (a) SCMT PM GC4025 e SNMG PM GC4015.

Os cavacos apresentados acima foram gerados com geometrias de quebra-cavaco opostas do ponto de vista da energia específica. Em (a), a energia específica de corte foi menor em cerca de 9,4% que em (b). Embora as ampliações

das fotos sejam iguais, o que favorece as comparações visuais, as imagens mostradas não apresentaram indícios concretos que sinalizassem para diferenças existentes na morfologia e no grau de serrilhamento dos cavacos. Assim, os dois cavacos foram igualmente classificados na forma espiral curto e tipo serrilhado.

A Figura 4.37 ilustra sob ampliações bem maiores os mesmos cavacos apresentados nas imagens da Figura 4.36. Um fato que chamou a atenção nos processos de cisalhamento e geração das lamelas dos cavacos é o aspecto topográfico das superfícies de fratura. Em (a), a região da banda de cisalhamento demonstra ter sofrido menores níveis de tensão cisalhante, indicados pelo aspecto fibroso, opaco e com cavidades. A banda de cisalhamento em (b) e as superfícies de fratura mostram-se mais brilhantes e planas, apontando para maiores níveis de tensão cisalhante requeridos no processo de formação do cavaco.

Portanto, com base nas observações visuais proporcionadas pela microscopia eletrônica de varredura, sugere-se que o cavaco pode ter sido mais facilmente deformado em (a), o que levou a uma ligeira queda da energia específica. Essa facilidade no recalque e geração do cavaco pode ter sido ditada pela geometria mais favorável da ferramenta SCMT PM GC4025.

Figura 4.37 - Cavacos extraídos dos corpos-de-prova de aço recozido ASTM H13 testados no centro de usinagem CNC. Foram utilizadas as ferramentas (a) SCMT PM GC4025 e (b) SNMG PM GC4015.

5 CONCLUSÕES

Apresentou-se nesse trabalho um estudo essencialmente experimental sobre a aplicação do ensaio pendular Charpy como instrumento para a determinação da energia específica de corte. Diversas foram as variáveis estudadas, as quais baseiam-se no material da peça, características das ferramentas de corte e parâmetros de usinagem.

Para comparar os resultados extraídos da máquina Charpy e validar o novo método proposto, outros testes sob as mesmas condições de ensaio foram conduzidos no torno e no centro de usinagem CNC. Portanto, com base em todos os ensaios apresentados neste trabalho, as seguintes conclusões são delineadas:

- O princípio da máquina de ensaio Charpy permite medir a grandeza energia específica de corte com um erro experimental de 3,36%, considerando um intervalo de confiança de 95%;
- A metodologia da máquina Charpy, no contexto de usinagem, se aproxima de um processo de corte interrompido com ferramentas de geometria definida;
- O aumento da profundidade de usinagem causou diminuição da energia específica. Esse resultado se mostrou mais pronunciado para pequenos valores de profundidade de usinagem. Estima-se que o efeito de escala seja responsável por tal fenômeno;
- A energia específica depende da velocidade de corte. Aumentos na velocidade causam diminuição da energia específica. Elevação da temperatura na zona de

corte, mesmo que pequena, diminuição do grau de recalque e do atrito na interface cavaco-ferramenta podem ser os motivos de tal comportamento;

- O aumento da área da seção de corte faz diminuir a energia específica. Essa relação, embora seja proporcional, não ocorre sob a mesma razão de crescimento que a força de corte. Como a força de corte cresce sensivelmente mais lentamente que a área da seção de corte, a energia específica diminui;
- O aumento do raio de ponta da ferramenta fez diminuir a energia específica. O aumento da área da seção de corte, causado pelo aumento do raio de ponta, superou o efeito do aumento da força de corte. Essa combinação dos efeitos gerou uma tendência de queda dos valores de energia específica, comprovada nos ensaios realizados em todas as máquinas;
- A forma do quebra-cavaco da ferramenta de corte dita o comportamento da energia específica. Alterações na geometria favoráveis à formação do cavaco, mesmo que pequenas, influem no seu processo de formação, nas magnitudes da força de corte e nos valores de energia específica;
- O revestimento de TiN, usinando o alumínio 2024 na máquina Charpy, causou aumento da energia específica. Em condições reais de usinagem, não se emprega insertos revestidos na usinagem de ligas de alumínio. Aderência do material da peça nos insertos, constatada em microscopia eletrônica de varredura, pode ter aumentado o atrito e causada elevação na energia específica de corte;
- A dureza mostrou exercer influência na energia específica. Quanto maior seu valor, maior é a energia consumida no processo de corte. No entanto, essa relação direta nem sempre vale, pois a microestrutura da peça também altera a energia específica. Assim, um material mais duro nem sempre exige maior energia específica na usinagem;

- O efeito de escala, observado pelos resultados extraídos da máquina Charpy usinando o alumínio 2024, foi constatado no torno e no centro de usinagem CNC. Uma nova abordagem matemática foi proposta neste trabalho, isolando as componentes que constituem a energia específica de corte. Foi possível comprovar que a taxa de aumento da massa de cavaco removida supera a taxa com que a energia consumida aumenta, à medida que se eleva a profundidade de usinagem. Justamente a diferença nas taxas de aumento dessas variáveis causa a diminuição da energia específica;
- Através do enfoque estatístico e com auxílio da técnica da ANOVA, foi possível verificar, particularmente na máquina Charpy, que a profundidade de usinagem foi o parâmetro que mais gerou variações na energia específica. Seu aumento resulta em queda da energia específica. O aumento do raio de ponta da ferramenta causou uma tendência de queda da energia específica. A máquina Charpy foi sensível o suficiente para captar aumento da energia específica com a utilização de insertos revestidos na usinagem da liga de alumínio 2024. Por fim, o emprego de quebra-cavaco faz diminuir a energia específica por favorecer a formação do cavaco;
- Ainda apoiando-se na estatística, pôde-se constatar que efeitos isolados sem influência na energia específica, quando combinados podem ser considerados estatisticamente significantes. Esse foi o caso das variáveis raio de ponta da ferramenta e geometria do quebra-cavaco;
- De uma forma geral, por meio da microscopia eletrônica de varredura foi possível associar com êxito resultados quantitativos, tais como força e energia de corte, aos dados qualitativos das imagens e fotos correspondentes. O cavaco em condições elevadas de velocidade de corte é formado de maneira distinta de quando está sob velocidades de corte mais baixas;
- Os ensaios específicos entre as ferramentas de cerâmicas e PCBN apontaram que esta última consome um nível maior de energia específica de corte. Estima

ser o atrito na interface cavaco-ferramenta o responsável pelo sensível aumento da energia específica, já que ambas as ferramentas apresentam a mesma geometria da aresta de corte;

- Por fim, é possível considerar válidos os resultados de energia específica medidos na máquina de ensaio Charpy, embora apresentem-se, em geral, cerca de 15% menores que aqueles obtidos nas máquinas-ferramentas CNC torno e centro de usinagem. Várias podem ser as causas, como número distinto de sulcos usinados em cada máquina, rigidez dos sistemas de fixação da peça e da ferramenta e restrição à passagem da ferramenta de corte pelo material do corpo-de-prova.

5.1 Recomendações para trabalhos futuros

No decorrer da realização dos testes experimentais, com suas conseqüentes discussões e análises, novas idéias foram surgindo, as quais podem ser empreendidas em futuros trabalhos. A seguir são apresentadas algumas das recomendações e propostas de atividades que podem enriquecer e dar continuidade ao trabalho desenvolvido até o momento. Todas as sugestões dizem respeito à utilização da máquina Charpy como método de ensaio de usinabilidade.

- Estudar a usinabilidade de outros materiais da peça com aplicações direta na indústria, como superligas resistentes ao calor, ligas aeronáuticas e materiais compósitos;
- Investigar o desempenho de ferramentas de corte diferentes dos insertos quadrados utilizados e com outras geometrias de quebra-cavaco;
- Avaliar a fenomenologia de formação de cavaco em diversas condições de usinagem, especialmente sob altas velocidade de corte;
- Estudar uma dada condição de ensaio na máquina Charpy e comparar com simulação numérica sob as mesmas condições experimentais.

6 REFERÊNCIAS

6.1 Bibliografia Citada

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. Standard test methods for notched bar impact testing of metallic materials. In: __. Annual book of ASTM standards: metals test methods and analytical procedures. Danvers: ASTM E-23. 1996. p. 136-155.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. Movimentos e relações geométricas na usinagem dos metais - terminologia: Norma NBR 6162. 1989. 37p.

ALAUDDIN, M.; EL BARADIE, M. A.; HASHMI, K. S. J. Computer-aided analysis of a surface-roughness model for end milling. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 55, p. 123-127, 1995.

ALAUDDIN, M.; MAZID, M. A.; EL BARADI, M. A.; HASHMI, K. S. J. Cutting forces in the end milling of Inconel. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 77, p. 153-159, 1998.

BAKKAL, M.; SHIH, A. J.; SCATTERGOOD, R. O. Chip formation, cutting forces and tool wear in turning of Zr-based bulk metallic glass. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 44, p. 915-925, 2004.

BLACK, J. T. Mechanics of chip formation. In: DAVIS, J. R. (Ed.). *Metals handbook: machining*. 9. ed. Ohio, USA: ASM, 1989. v. 16. p7-18.

BOEHS, L.; STEIDEL, P. S.; FRIEDRICH, D. Influência dos parâmetros de usinagem e da geometria da ferramenta sobre a rugosidade cinemática e de processo. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA-COBEM, 16., 2001, Uberlândia-MG. Anais... Uberlândia-MG: UFU, 2001. p. 467-476.

BOOTHROYD, G.; KNIGHT, W. A. Mechanics of metal cutting. In: __. Fundamentals of machining and machine tools. 2. ed. EUA: Marcel Dekker, 1989. p. 73-108.

BRADBURY, S. R.; HUYANAN, T. Challenges facing surface engineering technologies in the cutting tool industry. *Vaccum*, v. 56, p. 173-177, 2000.

BRADBURY, S. R.; LEWIS, D. B.; ARCHER P. M.; AHMED, W. Impact of surface engineering technologies on the performance and life of multi-point cutting tools. *Surface and Coatings Technology*, v. 91, p. 192-199, 1997.

BROEK, D. Failure analysis and fracture mechanics. In: POWELL, G. W., MAHMOUD, S. E. (Coord.) *ASM handbook: Failure analysis and prevention*. 9. ed. Ohio, USA: ASM, 1995. p. 47-65.

CAMACHO, C. Sandvik Coromant investe na produção local. Disponível em: <<http://www.ipesi.com.br>>. Acesso em: 11 mar. 2002.

CHOU, Y. K.; SONG, H. Tool nose radius effect on finish hard turning. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 148, p. 259-268, 2004.

CHRISTOFFEL, K. High-speed machining - from a tool manufacturer's perspective. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA-MANUFATURA AVANÇADA, 6., 2001, Piracicaba-SP. Anais... Piracicaba: UNIMEP, 2001. p. 121-151.

CLARK, H. M.; TUZSON, J.; WONG, K. K. Measurements of specific energy for erosive wear using a coriolis erosion tester. *Wear*. 2000. v. 241, p. 1-9.

COHEN, P. H. Forces, power, and stress in machining. In: Davis, J. R. (Ed.). Metals handbook: machining. 9. ed. Ohio, USA: ASM, 1989. v.16. pp.13-18.

COSTA, D. D. Análise dos parâmetros de torneamento de aços endurecidos. 1993. 110p. Dissertação de Mestrado - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade de Campinas, Campinas-SP.

DAUTZENBERG, J. H.; VEENSTRA, P. C.; VAN DER WOLF, A. C. H. The minimum energy principle for the cutting process in theory and experiment. In: Annals of the CIRP. 1981. p. 1-10.

DAVES, J. R. Turning. In: DAVIS, J. R. (Ed.). Metals handbook: machining. 9. ed. Ohio, USA: ASM, 1989. v. 16. p135-159.

DeGARMO, E. P.; BLACK, J. T.; KOHSER, R. A. Fundamentals of chip type machining processes. In: __. Materials and processes in manufacturing. 8. ed. EUA: Prentice-Hall, 1997. p. 589-617.

DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. A review of ultra high speed milling of hardened steels. Journal of Materials Processing Technology, n. 69, p. 1-17, 1997.

DIETER, G. E. Brittle Fracture and Impact Testing. In: __. Mechanical metallurgy. 4. ed. London: McGraw-Hill, 1988. p. 471-500.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. Tecnologia da usinagem dos materiais. 2. ed. São Paulo: Artliber, 2000. 244p.

ELBESTAWI, M. A., SRIVATAVA, A. K., EL-WARDANY, T. I. A model for chip formation during machining of hardened steel. Annals of the CIRP, v.45, n.1, 1996, p. 71-76.

ERSOY, A.; ATICI, U. Performance characteristics of circular diamond saws in cutting of different type of rocks. *Diamond and Related Materials*, v. 13, p. 22-37, 2004.

FERRANTE, M. Fratura. In: __. Seleção de materiais. 1. ed. São Carlos: Editora da Universidade Federal de São Carlos, 1996. p. 131-71.

FERRARESI, D. Fundamentos da usinagem dos metais. 1. ed. São Paulo: Edgard Blücher, 1970. 754p.

FERRARESI, D. Fundamentos da usinagem dos metais. 9. ed. São Paulo: Edgard Blücher, 1977. 751p.

FINZER, T. High Speed Machining (HSM) in die and mold manufacturing. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA-USINAGEM COM ALTÍSSIMA VELOCIDADE DE CORTE E ALTA PRECISÃO, 2., 1997, Santa Bárbara D'Oeste - SP. Anais... Santa Bárbara D'Oeste: UNIMEP, 1997.

FLOM, D. G.; KOMANDURI, R. High Speed machining. In: DAVIS, J. R. (Ed.). *Metals handbook: machining*. 9. ed. Ohio, USA: ASM, 1989. v. 16. p. 597-606.

GEKONDE, H. O.; SUBRAMANIAN, S. V. Tribology of tool-interface and tool wear mechanisms. *Surface and Coatings Technology*, v. 149, p. 151-160, 2002.

GORCZYCA, F. E. Application of metal cutting theory. New York: Industrial Press, 1987. 298p.

GRZESIK, W. Friction behaviour of heat isolating coatings in machining: mechanical, thermal, and energy-based considerations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 43, p. 145-150, 2003.

HELLENO, A. L.; SCHÜTZER, K. Usinagem de moldes de matrizes com velocidades na faixa de transição para HSC (High Speed Cutting). In: CONGRESSO BRASILEIRO

DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO-COBEF, 2., 2003, Uberlândia-MG. Anais... Uberlândia-MG: UFU, 2003.

HWANG, T. W.; EVANS, C. J.; MALKIN, S. Size effect for energy in grinding of silicon nitride. *Wear*, v. 225-229, p. 862-867, 1999.

KALDOR, S.; MALKIN, S. A common denominator for optimal cutting tool geometry. In: *Annals of the CIRP*. 1986. p. 41-44.

KALPAKJIAN, S.; SCHMID, S. R. *Manufacturing engineering and technology*. USA: Prentice-Hall, 2000. 1448p.

KATBI, K. Top-form geometry: the key to higher productivity. *Cutting Tool Engineering Magazine*, v. 50, n. 2, 1998.

KATTAN, I. A.; CURRIE, K. R. Developing new trends of cutting tool geometry. *Journal of Materials Processing Technology*, n. 61, p. 231-237, 1996.

KIM, S. W.; LEE, D. W.; KANG, M. C.; KIM, J. S. Evaluation of machinability by cutting environments in high speed milling of difficult-to-cut materials. *Journal of Materials Processing Technology*, n. 111, p. 256-260, 2001.

KING, R. I.; HAHN, R. S. Principles of grinding. In: __. *Handbook of modern grinding technology*. 1. ed. EUA: Chapman and Hall, 1986. p. 30-71.

KLOCKE, F.; HOPPE, S. Mechanisms of chip formation in high speed cutting. In: SCHULZ, H. (Ed.). *Scientific Fundamentals of HSC*. 1. ed. Munique, Alemanha: Druckhaus, 2001. p.1-10.

KLOCKE, F., KRIEG, T. Coated tools for metal cutting - features and applications. In: *Annals of the CIRP*. 1999. v. 48. n. 2.

KOMANDURI, R.; CHANDRASEKARAN, N.; RAFF, L. M. Effect of tool geometry in nanometric cutting: a molecular dynamics simulation approach. *Wear*, v. 219, p. 84-97, 1998.

LOPES, D. S.; LOY, R. M. B.; SILVA, M. B. Estudo da formação de trincas térmicas em ferramentas de usinagem no processo de fresamento. In: °CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO-COBEF, 1., 2001, Curitiba-PR. Anais... Curitiba-PR: UFPR, 2001.

LUCCA, D. A.; SEO, Y. W. Effect of tool edge geometry on energy dissipation in ultraprecision machining. In: *Annals of the CIRP*. 1993. p. 83-86.

MACHADO, A. R.; SILVA, M. B. Usinagem dos metais. 4. ed. Uberlândia-MG: Editora da Universidade Federal de Uberlândia, 1999. 224p.

MALKIN, S. Grinding mechanisms. In: __. *Grinding technology. Theory and applications of machining with abrasives*. 1. ed. EUA: Ellis Horwood, 1989. p. 107-142.

MATSUMOTO, H.; DINIZ, A. E. Torneamento de aços endurecidos utilizando ferramentas cerâmicas. In: CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA-CONEM, 1., 2000, Natal-RN. Anais... Natal-RN: UFRN, 2000.

MEI, P. R.; SILVA, A. L. C. Controle de qualidade. In: __. *Aços e ligas especiais*. 2. ed. Sumaré: Eletrometal Metais Especiais, 1988. p. 417-439.

MELO, A. C. A.; MACHADO, A. R.; FRANCO, S. D. Estudo da formação de trincas de origem térmica no corte interrompido. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO-COBEF, 1., 2001, Curitiba-PR. Anais... Curitiba-PR: UFPR, 2001.

MELO, A. C. A. et al. Estudo da variação da temperatura de corte no fresamento frontal. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO-COBEF, 2., 2003, Uberlândia-MG. Anais... Uberlândia-MG: UFU, 2003.

MERCHANT, M. E. An interpretive look at the 20th century research on modeling of machining. *Machining Science and Technology*, v. 2, p. 157-163, 1998.

NASCIMENTO, G.; ABRÃO, A. M. Influência da geometria da ferramenta de corte na usinabilidade do aço ABNT 1945. In: CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA-CONEM, 1., Natal-RN, 2000. Anais... Natal-RN: UFPR, 2000.

NICHOLAS, T. et al. Material behavior at high strain rates. In: ___. *Impact dynamics*. 2. ed. EUA: Krieger Publishing Company, 1992. p. 277-322.

NING, Y.; RAHMAN M.; WONG, Y. S. Investigation of chip formation in high speed end milling. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 113, p. 360-367, 2001.

NOVASKI, O.; et al. Aspectos técnicos do fresamento na zona de transição entre as velocidades convencionais e a alta velocidade. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO-COBEF, 1., 2001, Curitiba-PR. Anais... Curitiba-PR: UFPR, 2001.

PEDROSA, E. A. Substituição do processo de retificação pelo torneamento de aços endurecidos de peças forjadas. 2001. 104p. Dissertação de Mestrado - Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira-SP.

POLINI, W.; TURCHETTA, S. Force and specific energy in stone cutting by diamond mill. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 44, p. 1189-1196, 2004.

POULACHON, G.; MOISAN, A. A study of chip formation mechanisms in high speed cutting of hardened steel. In: SCHULZ, H. (Ed.). Scientific Fundamentals of HSC. 1. ed. Munique, Alemanha: Druckhaus, 2001. p. 11-21.

QUINTO, D. T. The future will be based on tough ceramics and superhard diamond and CBN materials in the body or coating of the tool. Tooling and Production, mai. 1996.

RAMOS NETO, F. F.; SOUZA, R. J.; FRANCO, S. D. Proposição de uma nova geometria de corpos-de-prova para ensaios de esclerometria pendular. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO-COBEF, 1., 2001, Curitiba-PR. Anais... Curitiba-PR: UFPR, 2001.

RAZAVI, H.; KURFESS, T. R.; DANYLUK, S. Force control grinding of gamma titanium aluminide. International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 43, p. 185-193, 2003.

ROSA, A. B.; DINIZ, A. E. Influência das condições de usinagem na rugosidade de peças de aço fresadas com fresas de topo de metal duro e coronite. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA-COBEM, 15., 1999, Águas de Lindóia-SP. Anais... Campinas-SP: ABCM, 1999.

SALES, W. F. et al. Utilização da esclerometria pendular no estudo da performance de fluidos de corte. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA-COBEM, 15., 1999, Águas de Lindóia-SP. Anais... Campinas-SP: ABCM, 1999.

SALMON, S. C. Fundamentals of grinding. In: ___. Modern grinding process technology. 1. ed. EUA: McGraw-Hill, 1992. p. 89-101.

SANDVIK. Steel turning: Sandvik Coromant. 2000.

SCHLEINKOFER, U. et al. Como deixar as ferramentas em forma para HSC e HPC. Revista Máquina e Metais, n. 434, p. 74-83, 2002.

SCHROETER, R. B.; WEINGAERTNER, W. L.; MACEDO, S. E. M. Análise de forças no fresamento de topo reto. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO-COBEF, 1., 2001, Curitiba-PR. Anais... Curitiba-PR: UFPR, 2001.

SCHROETER, R. B. Medição e análise de forças na usinagem de ultraprecisão de materiais de comportamento duro e frágil. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA-COBEM, 15., 1999, Águas de Lindóia-SP. Anais... Campinas-SP: ABCM, 1999.

SCHULZ, H. State of art and trends of high speed machining. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA - USINAGEM COM ALTÍSSIMA VELOCIDADE DE CORTE E ALTA PRECISÃO, 2., 1997, Santa Bárbara D'Oeste - SP. Anais... Santa Bárbara D'Oeste - SP: UNIMEP, 1997.

SCHULZ, H.; ABELE, E.; SAHM, A. High-speed machining - fundamentals and industrial application. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA-MANUFATURA AVANÇADA, 6., 2001, Piracicaba-SP. Anais... Piracicaba-SP: UNIMEP, 2001. p. 25-44.

SCHÜTZER, K. Tecnologia HSC está completando 70 anos. Disponível em: <<http://www.usinagem-brasil.com.br>>. Acesso em: 3 out. 2001.

SHAW, M. C. Metal cutting principles. New York: Oxford Science Publications, 1984. 594p.

SHAW, M.C. Introduction. In: __. Principles of Abrasive Processing. 1. ed. New York: Oxford University Press, 1995. cap. 1, p 1-12.

SHAW, M. C. Energy conversion in cutting and grinding. In: Annals of the CIRP. 1996. p. 101-104.

SILVA, L. R. Estudo da geometria da aresta de corte de ferramentas aplicadas ao torneamento de superligas à base de níquel com alta velocidade de corte. 2002. 211p. Tese de Doutorado - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos-SP.

SILVA, L. R. et al. Estudo da geometria da aresta de corte de ferramentas aplicadas ao torneamento com alta velocidade de corte da superliga INCONEL 718. Revista Máquinas e Metais, v. 37, n. 427, p. 32-55, 2001.

SOUZA, S. A. Ensaio de impacto em corpos de prova entalhados. In: __. Ensaaios mecânicos de materiais metálicos. 5. ed. São Paulo: Edgard Blücher, 1995. p. 99-110.

TÖNSHOFF, H. K. et al. High-speed or high-performance cutting - a comparison of new machining technologies. Production Engineering, v. 8, n. 1, p. 5-8, 2001.

TSO, P.; WU, S. Analysis of grinding quantities through chip sizes. Journal of Materials Processing Technology, v. 95, p. 1-7, 1999.

TRENT, E. M. Metal cutting. 2. ed. London: Butterworths, 1984. 245p.

ZHANG, L. On the separation criteria in the simulation of orthogonal metal cutting using the finite element method. Journal of Materials Processing Technology, v. 89-90, p. 273-278, 1999.

ZHOU, J. M.; WALTER, H.; ANDERSON, M.; STHAL, J.E. Effect of chamfer angle on wear of PCBN cutting tool. International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 43, p. 301-305, 2003.

WARNECKE, G.; SIEMS, S. Machining of different steel types at high cutting speeds. *Production Engineering*, v. 8, n. 1, p. 1-4, 2001.

WEINGAERTNER, W. L.; LUCAS, E. O.; BERNARDINNI, P. A. N. Influência de partículas metálicas na usinabilidade de aços sob elevadas velocidades de corte ($v_c > 100 \text{ m/min}$) em operações de torneamento. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA-COBEM, 15., 1999, Águas de Lindóia-SP. Anais... Campinas: ABCM, 1999.

WERTHEIM, R.; SATRAN, A.; BER, A. Modifications of the edge geometry and chip formation in milling. In: *Annals of the CIRP*. 1994. p. 63-68.

YEN, Y. C.; JAIN, A.; ALTAN, T. A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 146, p. 72-81, 2004.

YOUSEFI, R.; ICHIDA, Y. A study on ultra-high-speed cutting of aluminium alloy: formation of welded metal on the secondary cutting edge of the tool and its effects on the quality of finished surface. *Precision Engineering*, v. 24, p. 371-376, 2000.

6.2 Bibliografia Consultada

AN, S.; LEE, E.; NOH, S. A study on the cutting characteristics of glass fiber reinforced plastics with respect to tool materials and geometries. *Journal of Materials Processing Technology*, n. 68, p. 60-67, 1997.

ANDERSSON, C. Bandsawing. Part III: Stress analysis of saw tooth microgeometry. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, n. 41, p. 255-263, 2001.

BOHES, L. et al. Metalurgia do pó empregada na fabricação de ferramentas de aço rápido. In: CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA-CONEM, 1., 2000, Natal-RN. Anais... Natal-RN: UFRN, 2000.

CHANG, C.; FUH, K. An experimental study of chip flow of chamfered main cutting edge tools. Journal of Materials Processing Technology, n. 73, p. 167-178, 1998.

CHOLDHURY, S. K. Investigation of orthogonal turn-milling for the machining of rotationally symmetrical work pieces. Journal of Materials Processing Technology, n. 99, p. 120-128, 2000.

DAGILOKE, I. F. et al. High-speed machining: an approach to process analysis. Journal of Materials Processing Technology, n. 54, p. 82-87, 1995.

DINIZ, A. E.; SCANDIFFO, I. Uma contribuição ao estudo do corte a seco e do corte com mínima quantidade de lubrificante em torneamento de aço. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO-COBEF, 1., 2001, Curitiba-PR. Anais... Curitiba-PR: URPR, 2001.

KALDOS, A.; DAGILOKE, I.F.; BOYLE, A. Computer aided cutting process parameter selection for high speed milling. Journal of Materials Processing Technology, n. 61, p. 219-224, 1996.

LIN, T. Experimental study of burr formation and tool chipping in the face milling of stainless steel. Journal of Materials Processing Technology, v. 108, p. 12-20, 2000.

MATSUMOTO, H.; DINIZ, A. E. Análise da vida das ferramentas no torneamento de aços endurecidos. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA-COBEM, 15., 1999, Águas de Lindóia-SP. Anais... Campinas: ABCM, 1999.

NIEMINEN, I.; PARO, J.; KAUPPINEN, V. High-speed milling of advanced materials. *Journal of Materials processing Technology*, n. 56, p. 24-36, 1996.

REIS, A. M.; MAIA, B. M. F.; SILVA, M. B. Influência do ângulo de posição secundário e da aplicação de um pequeno volume de fluido no acabamento de superfícies usinadas em presença de aresta postiça de corte. In: CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA-CONEM, 1., 2000, Natal-RN. Anais... Natal-RN: UFRN, 2000.

RICHETTI, A. et al. Testes de vida em fresamento com redução do número de ferramentas. In: CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA-CONEM, 1., 2000, Natal-RN. Anais... Natal-RN: UFRN, 2000.

SOUZA Jr, A. M.; SALES, W. F. Estudo da utilização de CBN no fresamento de blocos motores de ferro fundido GH190. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO-COBEF, 1., 2001, Curitiba-PR. Anais... Curitiba-PR:UFPR, 2001.

THIELE, J. D.; MELKOTE, S. N. Effect of cutting edge geometry and workpiece hardness on surface generation in the finish hard turning of AISI 52100 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, n. 94, p. 216-226, 1999.

URBANSKI, J. P. et al. High speed machining of moulds and dies for net shape manufacture. *Materials and Design*, n. 21, p. 395-402, 2000.

YAMANE, Y.; NARUTAKI, N.; HAYASHI, K. Suppression of tool wear by using an inert gas in face milling. *Journal of Materials Processing Technology*, n. 62, p. 380-383, 1996.

ZHANG, L. On the separation criteria in the simulation of orthogonal metal cutting using the finite element method. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 89-90, p. 273-278, 1999.

APÊNDICE A - PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL

Um ensaio ou teste de laboratório é um procedimento previamente estabelecido em que variações propositas são feitas nos níveis dos fatores de controle para observar, identificar e inferir sobre as influências e seus pesos na variável de resposta que se pretende estudar. Assim, fatores de controle ou variáveis de entrada são previamente escolhidos para que, em um dado processo ou teste, uma análise do efeito das variações de seus níveis na resposta procurada seja realizada.

Antes de quaisquer definições premeditadas, tais como a maneira de conduzir os ensaios, quais fatores de controle investigar, sob quais magnitudes dos diferentes níveis e a respectiva quantidade adotada, um delineamento de todo o processo de experimentação foi implementado e discutido neste trabalho. O emprego de preceitos de delineamento experimental permite aprimorar a qualidade geral dos ensaios e agregar maior confiabilidade aos resultados finais.

O delineamento de experimento compreende as fases de planejamento e análise dos dados. A organização dos ensaios, as definições dos fatores de controle e níveis, do número de testes e repetições, e da técnica de tratamento dos resultados são realizados nesta fase. A análise dos dados recorre a técnicas estatísticas que auxiliam nas conclusões sobre a existência ou não de diferenças significativas no valor da variável de resposta, para as várias condições de testes implementadas.

Durante a fase inicial de planejamento, algumas questões, portanto, devem fazer parte integrante da etapa do delineamento experimental, fase bem anterior aos ensaios nominais. São elas: a. quais os fatores de controle mais influentes no parâmetro de resposta de interesse; b. quais níveis de ajustagem dos fatores de controle causam variações mínimas na variável de resposta procurada;

c. quais níveis de ajustagem dos fatores de controle geram resultados próximos do valor nominal e d. quais níveis de ajustagem dos fatores de controle reduzem as variáveis externas ao processo.

Em geral, um roteiro recomendável para direcionar um trabalho de pesquisa científica se passa por 7 etapas distintas: 1. reconhecimento do problema; 2. escolha dos fatores de controle, níveis e faixas de exploração; 3. seleção da variável de resposta; 4. escolha do modelo estatístico para tratamento dos resultados; 5. realização do experimento; 6. análise estatística dos resultados e finalmente 7. conclusões e recomendações.

A aleatorização dos testes também foi alvo ao longo da execução dos ensaios. Uma seqüência foi previamente definida de forma totalmente aleatória, uma vez que os métodos estatísticos requerem que as observações sejam variáveis aleatórias independentes para sua validação. Contudo, recorreu-se ao delineamento experimental, como forma de ferramenta estatística em sua plenitude, pois se considera que uma pesquisa possa conceber conclusões fundamentadas em um certo grau de confiabilidade e gerar resultados que permitam recomendar linhas de ação. As Tabelas A.1 e A.2 mostram as codificações dos fatores de controle destinadas à aleatorização da seqüência dos ensaios.

Tabela A.1 - Simplificação dos níveis dos fatores de controle escolhidos para aplicação da ANOVA nos ensaios realizados na máquina Charpy instrumentada.

Fatores	Especificação
raio de ponta do inserto	RP1 = 0,8 mm RP2 = 1,2 mm RP3 = 1,6 mm
profundidade de usinagem	PU1 = 0,3 mm PU2 = 0,5 mm PU3 = 0,7 mm
geometria do quebra-cavaco	QC1 = QM 235 / H13A (com quebra-cavaco) QC2 = KR 3015 / IC 20 (sem quebra-cavaco)
presença ou não de revestimento	CO1 = TiN (com revestimento) CO2 = ausente (sem revestimento)

Tabela A.2 - Matriz de experimentos.

Seqüência	Combinação das Variáveis	Identificação dos Parâmetros
1	RP1 PU1 QC1 CO1	0,8 / 0,3 / QM 235 / TiN
2	RP1 PU1 QC1 CO2	0,8 / 0,3 / QM 235 / ausente
3	RP1 PU1 QC2 CO1	0,8 / 0,3 / KR 3015 / TiN
4	RP1 PU1 QC2 CO2	0,8 / 0,3 / IC 20 / ausente
5	RP1 PU2 QC1 CO1	0,8 / 0,5 / QM 235 / TiN
6	RP1 PU2 QC1 CO2	0,8 / 0,5 / QM 235 / ausente
7	RP1 PU2 QC2 CO1	0,8 / 0,5 / KR 3015 / TiN
8	RP1 PU2 QC2 CO2	0,8 / 0,5 / IC 20 / ausente
9	RP1 PU3 QC1 CO1	0,8 / 0,7 / QM 235 / TiN
10	RP1 PU3 QC1 CO2	0,8 / 0,7 / QM 235 / ausente
11	RP1 PU3 QC2 CO1	0,8 / 0,7 / KR 3015 / TiN
12	RP1 PU3 QC2 CO2	0,8 / 0,7 / IC 20 / ausente
13	RP2 PU1 QC1 CO1	1,2 / 0,3 / QM 235 / TiN
14	RP2 PU1 QC1 CO2	1,2 / 0,3 / QM 235 / ausente
15	RP2 PU1 QC2 CO1	1,2 / 0,3 / KR 3015 / TiN
16	RP2 PU1 QC2 CO2	1,2 / 0,3 / IC 20 / ausente
17	RP2 PU2 QC1 CO1	1,2 / 0,5 / QM 235 / TiN
18	RP2 PU2 QC1 CO2	1,2 / 0,5 / QM 235 / ausente
19	RP2 PU2 QC2 CO1	1,2 / 0,5 / KR 3015 / TiN
20	RP2 PU2 QC2 CO2	1,2 / 0,5 / IC 20 / ausente
21	RP2 PU3 QC1 CO1	1,2 / 0,7 / QM 235 / TiN
22	RP2 PU3 QC1 CO2	1,2 / 0,7 / QM 235 / ausente
23	RP2 PU3 QC2 CO1	1,2 / 0,7 / KR 3015 / TiN
24	RP2 PU3 QC2 CO2	1,2 / 0,7 / IC 20 / ausente
25	RP3 PU1 QC1 CO1	1,6 / 0,3 / QM 235 / TiN
26	RP3 PU1 QC1 CO2	1,6 / 0,3 / QM 235 / ausente
27	RP3 PU1 QC2 CO1	1,6 / 0,3 / KR 3015 / TiN
28	RP3 PU1 QC2 CO2	1,6 / 0,3 / IC 20 / ausente
29	RP3 PU2 QC1 CO1	1,6 / 0,5 / QM 235 / TiN
30	RP3 PU2 QC1 CO2	1,6 / 0,5 / QM 235 / ausente
31	RP3 PU2 QC2 CO1	1,6 / 0,5 / KR 3015 / TiN
32	RP3 PU2 QC2 CO2	1,6 / 0,5 / IC 20 / ausente
33	RP3 PU3 QC1 CO1	1,6 / 0,7 / QM 235 / TiN
34	RP3 PU3 QC1 CO2	1,6 / 0,7 / QM 235 / ausente
35	RP3 PU3 QC2 CO1	1,6 / 0,7 / KR 3015 / TiN
36	RP3 PU3 QC2 CO2	1,6 / 0,7 / IC 20 / ausente

Como forma comparativa e investigativa, alguns pontos do planejamento experimental proposto para os ensaios realizados na máquina Charpy instrumentada foram mantidos também aos ensaios para a medida da energia específica de corte realizados nas máquinas-ferramentas torno e centro de usinagem. Portanto, os mesmos fatores de controle e as mesmas faixas de exploração dos níveis de cada fator foram mantidos constantes. A aleatorização dos testes conduzidos nas máquinas CNC também seguiu a seqüência previamente definida como na etapa dos ensaios feitos na máquina Charpy.

APÊNDICE B - AVALIAÇÃO DA MÁQUINA CHARPY

Neste apêndice são apresentados alguns testes e procedimentos de avaliação da máquina Charpy instrumentada. Como o equipamento representa a nova técnica proposta para estudo da energia específica, as seguintes características foram investigadas e quantificadas: *erro experimental, verificação da hipótese da normalidade para validação da ANOVA, rigidez da estrutura das ferramentas, perdas de energia por atrito e deformação, análise de frequência dos sinais de força e calibração dos instrumentos de medida.*

Erro experimental

A determinação e análise do erro experimental corresponderam-se, na realidade, a uma etapa anterior à dos ensaios definitivos, os quais objetivavam mensurar a energia específica de corte sob várias condições. O procedimento foi conduzido selecionando um conjunto de parâmetros fixados e repetindo o ensaio diversas vezes.

Este tipo de ensaio deve resultar em um valor de energia específica de corte média inserido em um intervalo que compõe o erro experimental inerente a qualquer processo de experimentação. As seguintes variáveis foram fixadas: corpo-de-prova de alumínio 2024; velocidade de corte de 150 m/min; profundidade de usinagem de 0,5 mm; raio de ponta do inserto de 0,8 mm; ângulo de saída ajustado pelo suporte de -7° , uso de inserto com quebra-cavaco e sem revestimento. A Tabela B.1 traz os dados medidos de energia específica de corte.

Tabela B.1 - Resultados da medição do erro experimental da máquina Charpy.

Ensaio	Energia do Pêndulo [J]	Volume Removido [mm ³]	Energia Específica [J/mm ³]
1	24,85	30,64	0,811
2	27,26	32,65	0,835
3	26,64	33,23	0,802
4	25,24	32,80	0,770

Os resultados indicam que o valor médio da energia específica de formação de cavaco para a condição escolhida foi de $0,804 \pm 0,027 \text{ J/mm}^3$, com um intervalo de confiança de 95%. Isso representa um erro experimental de 3,36% em relação à média.

Verificação da hipótese de normalidade

Para avaliar sob qual tipo de distribuição de probabilidades se encontra os resultados medidos e possibilitar a aplicação da técnica estatística da análise de variância, recorreu-se ao teste de normalidade Anderson-Darling sobre a amostragem de interesse, com 72 resultados oriundos das combinações apresentadas na Tabela A.2 constante do Apêndice A.

A Figura B.1(a) mostra a curva obtida no teste de normalidade e a Figura B.1(b) apresenta o histograma dos resíduos. Foi utilizado o software estatístico MINITAB®. Graficamente, pode ser verificado que os resíduos têm aproximadamente distribuição normal e média zero, o que condiz com a hipótese de normalidade. Valores de probabilidade maiores que o nível de significância de 5% (ou intervalo de confiança de 95%) no teste de normalidade Anderson-Darling validam o emprego da ANOVA.

Pode-se verificar pela Figura B.1(a) que o valor da probabilidade calculada (19,3%) foi maior que o nível de significância adotado (5%). Assim, os resultados apresentados no Capítulo 4, tratados com o auxílio da técnica da análise de variância, podem ser considerados confiáveis estatisticamente.

Figura B.1 - (a) Teste de normalidade e (b) histograma dos resíduos.

Rigidez da estrutura das ferramentas

Como forma de extrair e quantificar o maior número de informações possível sobre o comportamento da máquina Charpy, uma vez que sua estrutura original foi modificada, tentou-se estipular um procedimento para medir a rigidez estática de uma das principais partes da instrumentação: os mancais de apoio do dinamômetro e fixação das ferramentas de corte.

Valendo-se do próprio dinamômetro posicionado na base da máquina Charpy, aplicou-se lentamente deslocamentos incrementais (de 10 μm até 0,1 mm) na extremidade do inserto, nas três direções ortogonais, exatamente como em um ensaio de remoção da cavaco. Um total de três réplicas foi considerado para gerar as curvas médias de rigidez nas direções x, y e z. A Figura B.2 resume o exposto.

Figura B.2 - Curvas de rigidez estática dos mancais das ferramentas da máquina Charpy.

É possível verificar no gráfico que a maior rigidez da estrutura está na direção y (força de avanço) com aproximadamente 22 N/μm. Os outros valores são 14 N/μm para o eixo z (força passiva) e 4,2 N/μm (força de corte) para o eixo x.

Estimativa das perdas de energia na máquina Charpy

Além das avaliações acerca do erro experimental e da rigidez da máquina Charpy, importantes para caracterizar o comportamento mecânico do sistema, alguns estudos sobre as perdas de energia inerentes ao equipamento pendular foram feitos.

Pode-se dizer que a máquina Charpy perde energia por causa do atrito decorrente basicamente de dois efeitos: atrito entre o eixo de giração do pêndulo e os mancais de rolamento e atrito da haste pendular com o ar.

Essa transcrição reflete a Norma ASTM 1236-91 (ASTM, 1996), que traz em seu conteúdo procedimentos para estimar as perdas de energia pelas duas fontes mencionadas. Ainda segundo esta normalização, todas as perdas de energia decorrentes do ensaio não podem exceder 0,4% do fundo de escala do equipamento, ou seja, 1,2 J.

O documento é bastante claro ao informar a seqüência dos ensaios de avaliação, cuja norma os denomina de PRÁTICA PADRÃO PARA QUALIFICAÇÃO DE MÁQUINAS DE IMPACTO CHARPY COMO MÁQUINAS DE REFERÊNCIA. Dessa forma, julgou-se relevante recorrer a esse critério de qualificação do equipamento, uma vez que a estrutura da haste pendular sofreu alterações significativas para prover os testes desejados de energia específica de formação de cavaco.

De acordo com os procedimentos estabelecidos pela norma ASTM 1236-91, os testes são realizados considerando um total de 11 meio-períodos do pêndulo com movimento absolutamente em vazio, isto é, livre, sem qualquer tipo de impedimento em sua trajetória. São medidos, portanto, o primeiro ângulo de descida e o décimo primeiro ângulo de subida do pêndulo. Com base nessa variação

angular, a seguinte expressão de recorrência é empregada no cômputo da perda de energia:

$$E_{at} = m \cdot r \cdot [\text{sen}(a) - \text{sen}(b')]/11 \quad (\text{B.1})$$

onde E_{at} [J] é a energia perdida por atrito, m [kg] é a massa do pêndulo, r [m] é o raio de giração do pêndulo, a [°] e b' [°] são, respectivamente, o primeiro ângulo de descida e o décimo primeiro ângulo de subida do total de 11 meio-períodos. Vale lembrar que os valores da massa do pêndulo e de seu raio de giração encontram-se no Apêndice E.

Adicionalmente à estimativa das perdas de energia por atrito, tentou-se também avaliar as parcelas de energia consumida por conta das deformações elásticas nas direções x, y e z dos mancais das ferramentas de corte. Valendo-se dos resultados de rigidez apresentados no item anterior, foi possível calcular os valores máximos de energia perdida em virtude das deformações estruturais do equipamento. Para isso, foram consideradas as máximas forças medidas na máquina Charpy e os respectivos valores de rigidez estática em cada direção dos eixos ortogonais.

Em outras palavras, a perda de energia em função das deformações dos suportes das ferramentas de corte foi majorada, adotando a forma não conservativa de cálculo. A Tabela B.2 resume todo o exposto e fornece a perda de energia total decorrente dos atritos e das deformações elásticas estruturais. É importante frisar que duas réplicas foram consideradas para estimar a perda de energia total do sistema.

Tabela B.2 - Resultados das perdas de energia decorrentes dos atritos do pêndulo e das deformações elásticas do suporte das ferramentas.

Energia de Atrito					Energia de Deformação			Perda
Ensaio 1		Ensaio 2		Média [J]	Direção x [J]	Direção y [J]	Direção z [J]	Total [J]
a [°]	b' [°]	a [°]	b' [°]					
63,012	60,665	62,868	58,030	0,635	0,385	4,6E-4	0,033	1,053

Portanto, conclui-se que a soma de todas as parcelas possíveis de energia consumida pelas duas formas de atrito e pela deformação elástica estrutural do

equipamento (1,053 J) não supera o valor limite estipulado pela Norma ASTM 1236-91 (1,2 J). Assim, é plausível assumir que a máquina Charpy apresentava-se adequada para o uso nos ensaios de energia específica de corte.

Análise das frequências dos sinais de força

Um estudo prévio e simplificado sobre as oscilações contidas nos sinais de força foi julgado necessário para o entendimento do fenômeno de remoção de cavaco. Ao longo dos ensaios preliminares e de avaliação do sistema, observou-se oscilações nos sinais de força, não apenas após a passagem da ferramenta pelo corpo-de-prova, o que era esperado, mas também durante o tempo de corte.

Para ilustrar esse fato e enfatizar a importância da instrumentação, apresenta-se na Figura B.3 um par de sinais de deslocamento angular vs tempo e força de corte vs tempo, obtidos para a seguinte condição de corte: profundidade de usinagem de 0,7 mm, velocidade de corte de 170 m/min, raio de ponta da ferramenta de 1,6 mm, uso de ferramenta sem quebra-cavaco e sem revestimento, ângulo de saída dado pelo suporte de -7° e liga de alumínio 2024 como material do corpo-de-prova. Vale lembrar que todos os outros sinais, independentemente da condição de corte adotada, apresentaram a mesma forma, alterando apenas os valores e magnitudes. Por esse motivo, somente um dos sinais é mostrado aqui.

Figura B.3 - Sinais reais provenientes do encoder óptico rotacional e do dinamômetro piezelétrico. Detalhe para as oscilações ocorridas no sinal da força de corte durante e após o processo de formação do cavaco.

Pode-se observar no sinal do deslocamento angular sem remoção de cavaco em função do tempo que o pêndulo parte de uma velocidade linear nula (em repouso), pois a derivada na origem do sistema é nula. Ao abandonar a massa pendular de uma dada altura em relação às ferramentas de corte, fixadas na estrutura da máquina, o pêndulo atinge velocidade máxima no tempo correspondente a $\frac{1}{4}$ de um período. Neste ponto, indicado na figura, a derivada é máxima, em razão da máxima inclinação permissível da reta tangente. Finalmente, ao completar a metade do período de oscilação, o pêndulo volta a ter velocidade linear zero, atingindo o ângulo total percorrido de $122,08^\circ$.

O sinal proveniente da movimentação pendular com remoção de cavaco seria sobreposto ao primeiro já citado se não houvesse perda de energia por conta da formação de cavaco. Na posição mais baixa da trajetória do pêndulo, o corpo-de-prova colide com as ferramentas e é submetido a uma usinagem de corte interrompido em um tempo extremamente pequeno. Nesse instante, a curva descola daquela sem remoção de cavaco e alcança o ângulo de $100,94^\circ$. Exatamente essa diferença angular permite calcular a energia consumida no processo de remoção de cavaco.

O sinal de força por tempo pode ser bem classificado como um sinal altamente dinâmico e impulsivo. O início do corte é facilmente identificado através de um súbito crescimento do sinal até atingir seu valor máximo. Depois de transcorrido o tempo de contato entre o corpo-de-prova e a ferramenta, a amplitude cai repentinamente e oscilações do conjunto mecânico passam a ocorrer, decorrentes da vibração natural do sistema, até serem amortecidas completamente.

A constatação das oscilações durante e após a remoção de cavaco motivou a análise de frequência dos sinais de força apresentada neste item. A preocupação principal fundamentava-se em descobrir se a frequência de oscilação durante o corte era igual àquela após o corte. Se essa igualdade fosse constatada, os picos dos sinais de força não seriam representativos efetivamente do fenômeno de geração de cavaco das amostras. Esse fato poderia levar a erros nos cálculos da

energia específica pelo sinal da força. Para maiores detalhes sobre os métodos de cálculo da energia específica de corte veja o Apêndice C.

Como procedimento para a análise de frequência, foram escolhidos alguns ensaios de forma aleatória, cujas condições de teste apenas se diferenciavam pela mudança das ferramentas de corte. Em geral, as condições de corte mantidas constantes foram: profundidade de usinagem de 0,3; 0,5 e 0,7 mm, raio de ponta de 0,8; 1,2 e 1,6 mm, velocidade de corte de 170 m/min, ângulo de saída do inserto de -7° , material do corpo-de-prova em alumínio 2024. A Figura B.4 sintetiza os resultados encontrados.

Figura B.4 - Análise de frequência dos sinais de força de corte obtidos na máquina de ensaio Charpy instrumentada.

Entende-se que três formas de análise podem ser empregadas para se inferir a respeito das oscilações contidas no sinal de força. A primeira refere-se aos próprios valores de frequência extraídos dos sinais pela técnica da Transformada Rápida de Fourier (FFT). Através dela, foi possível visualizar as frequências durante e após o processo de formação de cavaco, as quais são mostradas na Figura B.4. Nota-se diferenças de frequências para todas as profundidades ensaiadas, o que sugere serem força as oscilações durante a remoção de cavaco.

A segunda baseia-se no cálculo da energia de corte [J] considerando a integração numérica da curva *força de corte vs deslocamento*. Neste caso, se essas energias concordarem com aquelas oriundas do encoder, pode-se concluir, por uma outra sustentação, que as oscilações observadas durante o corte são representativas da força de corte.

Dessa maneira, a Tabela B.3 traz, para algumas ferramentas, materiais ensaiados e condições de teste, as diferenças absolutas entre as energias Charpy calculadas pelo encoder e aquelas determinadas pelo sinal de força fornecido pelo dinamômetro.

Tabela B.3 - Diferenças absolutas entre valores de energia Charpy calculadas considerando o sinal do encoder e o do dinamômetro.

r_s [mm]	a_p [mm]	v_c [m/min]	Ferramenta	Material	Energia Charpy (Encoder) [J]	Energia Charpy (F _c) [J]
0,8	0,3	171,0	IC 20	Alumínio 2024	10,2	10,3
0,8	0,5	171,0	QM 235	Alumínio 2024	27,6	30,1
1,6	0,7	171,0	H13A	Alumínio 2024	50,6	52,3
0,8	0,25	170,7	QM 235	Aço SAE 1213	18,8	17,1
0,8	0,25	170,7	QM 235	Aço H13 Temperado	22,0	23,0
0,8	0,2	100,1	QM 235	Aço SAE 1020	17,1	19,0

É possível observar que os valores da energia Charpy fornecidos pelo encoder e aqueles dados pela integração numérica do sinal proveniente do dinamômetro concordam bastante satisfatoriamente, uma vez que o ensaio Charpy e sua dinâmica pendular apresentam uma variação de resultados razoavelmente dispersiva.

Por último, de maneira análoga à determinação das energias na máquina de ensaio Charpy, as forças de corte, correspondentes aos esforços F_x no dinamômetro, puderam ser comparadas utilizando os próprios valores de energia específica de corte obtidos da energia Charpy, fornecida pelo encoder ótico

rotacional. Segundo este terceiro critério de análise das oscilações da força de corte durante a geração de cavaco, comparar-se-á não mais energia, mas forças médias de duas procedências distintas.

Resumidamente, a energia específica calculada empregando-se o encoder, utilizando a massa do cavaco gerado e a densidade do material ensaiado, foi multiplicada pela área da seção de corte, que por sua vez, também foi determinada considerando a perda de massa da peça, a densidade do material ensaiado e o comprimento usinado. Esses dados foram confrontados aos valores de força de corte média dos sinais captados pelo dinamômetro piezelétrico. A tabela B.4 traz uma amostra das medidas avaliadas utilizando os dois métodos propostos.

Tabela B.4 - Diferenças absolutas entre forças de corte.

r_g [mm]	a_p [mm]	v_c [m/min]	Ferramenta	Material	F_c média (Dinamômetro) [N]	F_c (Encoder) [N]
1,2	0,7	171,0	KR 3015	Alumínio 2024	743,8	750,2
1,2	0,3	171,0	IC 20	Alumínio 2024	261,1	265,9
1,6	0,7	171,0	H13A	Alumínio 2024	886,9	856,8
0,8	0,25	170,7	QM 235	Aço H13 Recondicionado	351,7	360,7
0,8	0,25	170,7	QM 235	Aço SAE 1045	400,9	385,8
0,8	0,4	130,6	H13A	Alumínio 2024	380,8	359,4

Finalmente, segundo também este último critério adotado, é possível deduzir que as oscilações da força de corte ao longo tempo de remoção de cavaco representam o sinal de força, graças às diferenças das frequências envolvidas durante e após a geração de cavaco, e às similaridades dos valores de energia e força entre os dois diferentes transdutores: encoder e dinamômetro.

Entretanto, considerando uma ótica mais ponderada e conservativa, talvez o mais correto seria assumir que essas oscilações durante o corte do corpo-de-prova sejam força de fato associada à vibração entre o sistema

pêndulo-dinamômetro. Esse tipo de vibração, de acordo com a literatura técnica, decorrente da interação entre dois corpos, é denominado *vibração em cadeia fechada*. Apesar dessa conclusão, pôde-se confirmar que esse fenômeno não comprometeu os resultados de energia específica de corte extraídos da máquina Charpy.

Calibração dos instrumentos de medida

Este tópico pretende apenas abordar as calibrações dos instrumentos de medida mais importantes de todos os bancos de ensaio considerados no trabalho: dinamômetros piezelétricos e encoder ótico rotacional. Esclarece-se aqui, entretanto, que os dinamômetros apresentam junto ao seu manual de instruções suas cartas de calibração. O objetivo, enfim, desse procedimento foi apenas confirmar os ajustes dos canais efetuados no amplificador de carga dos dinamômetros. A Figura B.5 apresenta a curva de calibração para uma faixa específica de valores de entrada. Assim, os dinamômetros foram submetidos a esforços precisamente conhecidos, cujos valores de saída foram captados dos amplificadores de carga.

Figura B.5 - Curva de calibração dos dinamômetros para verificação dos ajustes dos amplificadores de carga.

A calibração do encoder foi realizada medindo-se o número total de pulsos lidos em uma rotação completa. Um total de 33 repetições foi feito para permitir a obtenção do valor médio, desvio e do incremento angular com a respectiva

margem de erro. Assim, o incremento angular representa o menor valor de ângulo que o encoder pode fornecer. Esse fator de conversão foi introduzido no software de aquisição de sinais para fornecer os deslocamentos angulares do pêndulo. A Tabela B.5 apresenta os resultados do ensaio de calibração do encoder.

Tabela B.5 - Resultados do ensaio de calibração do encoder ótico rotacional.

Média de Pontos em 360°	Desvio *	Incremento Angular [°]
9691,3636	$\pm 17,1431$	$0,0371 \pm 0,0003$

* Foi adotada uma confiabilidade de 99%.

APÊNDICE C - MÉTODOS DE CÁLCULO DA ENERGIA ESPECÍFICA

A energia específica de formação de cavaco foi calculada de duas formas distintas e equivalentes. A primeira considerou os sinais provenientes do encoder, indicadores do deslocamento angular do centro de massa do pêndulo. Baseou-se na perda de energia potencial decorrente da energia Charpy consumida durante a remoção de cavaco. Portanto, a energia Charpy foi determinada pelo produto entre o peso da haste pendular e a diferença de altura atingida pelo martelo, medida nos ensaios sem e com remoção de cavaco. O desenho esquemático apresentado na Figura C.1 permite acompanhar melhor o desenvolvimento matemático da expressão.

Figura C.1 - Esquema geométrico da movimentação do pêndulo Charpy.

Como pode ser visto na Figura C.1, o processo de remoção de cavaco causa perda de energia potencial da haste pendular, acarretando em uma diferença de altura final Δh . As variáveis no esquema são: Φ_{cc} [°] é o deslocamento angular percorrido pela haste Charpy após a ocorrência da remoção de cavaco; $\Delta\Phi$ [°] é a diferença angular entre os processos sem e com remoção de cavaco. Traduzindo o exposto em palavras, essa perda de energia é dada matematicamente por:

$$E_{\text{Charpy}} = mg\Delta h = mg(h_2 - h_1) \quad (\text{C.1})$$

onde m [kg] é a massa do pêndulo Charpy, g [m/s²] é a aceleração da gravidade e Δh [m] é a variação de altura do pêndulo. Pelo exame do triângulo ODB, retângulo em D, pode-se determinar o valor da altura h_1 [m], posição em que o centro de massa do martelo pendular atinge quando $v_c = 0$ sem que haja remoção de cavaco.

$$h_1 = r \cdot \sin\left(90^\circ - \frac{\Phi_{sc}}{2}\right) \quad (\text{C.2})$$

onde r [m] é a distância entre o centro de giro do pêndulo e o corpo-de-prova, Φ_{sc} [°] é o ângulo atingido pelo pêndulo no ensaio sem remoção de cavaco. Analogamente, o triângulo OCA, retângulo em C, fornece a seguinte relação:

$$h_2 = r \cdot \sin\left(\Delta\Phi + 90^\circ - \frac{\Phi_{sc}}{2}\right) \quad (\text{C.3})$$

onde h_2 [m] corresponde à altura atingida pelo centro de massa do pêndulo após o ensaio com remoção de cavaco. Assumindo simetria do deslocamento angular gerado sem remoção de cavaco em relação ao eixo vertical que passa pelo eixo de giro do pêndulo, a expressão final da energia Charpy decorrente do processo de remoção de cavaco é dada pela eq. (C.4).

$$E_{\text{Charpy}} = mg\Delta h \Rightarrow mgr \left[\sin\left(\Delta\Phi + 90^\circ - \frac{\Phi_{sc}}{2}\right) - \sin\left(90^\circ - \frac{\Phi_{sc}}{2}\right) \right] \quad (\text{C.4})$$

A outra maneira de obter a energia Charpy leva em conta o sinal da força na direção tangente à da trajetória pendular, integrada numericamente ao longo do

comprimento do corpo-de-prova. Na realidade, a determinação da energia Charpy através do sinal de F_x no tempo pode ser realizada de três formas distintas:

- assumindo a velocidade de corte máxima constante durante o corte, o que causa certo erro no cálculo final da energia Charpy, pois v_c diminui durante a formação de cavaco;
- considerando a velocidade de corte máxima variável durante o processo de formação de cavaco;
- adotando a força F_x média, obtida do sinal transiente, e o comprimento do corpo-de-prova, responsável pela remoção de cavaco.

Em termos matemáticos, a sequência mostrada acima para o cálculo da energia Charpy devido à remoção de cavaco é dada pelas expressões abaixo. Vale lembrar que as integrais, na realidade, foram calculadas numericamente recorrendo-se à regra do trapézio.

$$E_{\text{Charpy}} = v_c \int_0^t F_x dt \quad (\text{C.5})$$

ou

$$E_{\text{Charpy}} = \int_0^t v_c F_x dt \quad (\text{C.6})$$

ou

$$E_{\text{Charpy}} = \bar{F}_x (r \cdot \Delta\Phi) \quad (\text{C.7})$$

onde F_x [N] é a força de corte aplicada na ferramenta. A Figura C.2 apresenta qualitativamente os sinais gerados pelo encoder ótico angular e pelo dinamômetro.

Figura C.2 - Sinais esquemáticos do encoder e do dinamômetro.

Finalmente, a eq. (C.8) traz o cálculo final da energia específica de formação de cavaco, considerando o volume removido de material. Ressalta-se que qualquer das formas de cálculo da energia Charpy pode ser empregada na eq. (C.8), mas utilizou-se a energia medida pelo encoder. As outras formas serviram para monitorar a medida considerada de referência.

$$u = \rho \frac{E_{\text{Charpy}}}{\Delta m} \quad (\text{C.8})$$

onde ρ [kg/m³] é a densidade do material ensaiado e Δm [kg] é a massa de cavaco removido.

Para o caso dos ensaios realizados no torno CNC, duas são as formas de determinação dos valores da energia específica de corte. A primeira delas considera a energia consumida na remoção do cavaco, obtida pela integral do sinal de força durante o comprimento de corte, a perda de massa e a densidade do material ensaiado. A segunda maneira baseia-se na força de corte média e na área da seção de corte. As expressões abaixo ilustram o que foi dito.

$$u = \frac{\rho}{\Delta m} \int_0^{l_c} F_c \, dl_c \quad (\text{C.9})$$

onde F_c [N] é a força de corte, l_c [m] é o comprimento de corte, ρ [kg/m³] é a densidade do material e Δm [kg] é a perda de massa do corpo-de-prova.

$$u = \frac{\bar{F}_c}{A_c} \quad (\text{C.10})$$

onde $\overline{F}_c$ [N] é a força de corte média e A_c [mm²] é a área da seção de corte. Apenas a eq. (C.9) foi utilizada nos cálculos da energia específica.

Quanto aos métodos de cálculo da energia específica obtida no centro de usinagem CNC, duas foram as formas testadas e avaliadas. A primeira delas considerou a força de corte instantânea e a segunda, a força de corte média. Ambos os métodos são equivalentes, podendo ser empregado um ou outro. As eqs. (C.11) e (C.12) ilustram matematicamente o comentado acima.

$$u = \frac{\rho}{\Delta m} v_c \int_0^{t_c} F_c \cdot dt \quad (C.11)$$

onde F_c [N] é a força de corte, v_c [m/min] é a velocidade de corte, t_c [s] é o tempo de corte, ρ [kg/m³] é a densidade do material e Δm [kg] é a perda de massa do corpo-de-prova ou a massa total do cavaco gerado.

$$u = \frac{\rho}{\Delta m} \overline{F}_c \cdot l_c \quad (C.12)$$

onde $\overline{F}_c$ [N] é a força de corte média, l_c [m] é o comprimento de corte. Apenas a eq. (C.11) foi utilizada nos cálculos da energia específica.

É relevante frisar alguns aspectos a respeito dos métodos descritos. A velocidade de corte foi posicionada fora da integral na eq. (C.11) por ter sido considerada constante ao longo do processo de corte e geração de cavaco. Uma análise prévia realizada com dados fornecidos pela própria interface CNC do centro de usinagem permitiu concluir que a magnitude da velocidade de corte diminuiu percentualmente muito pouco diante do seu valor nominal, mesmo para as condições mais críticas de ensaio.

A força de corte instantânea foi determinada com base nas forças F_x e F_y , medidas pelo dinamômetro piezelétrico, através da soma vetorial dessas componentes. Assim, em cada ponto do sinal de força de corte captado, este estaria na mesma direção e sentido da velocidade de corte, isto é, tangente ao círculo

descrito pelo inserto preso no suporte da fresa. Portanto, não foi considerada a componente F_z (força passiva), pois com ela se teria a força total de usinagem F_u .

Outro ponto importante refere-se à decomposição da velocidade de avanço v_f na direção da velocidade de corte v_c para o cálculo da energia específica apresentado na eq. (C.11). Esta decomposição não foi efetivada por considerar percentualmente pequena a velocidade de avanço em comparação com a velocidade de corte, sendo menor que 2% de v_c para os casos menos conservadores.

A força média na eq. (C.12) pode ser determinada pela média aritmética comumente conhecida ou pela média lagrangiana, que é a razão entre a área sob a curva F_c vs t_c e o tempo de corte t_c . Por fim, o comprimento de corte l_c é calculado considerando o raio da fresa e a largura do corpo-de-prova. É possível visualizar que a ferramenta de corte percorre uma faixa angular constante sobre o corpo-de-prova. Essa faixa angular pode ser facilmente discretizada, recorrendo à taxa de aquisição do sinal de força, e incorporada na determinação do vetor comprimento de corte.

APÊNDICE D - ROTINAS COMPUTACIONAIS

Embora os bancos de ensaios e as montagens experimentais dos sistemas de aquisição de sinais tenham sido apresentados no Capítulo 3, serão detalhados neste apêndice os esquemas eletrônicos das ligações do encoder e do dinamômetro, utilizados na máquina Charpy, bem como ilustrar os fluxogramas simplificados das rotinas computacionais implementadas em todos os ensaios e máquinas para aquisição e pós-processamento dos resultados.

A ligação eletrônica do encoder ao software de aquisição, no ensaio Charpy, mereceu grande destaque, uma vez que o ensaio é caracteristicamente dinâmico. Na realidade, deveria haver uma compatibilidade entre o transdutor e o desempenho da placa de aquisição utilizada, de modo que se pudesse maximizar a discretização dos sinais de deslocamento angular e também das forças de usinagem.

Particularmente, a taxa de aquisição elevada dos sinais de força seria importante, pois determinaria sobretudo o nível de precisão dos cálculos da energia específica de corte, obtida pela integral numérica de F_x no tempo.

A placa de aquisição DAQCard™-700 da *National Instruments* apresenta uma taxa de aquisição máxima de 100 kHz, que poderia ser distribuída de forma global para todos os canais usados nas medições das variáveis. Dessa forma, como foram necessários 4 canais (ângulo, força de corte, de avanço e passiva), a taxa de aquisição equivalente de cada canal passaria para 25 kHz.

Para não utilizar a capacidade limite de cada canal, testes prévios foram realizados e atestaram a taxa de aquisição de 19 kHz como apropriada, o que significou uma aquisição a cada 52,6 μ s.

Para especificar adequadamente o encoder e confirmar o ajuste das frequências de aquisição e do sinal, foi possível estimar a frequência de aquisição mínima necessária que não causasse distorções (*aliasing*) e nem perda de informação do sinal medido (atenuações da amplitude).

Então, para uma resolução do encoder de 10.000 pontos por revolução e uma velocidade tangencial do pêndulo Charpy de 171 m/min (2,85 m/s), a frequência de aquisição deveria ser maior que o dobro de 5,7 kHz, para evitar o fenômeno de *aliasing*. Portanto, a frequência de 19 kHz atendeu plenamente a todos os requisitos dinâmicos envolvidos na experimentação.

Além da taxa de aquisição, a leitura dos canais A e B do encoder teve de ser convertida de digital para analógico, em consequência dos canais disponibilizados na placa de aquisição de dados. Como pode ser visto esquematicamente na Figura D.1 abaixo, um circuito foi construído para tal finalidade, que empregou dois pares de acopladores óticos e resistências elétricas.

Figura D.1 - Circuito eletrônico desenvolvido para a aquisição dos sinais do encoder ótico rotacional e do dinamômetro no ensaio Charpy instrumentado.

O encoder foi alimentado com uma tensão de 5 V, conforme especificações do fabricante. Da mesma forma, os acopladores óticos receberam uma tensão de 1 V cada um. Os valores das resistências elétricas foram calculados para completar o circuito e não gerar corrente infinita.

A cada pulso dos canais A e B de amplitude igual a 5 V, resultado da interação entre o disco ótico, máscara, foto emissor e foto receptor do encoder, o circuito reproduzia um sinal analógico invertido de 1 V de amplitude. Assim, quando o acoplador ótico fechava o circuito (passagem do feixe de luz no *chip*), a tensão de 1 V era descarregada no canal “terra”.

A ocorrência contrária no acoplador ótico gerava uma amplitude de 1 V nos canais da placa de aquisição. É dessa maneira que se reproduz o sinal digital do encoder em analógico para a placa de aquisição. Todo esse processo de reprodução se fez necessário devido à possibilidade de se danificar os canais analógicos da placa de aquisição por um eventual excesso de ruído ou sobrecarga oriundo do sinal digital. Apenas após essas transformações é que os sinais puderam ser trabalhados com segurança e confiabilidade pelo software de aquisição.

As funções da rotina computacional de aquisição, implementada em Labview[®], se dividem em duas partes distintas, porém sincronizadas entre as componentes de força e o deslocamento angular. Os sinais das forças de usinagem, provenientes do próprio módulo de aquisição do dinamômetro, já são convencionalmente analógicos. Neste caso, a rotina apenas promove a leitura dos canais F_x , F_y e F_z , aplica o fator de calibração, constrói os gráficos das forças no tempo e executa a gravação dos vetores de força.

Para o sinal de ângulo, a rotina é mais complexa. Ela faz a leitura do sinal analógico já reproduzido pelo circuito apresentado na Figura D.1, calcula a quadratura, para aprimorar a resolução de encoder de 2.500 para 10.000 pontos por revolução, calcula o vetor da velocidade instantânea, interpola a curva do deslocamento angular ajustando a melhor curva sem alterar o sinal original, constrói

o gráfico da sigmóide ângulo vs tempo e, por fim, grava os vetores. A Figura D.2 apresenta o fluxograma sintetizando toda a descrição.

Figura D.2 - Fluxograma resumido da rotina computacional utilizando o software Labview® destinada à aquisição dos sinais de deslocamento angular e forças de usinagem provenientes da máquina Charpy.

Cabe ressaltar que a interpolação do sinal proveniente do encoder foi implementada na rotina para compatibilizar o número de pontos de vetores de deslocamento angular, tempo e forças de usinagem. Em posse do vetor tempo, pôde-se interpolar linearmente cada incremento do vetor angular. Por ser extremamente pequeno ($0,0371^\circ$), a interpolação de cada ângulo incremental foi assumida linear. Ao final de toda a aquisição e processamento, todos os resultados gráficos e numéricos são mostrados na tela e gravados em um arquivo tipo “txt”, na forma de cinco colunas na ordem a saber: tempo, ângulo, F_x , F_y e F_z .

O trabalho de pós-processamento dos sinais obtidos na aquisição indicava ser oneroso do ponto de vista computacional, isto é, tempo gasto de processamento, precisão requerida nos cálculos e esforço computacional. Baseado nisso, desenvolveu-se uma segunda rotina computacional em Matlab® 6.1, contemplando otimizar todos esses aspectos. O programa foi concebido em uma linguagem seqüencial e estruturado nas seguintes etapas apresentadas resumidamente a seguir.

Inicialmente, a rotina promove a leitura da matriz de dados (tempo, ângulo, F_x , F_y e F_z) originada pelo software de aquisição Labview®. Na realidade, a ordem da matriz de entrada é de 32.000 linhas (aproximadamente) x 5 colunas (constante). Em seguida, através de uma janela de entrada de dados, fornece-se à rotina computacional os valores necessários ao cálculo da energia específica de corte e outros resultados igualmente importantes. Os dados constantes são: massa do pêndulo, aceleração da gravidade e raio de giração do pêndulo. Os outros não fixados são: massa específica do material ensaiado, número do ensaio, número de controle do corpo-de-prova, profundidade de usinagem e raio de ponta da ferramenta.

Após essa etapa, efetua-se a correção do zero e o janelamento dos sinais de força, a interpolação do sinal angular sem remoção de cavaco e o cálculo da derivada numérica desse sinal. A correção do zero se faz necessária para compensar o pré-carregamento no dinamômetro, causado pela montagem das ferramentas de corte, especialmente na direção z . O janelamento de cada componente do sinal de força permite escolher o intervalo de interesse, onde os picos de força ocorreram e assim minimizar cálculos desnecessários com pontos que não pertencem ao fenômeno de remoção de cavaco. A interpolação do sinal angular sem remoção de material e a determinação analítica de sua derivada foram utilizadas para verificações das medidas de velocidade da haste pendular.

Uma vez tendo sido definidos todos os parâmetros de entrada, a rotina computacional, de fato, calcula as variáveis de interesse e as torna disponível para análise gráfica e numérica, esta última na forma de um relatório de ensaio com todas as identificações possíveis destinadas ao controle efetivo do próprio ensaio.

Os resultados numéricos gerados são os seguintes: tempo de corte baseado na força F_x e sua comparação baseada na desaceleração do vetor velocidade; velocidade de corte máxima, determinada pela derivada numérica do sinal angular do encoder ainda no software Labview®, e sua comparação com a velocidade interpolada pela linguagem Matlab®, velocidade calculada analiticamente com base na conservação da energia mecânica e velocidade máxima oriunda do sinal angular com remoção de cavaco.

Além disso, há a força máxima F_x e sua comparação com a expressão de k_s ; força F_x média (aritmética e euleriana); forças F_y e F_z máximas; energia Charpy dada pelos sinais do encoder; energia Charpy dada pela integração do sinal de força F_x , adotando a velocidade de corte constante; energia Charpy igualmente calculada da forma acima, porém considerando a queda da velocidade durante o corte; energia Charpy adotando a força F_x média e, finalmente, a energia específica de corte.

Outros resultados complementares são determinados para verificações, como área da seção de corte, ângulo de abandono do pêndulo, calculado em relação ao eixo vertical que passa pelas ferramentas de corte, ângulo que o pêndulo atinge após a remoção de cavaco, altura de abandono do pêndulo, dada adotando a altura das ferramentas como referência, altura em que o pêndulo atinge, em relação à posição das ferramentas de corte, após sua passagem pelas ferramentas, sem e com remoção de cavaco, e coeficiente de ajuste do modelo na interpolação da velocidade de corte.

Graficamente, a rotina fornece F_x vs tempo; F_y vs tempo; F_z vs tempo; deslocamento angular sem remoção de material vs tempo; deslocamento angular interpolado sem remoção de material vs tempo; deslocamento angular com remoção de material vs tempo; velocidade da haste pendular sem remoção de cavaco vs pontos; velocidade da haste pendular com remoção de cavaco vs pontos e velocidade do pêndulo interpolada. A Figura D.3 resume o apresentado acima.

Figura D.3 - Fluxograma resumido da rotina computacional feita em Matlab[®] destinada ao refinamento final de todos os sinais medidos na máquina Charpy.

Diferentemente do ensaio Charpy, em que mais variáveis físicas mereceram ser monitoradas, a medição da energia específica de corte no torno CNC exigiu apenas a medição das forças de usinagem, em particular, da força de corte. Assim, de forma análoga à medição na máquina Charpy, o software de aquisição de sinais Labview[®] foi utilizado para tal finalidade, porém, recorrendo a uma rotina computacional bem menos complexa. A Figura D.4 ilustra na forma de um fluxograma a lógica para medição da força de corte no torno CNC.

Figura D.4 - Fluxograma da rotina computacional implementada em Labview[®] destinada à medida da força de corte no torno CNC.

Os esforços de usinagem foram captados em canais analógicos disponibilizados na própria placa de aquisição de dados. Apenas a força de corte, ou componente F_z segundo as convenções do dinamômetro, foi utilizada nos cálculos da energia específica de corte. Assim, a rotina de aquisição concebida em Labview[®], durante os processos de remoção de cavaco, promove a leitura instantânea das forças F_x , F_y e F_z , constrói os gráficos no domínio do tempo de usinagem e, finalmente, efetua a gravação dos dados de força para posterior tratamento matemático.

De uma forma mais detalhada e seqüencial, a rotina de aquisição inicialmente configura as entradas analógicas, reconhecendo o dispositivo físico conectado à placa (dinamômetro), os canais utilizados e o tamanho do *buffer* (armazenamento dos pontos). Em seguida, realiza-se propriamente o armazenamento dos pontos de força respeitando a taxa de aquisição previamente estabelecida e, recorrendo-se à função de programação *while*, os pontos são lidos do *buffer* e a matriz de dados é criada. O emprego do *buffer* se faz necessário devido às elevadas taxas de aquisição utilizadas. A função *while* executa a leitura dos pontos até que o tempo de ensaio seja interrompido pelo operador. Tendo os sinais de força adquiridos, o fator de calibração é aplicado para converter tensão elétrica [V],

oriunda dos pares de cristais piezelétricos do dinamômetro, em Newton [N]. Os gráficos são construídos e a matriz de dados é gravada em um arquivo tipo “txt”.

Para efetuar o pós-processamento dos sinais também foi empregada uma rotina computacional implementada na linguagem de programação Matlab[®], que foi desenvolvida em função dos mesmos requisitos mencionados para o ensaio Charpy, isto é, precisão nos cálculos, tempo de processamento e esforço computacional. Entretanto, a lógica computacional da rotina também foi menos complexa se comparada à rotina usada para tratamento dos resultados provenientes da máquina Charpy. A Figura D.5 mostra o fluxograma da rotina desenvolvida em Matlab[®].

Figura D.5 - Programa implementado em Matlab[®] destinado ao tratamento dos resultados medidos no Torno CNC.

Inicialmente a rotina promove a leitura da matriz de dados (tempo, F_x , F_y e F_z) originada pelo software de aquisição Labview[®]. A ordem da matriz de entrada é a mesma daquela originada por conta do ensaio Charpy, exceto da coluna correspondente ao deslocamento angular medido pelo encoder ótico rotacional. Em seguida, através de uma janela de entrada de dados, fornece-se à rotina computacional os valores necessários ao cálculo da energia específica de corte, que são: massa específica do material ensaiado, massa do cavaco removido, número do ensaio, número de controle do corpo-de-prova, profundidade de usinagem e raio de ponta da ferramenta.

Após essa etapa, efetua-se a correção de zero dos sinais de força e o janelamento dos intervalos efetivos de usinagem. A correção do zero se fez necessária para compensar o pré-carregamento aplicado ao dinamômetro na direção z , causado pela montagem do suporte da ferramenta de corte na torre do torno. O janelamento de cada componente do sinal de força, tal como efetuado no ensaio Charpy instrumentado, permite escolher o intervalo de interesse, onde os picos de força ocorreram e assim minimizar cálculos desnecessários com pontos que não pertencem ao fenômeno de remoção de cavaco.

Uma vez tendo sido definidos todos os parâmetros de entrada, a rotina computacional, de fato, calcula as variáveis de interesse e as torna disponível para análise gráfica e numérica, nos mesmos moldes daqueles apresentados pelo pós-processamento aplicado na etapa das medições da energia específica de corte na máquina de ensaio Charpy.

Os resultados numéricos gerados são os seguintes: tempo de corte baseado na força F_x , comprimento de corte, velocidade de corte, área da seção de corte, força máxima F_z e sua comparação com a expressão de k_s ; força F_z média (aritmética e euleriana), forças F_x e F_y máximas, energia dada pela integração do sinal de força F_z , energia adotando a força F_z média e, finalmente, a energia específica de corte. Graficamente, a rotina fornece F_x vs tempo, F_y vs tempo e F_z vs tempo.

Finalizando, quanto aos ensaios utilizando o centro de usinagem CNC, as rotinas de aquisição e pós-processamento dos sinais tiveram basicamente a mesma estrutura daquelas empregadas no torno CNC. Apenas duas diferenças necessitaram ser implementadas. No caso do centro de usinagem, como recorreu-se a um outro tipo de dinamômetro, os cabos das forças F_x , F_y e F_z foram conectados diretamente aos canais 1, 2 e 3 correspondentes do amplificador de carga. Não foi necessário somar dois canais simultâneos para compor a força de corte, como ocorreu no torno CNC. É relevante frisar que a soma dos canais no caso do torno CNC decorreu do tipo de dinamômetro requerido. A Figura D.6 traz o fluxograma da rotina de aquisição de sinais usada no centro de usinagem CNC.

Figura D.6 - Fluxograma da rotina computacional feita em Labview® e destinada à medida das componentes da força de usinagem no centro de usinagem CNC.

A segunda distinção refere-se ao cálculo do principal resultado procurado, a energia específica de corte. Como já mencionado no Apêndice C, a força principal de corte no fresamento foi determinada pela soma vetorial das componentes F_x e F_y fornecidas pelo dinamômetro piezelétrico. Assim, a rotina computacional implementada em Matlab® foi devidamente alterada para atender a essa diferenciação conceitual. A Figura D.7 apresenta o fluxograma da rotina utilizada no pós-processamento dos sinais do centro de usinagem CNC.

Figura D.7 - Fluxograma da rotina computacional feita em Matlab® destinada ao trabalho de pós-processamento dos sinais provenientes do ensaio no centro de usinagem CNC.

APÊNDICE E - DISPOSITIVOS E ACESSÓRIOS

Para fornecer os valores desejados de energia específica de corte, a máquina Charpy convencional sofreu determinadas adaptações. As modificações estruturais da máquina pendular podem ser focalizadas em três blocos principais: *a. adaptação das ferramentas de corte na estrutura do equipamento, b. alteração da haste pendular para alojar o corpo-de-prova e c. instalação do encoder ótico rotacional no eixo de rotação do pêndulo.*

No entanto, não apenas a máquina Charpy convencional necessitou ser modificada, mas também as máquinas-ferramentas CNC precisaram ser munidas de dispositivos e transdutores para a medida da energia específica comparativa. Nesse contexto, diversos suportes de fixação de corpos-de-prova e ferramentas foram especialmente desenvolvidos para auxiliar os testes. A seguir é apresentada uma descrição detalhada de todos os itens envolvidos.

Suportes das ferramentas da máquina Charpy

A instalação das ferramentas de corte em substituição à base de apoio original dos corpos-de-prova Charpy exigiu um certo equilíbrio entre o espaço reduzido de trabalho e flexibilidade no manuseio de todo o dispositivo que fornece sustentação às ferramentas de corte durante os ensaios.

O desafio foi disponibilizar duas ferramentas na região da base da máquina, em lados simétricos e longitudinalmente opostos à trajetória da haste pendular, de modo que se pudesse medir os esforços decorrentes do contato da amostra com as ferramentas, recorrendo-se a um dinamômetro piezelétrico, e aplicar

precisamente profundidades de usinagem para gerar igualmente os cavacos. Maiores detalhes sobre o dinamômetro piezelétrico podem ser vistos no item 3.2 do Capítulo 3 - Materiais e Métodos.

Em posse desses requerimentos essenciais de ensaio, desenvolveu-se um projeto do dispositivo completo em software CAD. O dispositivo de fixação das ferramentas é formado por blocos metálicos de aço unidos por parafusos para permitir montagens e desmontagens rápidas.

Todas as peças do conjunto foram fabricadas rigorosamente segundo as especificações estabelecidas no projeto para garantir precisão, acabamento superficial e ortogonalidade das superfícies, requisitos essenciais à adequada montagem e confiabilidade na execução dos ensaios.

Os subconjuntos, lado direito e esquerdo da trajetória pendular, apresentam regulagem manual nos três eixos ortogonais x , y e z para ajustes e posicionamentos da ponta da ferramenta. O deslocamento total em cada direção é de 20 mm. Uma regulagem para variar o ângulo de saída da ferramenta também foi implementada.

Parafusos de encosto com contra-porca permitem uma rotação das bases entre -15° (ângulo de saída negativo) a 34° (ângulo de saída positivo). Além das possibilidades de movimentos lineares e angulares, buscou-se alcançar uma rigidez suficiente para não gerar deflexões das estruturas e deslocamentos impróprios da ponta da ferramenta, considerada como posição de referência. Maiores informações sobre a rigidez do equipamento podem ser vistas no Apêndice B.

As ferramentas foram fixadas em bases rotativas, configurando-se assim como eixos verticais sustentados por dois mancais de rolamento nas extremidades. Os movimentos circulares das bases são obrigatoriamente unidirecionais, permitindo apenas que rotacionem no sentido inverso ao de medição, durante o retorno da haste pendular, após a ocorrência da remoção de cavaco. Dessa forma, o propósito foi

possibilitar a passagem livre do pêndulo no retorno. A Figura E.1 traz maiores detalhes do dispositivo de fixação das ferramentas de corte.

Figura E.1 - Dispositivo de fixação das ferramentas de corte instalado na máquina Charpy. Ao lado vê-se um relógio comparador empregado no alinhamento das peças durante a montagem.

As profundidades de usinagem podem ser precisamente ajustadas por meio dos parafusos reguladores com passo de rosca fina, guiados pelas bases rotativas e presos aos suportes das ferramentas de corte. O deslocamento total permissível é de 8,25 mm. Para obter maior precisão, as profundidades de usinagem são ajustadas utilizando-se relógio apalpador centesimal.

Pode-se observar na figura acima que todas as peças do conjunto foram alinhadas por meio de relógio comparador. As superfícies da própria máquina de ensaio Charpy retificadas e rasqueteadas foram adotadas como planos de referência, tanto para fixação do dispositivo como para o processo de alinhamento das peças durante a montagem.

Pêndulo Charpy modificado

Da mesma forma que os suportes das ferramentas de corte, a haste pendular teve de ser especialmente projetada e construída. O pêndulo original não pôde ser aproveitado, pois a haste, que faz a ligação entre o martelo Charpy e o eixo de rotação desse conjunto, é constituída basicamente de um tubo de parede fina. A

fixação do corpo-de-prova nessa estrutura ficaria comprometida e optou-se, portanto, em projetar e construir um novo pêndulo.

Dessa forma, a haste pendular Charpy modificada foi montada em chapas metálicas com 12 mm de espessura soldadas. Na sua parte superior, foi soldado um prisma bipartido com furo e rasgo de chaveta para fixação do pêndulo no eixo de rotação da máquina. Na sua parte inferior, foi soldado um cilindro com abas simetricamente dispostas para concentrar especificamente a massa do pêndulo. Por fim, no centro de massa da haste pendular, o corpo-de-prova foi alojado por meio de uma cunha de aperto. A Figura E.2 ilustra as partes que compõem o pêndulo Charpy modificado.

Figura E.2 - Haste pendular Charpy modificada. Observa-se uma visão inicial da montagem da haste pendular e um detalhe ampliado do posicionamento do corpo-de-prova no seu centro de massa.

Aqui é importante frisar dois pontos essenciais sobre a massa do pêndulo Charpy e a localização do centro de massa dessa estrutura soldada. Como a energia específica de corte foi medida recorrendo-se ao encoder fixo no eixo de rotação da haste pendular, a massa do pêndulo não necessitou essencialmente ser igual àquela encontrada nas máquinas de ensaio Charpy convencional.

Isto foi possível, pois não se utilizou o sistema calibrado composto pelo pêndulo e mostrador de energia, ou seja, a medida da energia foi desvinculada do procedimento original Charpy. Assim, a energia atual, após as modificações

exigidas, é dada pelo produto entre o peso da nova haste pendular (229,24 N) e a diferença de altura, medida pelo encoder, atingida pelo pêndulo nos ensaios sem remoção de cavaco (em vazio) e com remoção de cavaco (em cheio).

Outro ponto relevante refere-se à determinação do centro de massa do conjunto soldado que compõe a haste pendular, pois o cavaco deveria ser gerado rigorosamente nessa posição. Dois procedimentos de cálculo foram adotados no sentido único de agregar maior confiabilidade aos resultados procurados e disponibilizar uma máquina funcional e segura. Assim, um método computacional via software CAD (cálculo numérico) foi comparado ao método das reações estáticas (cálculo experimental), próprio para determinações práticas de centro de massa de estruturas simétricas.

No procedimento experimental, o componente mecânico alvo da medida foi simultaneamente posicionado sobre duas balanças para a medida das reações nas extremidades da peça. Através de equilíbrio de momento, foi possível obter a coordenada referente à posição do centro de massa de toda estrutura da haste pendular Charpy.

Em linhas gerais, a haste pendular foi apoiada em macacos de rosca fina reguláveis, localizados ambos sobre as balanças de precisão. Para se estabelecer o procedimento correto, foi necessário nivelar os centros das extremidades da haste, isto é, o centro que se prende ao eixo da máquina e o centro oposto onde se posiciona o cilindro para concentrar a massa do pêndulo. Para tanto, dois pinos foram usinados e ajustados sem folga nessas posições de referência.

Uma régua retificada de 1 m de comprimento foi então posicionada sobre os pinos e o nível eletrônico pendular permitiu a medida do nivelamento com uma precisão considerada adequada (8,5 μm de inclinação em um comprimento total de 1 m). Somente após atender a esses requisitos é que as medidas das reações estáticas, fornecidas pelas balanças de precisão puderam ser obtidas. A Figura E.3 mostra a montagem para a determinação experimental do centro de massa e um desenho esquemático alusivo ao procedimento adotado. Pode ser visto na Figura E.4 o nível

eletrônico pendular e a régua padrão retificada empregados no processo de nivelamento da haste pendular Charpy.

Figura E.3 - Montagem experimental para a medida do centro de massa do pêndulo Charpy. Ao lado nota-se a proposta teórica e os dados necessários para a determinação da cota b.

Figura E.4 - Régua retificada e nível eletrônico de precisão utilizados para nivelar o pêndulo Charpy durante seu posicionamento nas balanças de precisão para medida do centro de massa.

A Tabela E.1 sintetiza os resultados da medição do centro de massa da haste pendular Charpy e a Tabela E.2 apresenta a especificação dos instrumentos utilizados no método das reações estáticas. O desenho do pêndulo tridimensional para o cálculo do centro de massa no sistema CAD encontra-se na Figura E.5.

Tabela E.1 - Resultados da medida do centro de massa da haste pendular Charpy.

Técnica Experimental					Técnica Computacional	Erro Relativo Percentual
F ₁ [N]	F ₂ [N]	L [m]	a [m]	b [m]	b [m]*	
41,85	226,07	944,06	796,61	147,45	147,00	0,3

* Medida considerada de referência para a localização da coordenada do centro de massa.

Tabela E.2 - Especificação dos equipamentos empregados no método das reações estáticas para determinação do centro de massa da haste pendular Charpy.

Balança Digital	Fabricante: METLER Número de Fabricação: 40220-064 Tipo: PK60MC Capacidade: 60 kg Resolução: 0,01 g
Balança Digital	Fabricante: Marte Modelo: AC4/40 Número de Fabricação: 23811 Capacidade: 40 kg Resolução: 1 g
Nível Eletrônico Pendular	Fabricante: Taylor Hobson Faixa de trabalho: -3 a +3mm/m Precisão: 0,2'' Sensibilidade à Temperatura: $\pm 1\%$ entre -5°C a 40°C

Figura E.5 - Desenho tridimensional do pêndulo Charpy para cálculo do centro de massa.

Vale ressaltar aqui que a medida L entre os centros de aplicação das reações estáticas teve necessariamente de ser determinada através de uma forma alternativa, em função das grandes dimensões lineares envolvidas. Portanto, a haste pendular foi disposta na mesa de uma fresadora convencional que forneceu as medidas digitais dos deslocamentos dos eixos x e y por meio de régua ótica posicionada nos barramentos da máquina. Nivelando-se a peça na mesa da fresadora, da mesma forma que a descrita para as medidas das reações estáticas, e valendo-se do recurso disponível pela máquina-ferramenta, foi possível determinar com bastante

precisão a distância L requerida nos cálculos do centro de massa da haste pendular. A Figura E.6 ilustra o momento da medida na fresadora.

Figura E.6 - Medida alternativa do comprimento total da haste pendular Charpy na determinação do centro de massa.

Encoder ótico rotacional da máquina Charpy

O encoder utilizado na máquina Charpy foi solidário ao eixo no qual a haste pendular rotaciona em torno para compor a trajetória em arco, desde o abandono do pêndulo, em uma dada posição previamente escolhida, até sua parada após a ocorrência da remoção de cavaco. Três requisitos principais foram motivos de preocupação na instalação: rigidez na fixação, união ao eixo da máquina sem deslizamento e calibração precisa.

O aparelho foi instalado na máquina recorrendo-se a três hastes cilíndricas, equidistantes de 120° , fixadas axialmente por parafuso, garantindo assim a rigidez requerida. A união do eixo do encoder ao eixo da máquina Charpy foi estabelecida por um acoplamento cônico de material plástico resistente, o qual, comprimido pelos dois eixos no sentido axial, garantiu uma união centrada e sem a ocorrência de deslizamentos impróprios que comprometessem os resultados dos ensaios.

Apresenta-se na Figura E.7 o detalhe da instalação do encoder solidário ao eixo da máquina Charpy. Maiores informações sobre o encoder ótico podem ser vistas mais adiante.

Figura E.7 - Instalação do encoder ótico rotacional na máquina Charpy.

Considerando o encoder ótico rotacional e o dinamômetro piezelétrico instrumentos essenciais na aquisição dos dados que fazem parte diretamente da medição da energia específica de corte, o princípio de funcionamento e algumas características principais desses equipamentos são brevemente relatados a seguir.

Um encoder ótico rotacional é um dispositivo transdutor eletro-mecânico que transforma a posição angular de um eixo em sinais eletrônicos (ondas quadradas). Os encoders óticos rotacionais estão presentes na maior parte das aplicações industriais, pois permitem obter medições com grande margem de confiabilidade e precisão.

Máquinas-ferramentas CNC como tornos, centros de usinagem e retificadoras empregam encoders óticos rotacionais nos eixos de acionamento para garantir mais precisão na medida. Há dois tipos de encoders: o de posição absoluta e o de posição incremental. O tipo empregado neste trabalho é o incremental, por fornecer maior resolução de medida a um menor custo. A Figura E.8 mostra as principais partes do encoder ótico rotacional e a Figura E.9 apresenta o modelo 72 da ELCIS usado no ensaio Charpy.

Figura E.8 - Partes de um encoder ótico rotacional.

Figura E.9 - Encoder ótico utilizado na máquina Charpy.

O princípio de funcionamento do encoder rotacional baseia-se na interrupção ou não de um feixe de luz emitido pelo foto emissor em direção a um foto receptor. O disco ótico composto de trilhas é o responsável pelo mecanismo de passagem do feixe de luz. O número de trilhas determina a resolução do encoder. O sinal eletrônico gerado pela cadência da luz no foto receptor é amplificado e convertido em ondas quadradas com valores de tensão alto e baixo “HI” e ”LO”, que correspondem à luz, “ligada” e “desligada” na foto célula.

Os encoders incrementais geralmente possuem 3 canais denominados A, B e Z. Os dois primeiros são ditos estarem em quadratura, o que eletronicamente corresponde a estarem fora de fase em 90°. Isso permite uma combinação de 4 estados distintos em cada ciclo, permitindo, portanto, até quadruplicar a resolução original do aparelho.

Dinamômetro empregado no ensaio Charpy

O dinamômetro KISTLER, destinado às medidas das forças de corte durante os ensaios de energia específica na máquina Charpy, tem funcionamento baseado no princípio piezelétrico. Esses materiais produzem uma carga elétrica quando são sujeitos a uma força ou pressão. Materiais piezelétricos, tal como um cristal de quartzo ou uma liga policristalina de titânio-bário, contêm distribuições de cargas assimétricas.

Quando uma pressão é aplicada, o cristal se deforma e ocorre um deslocamento relativo de cargas negativas e positivas dentro do próprio cristal. Este deslocamento de cargas internas produz cargas externas de sinal oposto na superfície do cristal que gera, por sua vez, uma tensão de saída nos terminais.

O quartzo em sua forma cristalina é anisotrópico, isto é, as propriedades não são iguais em todas as direções. Assim, dependendo da posição na qual os materiais são cortados, os discos de quartzo podem ser sensíveis a determinados esforços de trabalho.

Valendo-se dessa propriedade, o dinamômetro usado na máquina Charpy é composto por três pares de discos de quartzo, sendo cada par sensível a um tipo de força aplicada. Assim, dois pares permitem medições de cisalhamento (F_x e F_y) e o outro par, medições de compressão (F_z), os quais completam as três forças dos ensaios. A Figura E.10 mostra um esquema ilustrativo do dinamômetro empregado na pesquisa.

Figura E.10 - Dinamômetro piezelétrico usado no ensaio Charpy.

Dispositivo de fixação dos corpos-de-prova utilizados no torno CNC

Para permitir que os corpos-de-prova fossem ensaiados no torno CNC, um eixo-dispositivo foi desenvolvido e construído para alojar adequadamente os materiais alvos das medições de energia específica de corte. O eixo de diâmetro igual a 50 mm e comprimento de 400 mm foi torneado entre centros para garantir boa concentricidade.

Ele apresenta uma cavidade para alojamento e fixação dos corpos-de-prova a uma distância de 270 mm de uma das extremidades. Essa distância foi estimada para que, após o acionamento do eixo-árvore do torno, a ferramenta atingisse a amostra com velocidade de corte e avanço suficientes para usinar os sulcos consecutivos conforme especificado.

A cavidade retangular possibilita a fixação do corpo-de-prova no eixo a uma profundidade de 10 mm para, em conjunto com a altura do material ensaiado, permitir a execução de vários ensaios com profundidades de usinagem distintas no mesmo material. O corpo-de-prova é posicionado na cavidade por meio de parafusos

Allen embutidos no eixo-dispositivo. Informações mais apuradas dos corpos-de-prova são encontradas no Capítulo 3, item 3.3.

Um ajuste deslizante sem folga foi implementado entre as amostras e a cavidade do eixo de modo que nenhum tipo de movimento relativo ocorresse durante os testes e compromettesse a dinâmica do ensaio. A Figura E.11 apresenta o dispositivo usado para fixar os corpos-de-prova no torno CNC e efetuar as medições de energia específica de corte.

Figura E.11 - Dispositivo usado no torno CNC para fixação dos corpos-de-prova.

Dinamômetro empregado no torno CNC

Detalhes construtivos e dimensionais do dinamômetro tipo *tool-holder* são mostrados na Figura E.12. Este tipo de transdutor de força é aplicado apenas em processo de torneamento, posicionado na torre das ferramentas. Pode ser empregado em diferentes tipos de operação, como roscamento, torneamento externo e interno, sangramento e faceamento.

Figura E.12 - Dinamômetro piezelétrico tipo *tool-holder* utilizado para medição da energia específica no torno CNC.

Suporte de fixação dos corpos-de-prova usados no centro de usinagem

Para a realização dos ensaios de energia específica de corte no centro de usinagem, foi necessário construir um suporte para fixar os corpos-de-prova no dinamômetro piezelétrico. Dois foram os principais requisitos para seu desenvolvimento adequado: aproveitar as amostras provenientes do ensaio Charpy e ter dimensões corretas para situar-se no campo de medida das forças do dinamômetro.

A primeira exigência norteou a forma de fixação do corpo-de-prova. Como os sulcos deveriam ser usinados na superfície lateral das amostras, tal como no ensaio Charpy, a forma de fixação julgada mais adequada foi o tipo cunha, a qual pressionava os corpos-de-prova esquadrejados e retificados contra duas superfícies do dispositivo com as mesmas características. Essa qualidade garantiu um assentamento das amostras bem ajustado no dispositivo, que foi construído em aço carbono SAE 1045.

O segundo requisito determinou basicamente o tamanho do dispositivo. De acordo com as especificações do dinamômetro utilizado, o campo de atuação recomendável dos esforços de usinagem sobre a peça testada deve situar-se a uma distância não maior que 25 mm da superfície do dinamômetro, na direção z . Contemplando essas condições essenciais, chegou-se ao suporte apresentado na Figura E.13.

Figura E.13 - Suporte de fixação dos corpos-de-prova no centro de usinagem CNC para a realização dos ensaios de energia específica de formação de cavaco.

Fresa de aresta única para usinar sulcos no centro de usinagem CNC

Para reproduzir os ensaios da máquina Charpy no centro de usinagem CNC, tais como foram feitos igualmente no torno CNC, além do dispositivo de fixação dos corpos-de-prova, houve a necessidade de se projetar e fabricar uma fresa

sob medida. Esta ferramenta deveria contemplar as mesmas condições dos ensaios realizados nas outras máquinas.

Dessa forma, foi construída uma ferramenta para alojar os insertos quadrados usados na máquina Charpy, sob um ângulo de saída de -7° e um ângulo de posição igual a 45° . O suporte, constituído em aço AISI 1538, apresenta altura de 50 mm, com diâmetro externo de 98 mm e distância entre arestas de 85 mm.

Na realidade, foram usinados dois alojamentos diametralmente opostos para fixar os insertos, sendo um ativo e outro passivo. Este último apenas tinha a função de minimizar o desbalanceamento em altas rotações da fresa.

O suporte, em sua interface com o prolongador para cone ISO 40, foi retificado para garantir um ajuste deslizante sem folga e uma concentricidade adequada para que não ocorressem desbalanceamentos causados pela própria usinagem. A Figura E.14 traz um panorama da fresa de aresta única empregada no centro de usinagem CNC.

Figura E.14 - Ferramenta de aresta única desenvolvida para execução dos ensaios no centro de usinagem CNC.

Base para isolamento elétrico

Outro acessório considerado essencial à execução dos testes conduzidos no centro de usinagem CNC refere-se ao conjunto base metálica retificada e isoladores elétricos. Esse sistema precisou ser incluído nos ensaios, pois constatou-se níveis de ruídos elétricos relativamente elevados, especialmente quando havia o contato entre a ferramenta de corte e a peça. Com o isolamento elétrico, foi possível atenuar sobremaneira os ruídos de origem elétrica nos sinais de força. A Figura E.15 ilustra o exposto.

Figura E.15 - Conjunto base metálica retificada e isoladores elétricos empregados nos ensaios realizados no centro de usinagem CNC.

Dinamômetro utilizado no centro de usinagem

Da mesma forma que os outros dois dinamômetros utilizados na máquina Charpy e no torno CNC, o dinamômetro KISTLER empregado no centro de usinagem CNC também tem seu funcionamento baseado no princípio piezelétrico de medida. Esse tipo de transdutor permite a captura de componentes da força de usinagem nas três direções ortogonais x , y e z , além do momento torsor em torno do eixo z . Assim, pode ser aplicado em monitoramento de várias formas de fresamento, furação e roscamento. A Figura E.16 traz as principais características e o formato do dinamômetro.

Figura E.16 - Dinamômetro piezelétrico empregado no centro de usinagem CNC para a medida da energia específica de corte.

Balança analítica de precisão

Por último, apresenta-se na Figura E.17 a balança analítica de precisão utilizada em todos os ensaios realizados neste trabalho de pesquisa. Este equipamento, fabricado pela BIOPRECISA e modelo FA2104N, apresenta fundo de escala de 210 g e resolução de 0,0001 g.

É relevante relatar que a balança analítica foi responsável pelas inúmeras medidas de massa do cavaco, essenciais ao cálculo do volume para compor a energia específica de corte. Após uma avaliação global, cerca de 230 testes foram realizados efetivamente para medida da energia específica nas três máquinas. São desconsiderados os pré-testes, os de avaliação de desempenho das máquinas e de implementação dos programas CNC, o que seguramente ultrapassa os 300 ensaios.

Figura E.17 - Balança de precisão para medição das massas do material removido (massa do cavaco) dos corpos-de-prova utilizados na máquina Charpy, torno e centro de usinagem CNC.