Campus de São Carlos

IMPLEMENTAÇÃO DE SISTEMA PARA
ELIMINAÇÃO AUTOMÁTICA DE REBARBAS
RESULTANTES DE PROCESSO DE USINAGEM

CARLOS MAGNO DE OLIVEIRA VALENTE

Prof. Dr. João Fernando Gomes de Oliveira

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

**ESCOLA DE ENGENHARIA
DE SÃO CARLOS**

Carlos Magno de Oliveira Valente

**IMPLEMENTAÇÃO DE SISTEMA PARA
ELIMINAÇÃO AUTOMÁTICA DE
REBARBAS RESULTANTES DE
PROCESSOS DE USINAGEM**

Serviço de Pós-Graduação EESC/USP

EXEMPLAR REVISADO

Data de entrada no Serviço: 15 / 01 / 04

Ass.: *Leandro Corradi*

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. Titular João Fernando Gomes de Oliveira

**SÃO CARLOS
2003**

Class.	TESE - EESC
Cutt.	6297
Tombo	T025104
Syno	1357745

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

V154i Valente, Carlos Magno de Oliveira
Implementação de sistema para eliminação automática de
rebarbas resultantes de processos de usinagem / Carlos
Magno de Oliveira Valente. -- São Carlos, 2003.

Tese (Doutorado) -- Escola de Engenharia de São
Carlos-Universidade de São Paulo, 2003.

Área: Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Tit. João Fernando Gomes de
Oliveira.

1. Minimização de rebarba. 2. Rebarbação.
3. Robótica. 4. Monitoramento de processos de usinagem.
I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **CARLOS MAGNO DE OLIVEIRA VALENTE**

Tese defendida e julgada em 08-09-2003 perante a Comissão Julgadora:

Prof. Tit. **JOÃO FERNANDO GOMES DE OLIVEIRA (Orientador)**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

Aprovado.

Prof. Assoc. **REGINALDO TEIXEIRA COELHO**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

APROVADO

Prof. Dr. **GLAUCO AUGUSTO DE PAULA CAURIN**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

aprovado

Prof. Dr. **EDUARDO CARLOS BIANCHI**
(UNESP/Campus de Bauru)

Aprovado

Prof. Dr. **MARCIO BACCI DA SILVA**
(Universidade Federal de Uberlândia/UFU)

APROVADO

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

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

Dedico este trabalho aos meus pais
e à minha esposa, Érica.

AGRADECIMENTOS

Ao Professor João Fernando Gomes de Oliveira, pela amizade, parceria e orientação construídas durante a elaboração deste trabalho.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo, pela excelente estrutura de pesquisa fornecida através de bolsa de pesquisa e reserva técnica, que permitiram a realização deste trabalho.

Ao Professor David Dornfeld, pela oportunidade concedida para o desenvolvimento das atividades do doutorado sanduíche no *Laboratory for Manufacturing Automation* da Universidade da Califórnia em Berkeley, sob sua orientação.

Ao CNPq, pela concessão da bolsa de doutorado sanduíche, bem como todos os demais auxílios de viagem.

À Irene, pelo suporte prestado durante toda a evolução da pesquisa.

À grande família do OPF, pelas trocas científicas e pelo agradável convívio dentro do laboratório.

Aos amigos do LMA, pela receptividade e apoio na realização das atividades do doutorado sanduíche.

Ao Recope de Automação, pela concessão do software Workspace 5, utilizado para a programação *off-line* do robô.

E aos demais colegas, professores e funcionários do Departamento de Engenharia Mecânica e de Produção da EESC/USP.

RESUMO

VALENTE, C. M. O. (2003) Implementação de sistema para eliminação automática de rebarbas resultantes de processos de usinagem. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2003.

No passado, o processo de rebarbação era tratado como uma etapa secundária dentro do processo de manufatura de uma peça. Entretanto, a indústria vem cada vez mais reconhecendo sua importância, fato que veio a motivar este estudo. Várias soluções podem ser encontradas na literatura visando eliminar o problema de formação de rebarba, bem como para a remoção automática das mesmas. Contudo, ainda existem pontos a serem explorados dentro do desenvolvimento destas soluções. Desta forma, é proposta principal deste trabalho identificar lacunas não exploradas na literatura e propor ações para cada uma destas. Neste contexto, será inicialmente proposto um novo algoritmo para minimização de rebarba em furação, baseado em um novo movimento de avanço da ferramenta. Adicionalmente, propõe-se identificar os requisitos reais da operação de rebarbação e classificar os problemas de rebarbação em cenários que apresentem características similares, considerando: morfologia da rebarba, geometria da peça e precisão do sistema de fixação. Subseqüentemente, para cada cenário, uma solução de rebarbação robótica é indicada. No caso de controle ativo do robô, um novo parâmetro de controle será criado (*Fast Abrasive Power* – FAP), baseado na fusão dos sinais de emissão acústica e potência.

Palavras-chaves: Minimização de rebarba, rebarbação, robótica, controle, monitoramento.

ABSTRACT

VALENTE, C. M. O. (2003) *Development of a system to automatically eliminate burrs formed by machine processes*. Ph.D. Thesis – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2003.

In the past, deburring used to be treated as a secondary operation within the manufacturing sequence of a part. However, the industry came to realize its importance, which becomes the motivation for this study. In the literature, several solutions for burr minimization and automatically burr removal can be found. However, some topics need more investigation in order to establish a final solution. Thus, the main objective of this research is to identify these topics and to propose solutions for each of them. Therefore, a new algorithm for drilling burr minimization will be defined, based on a vibratory movement of the tool in feed direction. Additionally, it is proposed to identify the real requirements of the deburring operation and to classify the deburring problem into classes with similar characteristics, taking into account: burr morphology, workpiece geometry and precision of the fixture system. Subsequently, for each class, a robotic deburring solution is proposed. In the case of active robotic control, a new control parameter will be defined (Fast Abrasive Power, FAP) based on the fusion of acoustic emission and power signals.

Keywords: Burr minimization, deburring, robotics, control, monitoring.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Níveis de integração entre projeto e manufatura visando à minimização da rebarba. (Chu, 1998).....	4
Figura 1.2 - Distribuição percentual dos robôs comercializados nos EUA no primeiro trimestre de 2003, classificados conforme a aplicação. (ROBOTIC INDUSTRIES ASSOCIATION, 2003)	6
Figura 2.1 - Deformação plástica do material da borda da peça (rebarba de Poisson) resultante da ação da ferramenta de corte (cilindro imaginário). (Gillespie e Blotter, 1976)	12
Figura 2.2 - Representação da rebarba enrolada resultante da operação de fresamento de topo. (Gillespie e Blotter, 1976)	12
Figura 2.3 - Representação simplificada do mecanismo de formação da rebarba de ruptura.	13
Figura 2.4 - Representação da rebarba de ruptura. (Gillespie e Blotter, 1976)	13
Figura 2.5 - Classificação proposta por Nakayama e Arai (1987) para rebarbas resultantes das operações de usinagem mais usuais. Cada rebarba é classificada pelo símbolo correspondente	15
Figura 2.6 - Mecanismo de formação da rebarba de dobra. (Nakayama e Arai, 1987) ..	15
Figura 2.7 - Visão esquemática de uma operação típica de fresamento, indicando as principais rebarbas formadas. (Hashimura et al., 1999b)	16
Figura 2.8 - Ilustração das geometrias de broca utilizadas por Kim e Dornfeld (2000) nos testes de furação	19
Figura 2.9 - Modelo analítico para rebarbas de Poisson.	20
Figura 2.10 - Modos de deformação do cavaco próximo à borda da peça	22
Figura 2.11 - Representação da etapa inicial de formação da rebarba.	24
Figura 2.12 - Variação do trabalho de formação da rebarba em função do ângulo inicial da zona de cisalhamento. (Ko e Dornfeld, 1991).	28
Figura 2.13 - Representação da etapa de desenvolvimento da rebarba	29
Figura 2.14 - Modelagem da etapa final de formação da rebarba.	30
Figura 2.15 - Modelagem do processo de formação da rebarba.	32
Figura 2.16 - Visão global do modelo de Hashimura, Chang e Dornfeld para o processo de formação da rebarba, considerando materiais dúcteis e frágeis.	34
Figura 2.17 - Processo de formação de rebarba em uma peça de cobre (material dúctil) durante processo de corte ortogonal. (Hashimura et al., 1999a).	37
Figura 2.18 - Processo de formação de rebarba em uma peça de Al 2024 (material frágil) durante processo de corte ortogonal. (Hashimura et al., 1999a).	37
Figura 2.19 - Características geométricas do processo de formação de cavaco em corte oblíquo. (Ko e Dornfeld, 1996).	38
Figura 2.20 - Representação tridimensional do processo de corte oblíquo, destacando o plano efetivo de saída do cavaco (POQ) e o plano da direção de corte (AOB). (Ko e Dornfeld, 1996)	39
Figura 2.21 - Geometria da peça analisada pelo método dos elementos finitos. (Hashimura et al., 1995).	41
Figura 2.22 - Nomenclatura proposta para os parâmetros do processo de formação de rebarba em corte oblíquo. (Hashimura et al., 1995)	41

Figura 2.23 - Comparação dos mecanismos de formação de rebarba para corte ortogonal e oblíquo. (Hashimura et al., 1995).	42
Figura 2.24 - Modelagem do processo de formação de rebarba durante operação de furação.	43
Figura 3.1 - Influência da profundidade de corte no processo de formação de rebarba.	45
Figura 3.2 - Definição do ângulo de saída da ferramenta (ψ) para uma operação de faceamento. (Narayanaswami e Dornfeld, 1997)	47
Figura 3.3 - Variação da altura da rebarba em função da profundidade de corte e do ângulo de saída da ferramenta, considerando a usinagem de alumínio 2024-T4 sob uma condição de avanço de 0,03 mm/dente.(Narayanaswami e Dornfeld, 1997).	47
Figura 3.4 - Influência da velocidade de corte no processo de formação de rebarbas.	48
Figura 3.5 - Influência do avanço por dente da fresa no processo de formação de rebarba.	49
Figura 3.6 - Influência do ângulo de inclinação da superfície de saída da peça no processo de formação de rebarba, considerando diferentes materiais.	50
Figura 3.7 - Influência do ângulo de inclinação da ferramenta no processo de formação de rebarba durante corte oblíquo. (Hashimura et al., 1995).	51
Figura 3.8 - Relação do diâmetro da broca com tamanho final da rebarba de furos. (Kim e Dornfeld, 2000).	53
Figura 3.9 - Definição do ângulo da superfície de saída. (Min, 2001)	54
Figura 3.10 - Influência da geometria da superfície de saída no processo de formação de rebarba em furação. (Min, 2001)	55
Figura 3.11 - Definição do ângulo de saída da ferramenta. (Chu, 2000)	55
Figura 3.12 - Definição do ângulo de interação em dois casos distintos.	56
Figura 3.13 - Definição do ângulo de interação para furação. (Min, 2001)	58
Figura 3.14 - Condição de saída da aresta de corte mesmo para superfícies ascendentes. (Min, 2001)	59
Figura 3.15 - Influência do avanço no ângulo de interação.	60
Figura 3.16 - Influência da rotação da broca no ângulo de interação.	61
Figura 3.17 - Influência do ângulo da superfície de saída no ângulo de interação.	62
Figura 3.18 - Regras de projeto que visam a redução da rebarba. (Chu, 1999a)	65
Figura 3.19 - Regras de planejamento que visam reduzir a formação da rebarba.	66
Figura 3.20 – Proposta de ajuste da posição da ferramenta ao redor de um vértice definido por segmentos lineares.	67
Figura 3.21 - Proposta de ajuste da posição da ferramenta ao redor de um vértice definido por um raio de curvatura.	68
Figura 3.22 – Duas estratégias de fresamento utilizadas para usinagem do corpo de prova em formato T.	69
Figura 3.23 - Definição de prioridades para acabamento de borda.	70
Figura 3.24 - Duas lógicas para se definir o valor do deslocamento do centro da broca. (Rangarajan, 2001)	71
Figura 3.25 - Resultado do algoritmo para minimização da rebarba para peças do tipo 1. (Rangarajan, 2001)	72
Figura 3.26 - Análise de duas estratégias para faceamento do bloco de motor.	73
Figura 3.27 - Estratégia para definição dos limites inferiores e superiores do deslocamento do centro da fresa. Rangarajan (2002)	74
Figura 3.28 - Metodologia para definição da trajetória mais curta a partir de um conjunto de regiões definidas por deslocamentos mínimo e máximo.	75
Figura 3.29 - Resultado do algoritmo para minimização da rebarba para peças do tipo 2. (Rangarajan, 2002)	76

Figura 3.30 - Definição dos pontos ABC sobre o inserto da fresa. (Bansal, 2002)	77
Figura 3.31 - Combinação dos pontos ABC, apresentados na ordem crescente de formação de rebarba. (Bansal, 2002).....	77
Figura 3.32 - Determinação das bordas de saída para uma trajetória <i>zig-zag</i> , bem como a classificação destas bordas em função da ordem ABC. (Bansal e Lee, 2002).....	78
Figura 3.33 - Gráfico de controle da rebarba de furos, considerando os três tipos de rebarba. (Kim e Dornfeld, 2000).....	79
Figura 3.34 - Gráfico de controle da rebarba de furos, destacando as regiões de concentração de cada tipo de rebarba. (Kim e Dornfeld, 2000).....	80
Figura 4.1 - Ferramentas manuais utilizadas nos processo de rebarbação.....	83
Figura 4.2 - Equipamentos automáticos para rebarbação.....	85
Figura 4.3 - Classificação dos métodos mais usuais de rebarbação (adaptação de Persoons, 1997).....	87
Figura 4.4 - Ilustração dos cinco tipos básicos de escovas para rebarbação.....	89
Figura 4.5 - Ferramentas e dispositivos especiais empregados na rebarbação por escovamento.....	91
Figura 4.6 - Aplicações práticas do método de rebarbação com água a alta pressão.....	92
Figura 4.7 - Ferramentas utilizadas para rebarbação por jato abrasivo.....	94
Figura 4.8 - Método de rebarbação eletrolítica, destacando a áreas de concentração do campo magnético justamente na região onde ocorre a rebarba. Foudy (1998).....	96
Figura 4.9 - Processo de rebarbação por eletropolimento, destacando uma maior remoção de material nas pontas e uma influência mínima nas demais áreas.....	97
Figura 4.10 - Processo de rebarbação por vibração.....	100
Figura 4.11 - Processo de rebarbação centrífuga com disco.....	101
Figura 4.12 - Processo de rebarbação por tamboreamento.....	102
Figura 5.1 - Sistema comercial de rebarbação robótica.....	107
Figura 5.2 - Ilustração das componentes de rigidez tangencial e normal durante a operação de rebarbação. Proctor (1989).....	108
Figura 5.3 - Diagrama conceitual do controle híbrido (Raibert e Craig, 1981).....	111
Figura 5.4 - Diagrama de blocos do controle de impedância. (Volpe, 1990)	114
Figura 5.5 - Diagrama de blocos do controle de impedância reconfigurado para mostrar o controle interno de força. (Volpe, 1990)	114
Figura 5.6 - Esquema do controle direto de força proposto por Henriksson (2000).....	115
Figura 5.7 - Sistema de rebarbação robótica realimentado com informações visuais, proposto por Bone e Elbestawi (1994).....	119
Figura 6.1 - Modelagem do contato para o caso de superfície de saída cilíndrica com orientação perpendicular ao eixo da broca.....	121
Figura 6.2 - Localização do ponto de contato: (a) sobre a aresta primária de corte; (b) sobre a aresta secundária de corte.....	124
Figura 6.3 - Definição do vetor velocidade resultante ($\vec{V}$) a partir dos vetores de velocidade devido à rotação da broca ($\vec{V}_R$) e devido ao avanço ($\vec{V}_F$).....	125
Figura 6.4 - Definição do ponto de contato Q, localizado sobre a aresta secundária de corte. A posição do ponto Q é dada pelo ângulo de defasagem ξ , definido a partir da posição da aresta primária.....	126
Figura 6.5 - Definição do ângulo de inclinação β entre o eixo da broca e o eixo z.....	128
Figura 6.6 - Definição do novo sistema de coordenadas $x_1y_1z_1$ alinhado com o eixo da broca.....	128
Figura 6.7 - Simulação do ângulo de interação para uma superfície de saída plana, inclinada em 30 graus. (Min, 2001).....	131

Figura 6.8 - Gráfico do ângulo de interação, destacando as regiões de saída (vermelho) e de entrada (azul). A região de saída corresponde ao arco $-1,85^\circ \sim 180,54^\circ$	131
Figura 6.9 - Superfície cilíndrica usada nas simulações do ângulo de interação.	132
Figura 6.10 - Variação do ângulo de interação em função da variação do deslocamento entre o eixo do furo principal e o eixo da broca.	133
Figura 6.11 - Superfícies cilíndricas de saída com diferentes ângulos de interação.	134
Figura 6.12 - Influência do ângulo de inclinação e do deslocamento a no cálculo do ângulo de interação para superfícies de saída cilíndricas.	135
Figura 6.13 - Influência da velocidade de avanço da broca no cálculo do ângulo de interação para superfícies de saída cilíndricas.	136
Figura 6.14 - Influência da rotação da broca no cálculo do ângulo de interação para superfícies de saída cilíndricas.	137
Figura 6.15 - Reapresentação da simulação do ângulo de interação para uma superfície de saída plana inclinada. (Min, 2001)	138
Figura 6.16 - Posicionamento do vetor de velocidade resultante em relação ao vetor de superfície.	139
Figura 6.17 - Evolução dos ângulos dos vetores de superfície (linha vermelha) e de velocidade resultante (linha azul) para as primeiras 10 voltas da broca.	140
Figura 6.18 - Estratégia para minimização da rebarba em furação, baseada na adição de um movimento de vibração $\vec{V}_{osc}$ ao movimento de avanço da broca $\vec{V}_f$	141
Figura 6.19 - Comportamento do ângulo do vetor de superfície (linha vermelha) durante uma volta completa da broca.	141
Figura 6.20 - Perfil de oscilação proposto para a minimização da rebarba, destacando apenas duas voltas da ferramenta.	142
Figura 6.21 - Comparação entre duas estratégias de avanço da broca, analisadas a partir do cálculo do ângulo de interação.	143
Figura 6.22 - Perfis de deslocamento (a_1 , b_1 e c_1) e velocidade (a_2 , b_2 e c_2) propostos para a minimização da rebarba.	144
Figura 6.23 - Simulação do ângulo de interação para cada um dos perfis de avanço apresentados na Figura 6.22, indicando ainda o arco total correspondente a regiões de saída da ferramenta.	145
Figura 7.1 - Cenários de rebarbação, baseados na morfologia da rebarba e nas características geométricas da peça e do sistema de fixação.	149
Figura 7.2 - Metodologia proposta para implementação de soluções de rebarbação robótica.	151
Figura 7.3 - Gráficos de força em três direções, emissão acústica e potência obtidos durante a realização dos testes preliminares do sistema de rebarbação robótica.	156
Figura 7.4 - Comportamento dos sinais de EA, potência e FAP durante a aplicação de pulsos de carga contra o disco abrasivo em rotação.	158
Figura 7.5 - Foto da bancada experimental montada para estudo do comportamento do parâmetro FAP.	159
Figura 7.6 - Esquema de montagem da ferramenta de rebarbação, destacando o disco abrasivo rosqueado ao suporte flexível.	160
Figura 7.7 - Teste para aferição do erro de interpolação linear do robô.	162
Figura 7.8 - Configuração do ensaio proposto para medição do tempo de resposta do sensor de corrente.	164
Figura 7.9 - Comprovação da ação instantânea da chave.	165
Figura 7.10 - Gráfico de tempo resposta dos sensores de corrente.	166
Figura 7.11 Gráfico de calibração dos sensores de corrente utilizados no trabalho.	167

Figura 7.12 – Montagem e esquema de funcionamento do sensor indutivo para cálculo da rotação da ferramenta de rebarbação.	168
Figura 7.13 – Ensaio proposto para cálculo do fator de potência do motor elétrico do cabeçote de rebarbação.	170
Figura 7.14 – Gráfico relacionando a potência efetiva consumida e o fator de potência do motor.	171
Figura 7.15 - Gráfico relacionando a rotação do motor com a corrente consumida pelo mesmo.	172
Figura 7.16 - Ensaio para avaliação do comportamento do parâmetro FAP durante uma operação de chanframento.	173
Figura 7.17 - Comportamento dos sinais de EA, potência e FAP durante a usinagem de um chanfro nas condições: $v = 10 \text{ mm/s}$, $x_1 = x_2 = 1 \text{ mm}$, $n = 5$	175
Figura 7.18 - Gráficos indicando a influência do tamanho da janela no cálculo do parâmetro FAP, para as condições $v = 10 \text{ mm/s}$, $x_1 = x_2 = 1 \text{ mm}$	176
Figura 7.19 – Resultado do ensaio envolvendo a usinagem de um chanfro de profundidade crescente.	177
Figura 7.20 – Foto do ensaio, destacando os ângulos de orientação da ferramenta com relação ao corpo de prova.	179
Figura 7.21 – Corpo de prova, destacando as duas faces retificadas e a geração de um canto perfeitamente reto.	180
Figura 7.22 - Fotos do chanfro em bordas lineares.	181
Figura 7.23 - Relação entre largura e altura do chanfro para bordas lineares.	182
Figura 7.24 - Gráfico típico do ensaio de chanframento linear.	183
Figura 7.25 – Gráfico de calibração da largura do chanfro pelo consumo de potência do cabeçote elétrico de rebarbação.	184
Figura 7.26 – Ilustração da deformação da ferramenta frente à mudança dos esforços de corte para diferentes velocidades de avanço.	186
Figura 7.27 – Fotos do chanfros, destacando os valores de comprimento e ângulo de inclinação.	187
Figura 7.28 – Corpo de prova projetado para possibilitar o estudo da relação potência e tamanho do chanfro para bordas circulares com diferentes raios de curvatura.	188
Figura 7.29 – Sequência de pontos de identificação adotados para a borda A a fim de se programar automaticamente a trajetória do robô e se evitarem problemas relacionados ao desalinhamento da peça.	189
Figura 7.30 – Metodologia para definição automática dos pontos de identificação da trajetória circular de chanframento.	190
Figura 7.31 – Trajetória estabelecida para o chanframento das quatro bordas circulares da peça.	191
Figura 7.32 – Cenas extraídas respectivamente de cada um dos três segmentos circulares que compõem a trajetória completa de chanframento.	192
Figura 7.33 – Gráfico de calibração para diferentes valores de curvatura e largura de chanfro, considerando uma velocidade de avanço constante e igual a 5 mm/s	192
Figura 7.34 – Gráfico destacando a influência do raio de curvatura no nível de potência consumido na operação de chanframento, considerando dois valores de largura do chanfro e velocidade de avanço da ferramenta constante ($v = 5 \text{ mm/s}$).	193
Figura 7.35 – Fotos dos chanfros destacando o comprimento de contato.	194
Figura 7.36 – Região do disco abrasivo que efetivamente atua sobre a peça durante chanframento de bordas circulares.	195
Figura 7.37 – Marcas paralelas na superfície do chanfro que comprovam a ação da região central do disco abrasivo.	196

Figura 7.38 - Ilustração de uma operação de retificação plana, destacando os parâmetros utilizando pelo modelo de Malkin (1980).	198
Figura 7.39 – Ilustração de uma operação de chanframento utilizando o disco abrasivo flexível.....	198
Figura 8.1 – Corpo de prova utilizado para demonstração da solução de programação <i>teach-in</i> em operações de rebarbação robótica.....	203
Figura 8.2 – Sequência de movimentos do robô para identificação automática dos pontos da trajetória da ferramenta, utilizando o sinal de emissão acústica ou FAP para detecção do contato.	204
Figura 8.3 – Conjunto de movimentos programados para chanframento de um corpo de prova composto por duas bordas lineares e uma borda circular.....	206
Figura 8.4 – Gráfico típico do processo de chanframento utilizando a solução de programação de posição pelo método <i>teach-in</i>	207
Figura 8.5 – Fotos dos chanfros considerando um velocidade de avanço de 5 mm/s...208	
Figura 8.6 – Fotos dos chanfros considerando correção de velocidade.	209
Figura 8.7 – Modelo da célula de rebarbação, destacando os principais componentes do cenário.	210
Figura 8.8 – Modelo do cabeçote elétrico de rebarbação, com destaque para os sistemas de coordenadas inicial e do TPC.	211
Figura 8.9 – Modelo do corpo de prova e indicação dos pontos geométricos que definem a trajetória da ferramenta.....	212
Figura 8.10 – Comparação entre o cenário real e o modelo simulado.	215
Figura 8.11 – Visão detalhada dos processos de rebarbação real e simulado.	216
Figura 8.12 – Gráfico típico do processo de chanframento utilizando a solução de programação <i>off-line</i> da trajetória da ferramenta.	217
Figura 8.13 – Fotos dos chanfros gerados a partir do método de programação <i>off-line</i> da trajetória da ferramenta.	218
Figura 8.14 – Ensaio de rebarbação propriamente dito.....	219
Figura 8.15 – Detalhes de algumas regiões da peça antes e depois da operação de chanframento.	220
Figura 8.16 – Corpo de prova adotado para teste da metodologia de controle de velocidade como solução de problemas de rebarbação do cenário 2.	221
Figura 8.17 – Gráfico da operação de chanframento com velocidade constante $v = 10$ mm/s, realizada sobre uma borda com rebarbas grandes.	222
Figura 8.18 – Foto do resultado do chanframento, definindo uma remoção parcial da rebarba na região correspondente ao primeiro ressalto.	222
Figura 8.19 – Medição da largura do chanfro ao longo da borda da região do primeiro ressalto.....	223
Figura 8.20 –Configuração do sistema de monitoramento e controle robô baseada no controle da velocidade de avanço da ferramenta.....	224
Figura 8.21 - Gráfico da operação chanframento com controle proporcional de velocidade e ganho proporcional $k = 7$	227
Figura 8.22 - Foto do chanfro como resultado da operação com controle proporcional de velocidade e ganho proporcional $k = 7$	227
Figura 8.23 - Medição da largura do chanfro ao longo da borda correspondente ao primeiro ressalto para um controle proporcional de ganho $K = 7$	228
Figura 8.24 – Gráficos da operação de chanframento com controle proporcional de velocidade e inclusão do termo de punição.....	230
Figura 8.25 - Foto do chanfro usinado utilizando a estratégia de controle proporcional de velocidade com inclusão do termo de punição.....	230

Figura 8.26 - Medição da largura do chanfro ao longo da borda correspondente ao primeiro ressalto	231
Figura 8.27 - Estratégia de controle de trajetória, baseada na evolução do parâmetro FAP em relação a uma faixa de trabalho.....	232
Figura 8.28 - Estratégia de controle proporcional adotada para correção da trajetória da ferramenta de rebarbação	234
Figura 8.29 - Resultados da estratégia de controle da trajetória da ferramenta durante a operação de rebarbação robótica.	235
Figura 8.30 - Fotos de dois chanfros usinados sob condições diferentes.....	236
Figura 8.31 - Controle da trajetória da ferramenta considerando a peça rotacionada em relação a sua posição original.....	236
Figura 8.32 - Estratégia a ser adotada para se evitar as marcas no chanfro	237
Figura 8.33 - Resultados do controle de trajetória baseado no sinal de potência.....	238
Figura 8.34 - Resultados do controle de trajetória baseado somente no sinal de emissão acústica.	239
Figura A1.0.1 - Relação entre a inclinação da aresta primária de corte $\bar{p}$ e o ângulo da superfície de saída α . (Min, 2001).	255
Figura A1.0.2 - Modelo matemático para definição do ângulo de interação em superfícies de saída planas. (Min, 2001).	256
Figura A1.0.3 - Definição do ponto P sobre a aresta primária de corte. (Min, 2001)....	257
Figura A1.0.4 - Definição do vetor velocidade resultante ($\vec{V}$) a partir dos vetores de velocidade devido à rotação da broca ($\vec{V}_R$) e ao avanço ($\vec{V}_F$).	259
Figura A1.0.5 - Casos nos quais o contato ocorre na aresta secundária de corte.....	260
Figura A1.0.6 - Definição do ponto de contato Q, localizado sobre a aresta secundária de corte.	261
Figura A2.0.1 - Configuração dos testes para analisar o comportamento da rebarba frente a diferentes condições de usinagem.	263
Figura A2.0.2 - Vista explodida do dispositivo de fixação do corpo de prova na mesa do centro de usinagem.	264
Figura A2.0.3 - Planejamento da trajetória da fresa (azul) durante operação de faceamento do corpo de prova (vermelho).....	265
Figura A2.0.4 - Gráfico relacionando a altura final da rebarba de saída com o ângulo de saída da ferramenta, para uma profundidade de corte $p = 0,75$ mm.	266
Figura A2.0.5 - Fotos da morfologia final das rebarbas de saída para cada um dos ângulos analisados.	266
Figura A2.0.6 - Gráfico relacionando a altura final da rebarba de saída com o ângulo de saída da ferramenta, para uma profundidade de corte $p = 2,25$ mm.	267
Figura A2.0.7 - Fotos da morfologia final das rebarbas de saída para diferentes ângulos de saída da fresa, considerando uma profundidade de corte $p = 2,25$ mm.....	267
Figura A2.0.8 - Gráfico relacionando a altura final da rebarba de saída com a profundidade de corte, para um ângulo de saída da fresa $\psi = 150^\circ$	268
Figura A2.0.9 - Fotos da morfologia final das rebarbas de saída para diferentes valores de profundidade de corte.	269
Figura A2.0.10 - Gráfico relacionando a altura final da rebarba de saída com o avanço por dente da fresa.	270
Figura A2.0.11 - Fotos da morfologia final da rebarba de saída para diferentes valores de avanço da ferramenta.	270

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Dois sistemas de classificação da rebarba propostos por Nakayama e Arai (1987)	14
Tabela 2.2 - Classificação proposta por Hashimura et al. (1999b).	17
Tabela 2.3 - Classificação das rebarbas de furo proposta por Kim e Dornfeld (2000)..	18
Tabela 3.1 - Relação entre o tamanho da rebarba e sua configuração final, segundo Kim e Dornfeld (2000).	52
Tabela 3.2 - Quatro níveis de integração entre o projeto e a manufatura visando a minimização da rebarba. (Chu, 1998)	64
Tabela 7.1 - Erro de repetibilidade linear do robô.	162
Tabela 7.2 – Dados da calibração da largura do chanfro pelo consumo de potência da ferramenta.....	185
Tabela 7.3 – Medição dos chanfros com diferentes velocidades de avanço, mas com larguras semelhantes.....	187
Tabela 7.4 – Valores de comprimento.....	194
Tabela 7.5 – Comparação do consumo de potência para bordas lineares e circulares..	195
Tabela 7.6 – Comparação entre os dados experimentais e os dados calculados a partir do modelo modificado de Malkin para discos abrasivos.	199
Tabela 8.1 – Relação das larguras médias dos chanfros medidas em bordas lineares e circulares considerando diferentes velocidades de avanço na porção circular.	209
Tabela 8.2 – Relação das larguras médias dos chanfros medidas em bordas lineares e circulares considerando diferentes velocidades de avanço na porção circular.	218
Tabela 8.3 - Definição do erro R em função do parâmetro C%.....	225
Tabela 8.4 - Definição do erro R em função do parâmetro C%.....	233
Tabela A2.0.1 - Especificações da ferramenta utilizada nos ensaios de formação de rebarba.	264

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS.....	ii
RESUMO	iii
ABSTRACT.....	iv
LISTA DE FIGURAS	v
LISTA DE TABELAS.....	xii
1. INTRODUÇÃO	1
1.1. Panorama atual da operação de rebarbação.....	1
1.2. Justificativa do trabalho.....	3
1.3. Objetivos do trabalho	8
1.4. Organização da tese.....	8
2. ESTUDO DA MORFOLOGIA DA REBARBA.....	11
2.1. Classificação da rebarba.....	11
2.2. Modelagem dos Mecanismos de Formação da Rebarba	19
2.2.1. Modelo de Pekelharing (Formação do pé).....	19
2.2.2. Modelo de Gillespie e Blotter.....	20
2.2.3. Modelo de Ko e Dornfeld.....	23
2.2.4. Modelo de Chern e Dornfeld	32
2.2.5. Modelo de Hashimura, Chang e Dornfeld.....	33
2.2.6. Modelo de Ko e Dornfeld para corte oblíquo	37
2.2.7. Modelo de Hashimura, Ueda e Dornfeld para corte oblíquo	40
2.2.8. Modelo de Sangkee Min para rebarba de furos	42
3. SOLUÇÕES PARA MINIMIZAÇÃO DA REBARBA	44
3.1. Influência dos parâmetros de fresamento no processo de formação de rebarba ..	45
3.1.1. Profundidade de Corte (p)	45
3.1.2. Ângulo de Saída da Fresa (ψ).....	46
3.1.3. Velocidade de Corte (v_c)	48
3.1.4. Avanço por Dente (a_d).....	49
3.1.5. Ângulo de Inclinação da Superfície de Saída da Peça (φ_s).....	49
3.1.6. Ângulo de Inclinação da Ferramenta no Corte Oblíquo	50

3.2.	Influência dos parâmetros de furação no processo de formação de rebarba ...	51
3.2.1.	Análise experimental da influência do avanço, rotação e diâmetro da broca	51
3.2.2.	Ângulo de Interação para processos de furação.....	53
3.2.3.	Influência dos parâmetros de furação mediante análise do ângulo de interação	59
3.3.	Formalização das ações para minimização da rebarba.....	63
3.4.	Algoritmos para minimização da rebarba em processos de fresamento	67
3.4.1.	Algoritmo para minimização de rebarbas em peças tipo 1	70
3.4.2.	Algoritmo para minimização de rebarbas em peças tipo 2	73
3.4.3.	Algoritmo para minimização de rebarbas baseado na ordem de saída da ferramenta ...	76
3.5.	Algoritmos para minimização da rebarba em processos de furação	79
4.	PROCESSOS DE REBARBAÇÃO	81
4.1.	Aspectos Gerais.....	81
4.2.	Rebarbação Manual	82
4.3.	Rebarbação Automática	84
4.4.	Métodos Comerciais de Rebarbação	87
4.4.1.	Rebarbação por escovamento	88
4.4.2.	Rebarbação com água a alta pressão	92
4.4.3.	Rebarbação por jato abrasivo	93
4.4.4.	Rebarbação eletroquímica (ECD - <i>Electrochemical Deburring</i>).....	95
4.4.5.	Rebarbação por eletropolimento (EPD - <i>Electropolishing deburring</i>)	97
4.4.6.	Rebarbação por energia térmica (rebarbação por explosão).....	98
4.4.7.	Rebarbação por vibração	99
4.4.8.	Rebarbação centrífuga com disco.....	101
4.4.9.	Rebarbação por tamboreamento	101
5.	REBARBAÇÃO ROBÓTICA.....	103
5.1.	Vantagens da Aplicação de Robôs	103
5.2.	Configurações do Sistema de Rebarbação Robótica	104
5.2.1.	Ajustes finos do sistema	105
5.2.2.	Sistemas passivos de correção da trajetória.....	106
5.2.3.	Sistemas ativos de controle da trajetória	107
5.3.	Sistema de Controle Baseados em Força	109
5.3.1.	Controle híbrido força/posição	110
5.3.2.	Controle de Impedância.....	112
5.3.3.	Controle direto de força.....	115
5.4.	Estratégias de controle para objetos desconhecidos.....	116
5.5.	Sistemas de Controle Baseados em Outras Soluções de sensoriamento	117

6. NOVO ALGORITMO PARA MINIMIZAÇÃO DA REBARBA EM OPERAÇÕES DE FURAÇÃO.....	120
6.1. Cálculo do ângulo de interação para superfícies cilíndricas	121
6.1.1. Superfície de saída cilíndrica (intersecção de furos perpendiculares)	121
6.1.2. Superfície de saída cilíndrica (considerando ângulo de inclinação da broca)	127
6.2. Simulação do ângulo de interação.....	130
6.3. Novo movimento de avanço para minimização da rebarba	137
7. METODOLOGIA PARA IMPLEMENTAÇÃO DE SOLUÇÕES PARA REBARBAÇÃO ROBÓTICA.....	147
7.1. Cenários de rebarbação	148
7.2. Metodologia integrada.....	150
7.3. Definição do novo parâmetro FAP (<i>Fast Abrasive Power</i>)	155
7.4. Descrição da bancada experimental	159
7.4.1. Robô Industrial	161
7.4.2. Sensor de emissão acústica.....	163
7.4.3. Sensor de corrente	163
7.4.4. Sensor indutivo.....	167
7.4.5. Cabeçote elétrico de rebarbação	168
7.5. Análise do Comportamento do parâmetro FAP	172
7.6. Calibração do parâmetro FAP	177
7.6.1. Calibração do nível FAP para bordas lineares.....	178
7.6.2. Calibração do nível FAP para bordas circulares.....	188
7.7. Avaliação do modelo de Malkin	196
8. IMPLEMENTAÇÃO DAS SOLUÇÕES DOS CENÁRIOS DE REBARBAÇÃO.....	201
8.1. Cenário 1 (Soluções de programação de posição).....	201
8.1.1. Programação pelo método <i>teach-in</i>	202
8.1.2. Programação <i>off-line</i> de posição.....	210
8.2. Cenário 2 (Soluções de controle de velocidade)	220
8.3. Cenário 3 (Soluções de controle de trajetória)	231
9. CONCLUSÕES	241
REFERÊNCIAS	245

**ANEXO 1 – CÁLCULO DO ÂNGULO DE INTERAÇÃO PARA SUPERFÍCIES
DE SAÍDA PLANAS.....255**

**ANEXO 2 - ESTUDOS PRELIMINARES DO PROCESSO DE FORMAÇÃO DE
REBARBA263**

A2.1. Descrição da Bancada Experimental263

A2.2. Teste da Influência do Ângulo de Saída da Fresa265

A2.3. Teste da Influência da Profundidade de Corte268

A2.4. Teste da Influência do Avanço da Ferramenta269

1. INTRODUÇÃO

1.1. Panorama atual da operação de rebarbação

Os processos de manufatura como fundição, prensagem, estamparia e usinagem normalmente resultam na formação de rebarbas. Focando nas operações de usinagem (torneamento, furação, fresamento, entre outros), o mecanismo de formação da rebarba se inicia quando a ferramenta de corte se aproxima de uma borda da peça. Neste ponto, os processos de cisalhamento do material e de formação do cavaco se transformam em um processo de escoamento plástico da porção do material junto à borda, resultando na formação de uma protuberância. O tamanho e a forma da protuberância resultante dependem de uma série de fatores, tais como: material da peça, forças de corte, geometria da ferramenta etc. A ocorrência de rebarbas pode causar uma série de danos às operações subseqüentes (manipulação, montagem etc), bem como pode prejudicar o desempenho futuro da peça em operação. Na maioria dos casos, é necessária a remoção das rebarbas, realizada através de uma operação de rebarbação.

Segundo Persoons (1997), o objetivo da operação de rebarbação é remover as protuberâncias residuais sem remover muito material da base. Balasubramaniam et al. (1998) acrescenta ainda que a rebarbação não só significa remoção de rebarba, como também envolve a manutenção da qualidade superficial, sem prejudicar qualquer usinagem ou dimensão pré-estabelecida.

Entretanto, no passado, a operação de rebarbação era tratada como uma atividade secundária dentro do processo de fabricação de uma peça. As ações contra a formação de rebarba se resumiam na definição de operações de rebarbação, na maioria das vezes manuais, estabelecidas já no início da fase de produção da peça. Assim,

durante as fases de projeto do produto e planejamento do processo produtivo, não existia qualquer preocupação relacionada à formação da rebarba ou à sua minimização.

Porém, a indústria vem reconhecendo cada vez mais a importância da rebarbação. A seguir são apresentados alguns aspectos que motivaram o seu estudo:

- ❑ a rebarbação é considerada um dos maiores gargalos da indústria de manufatura (Balasubramaniam et al., 1998);
- ❑ a rebarbação pode introduzir erros dimensionais quando mal conduzida (Dornfeld e Lisiewicz, 1992);
- ❑ a presença de rebarbas dificulta posteriores operações de manipulação e montagem das peças;
- ❑ a remoção da rebarba previne eventuais acidentes;
- ❑ a remoção da rebarba em contornos retos, com a geração de raios de borda, pode reduzir substancialmente o processo de fadiga térmica e mecânica em peças sujeitas a grande tensão;
- ❑ a remoção das rebarbas pode aprimorar os raios de contorno ao longo de superfícies por onde fluem gases ou líquidos, reduzindo a turbulência e as perdas e
- ❑ a presença de rebarba dificulta também operações de pintura e revestimento, podendo esconder algumas áreas, além de causar uma má impressão visual do produto.

Fruto de todos estes fatores, os empresários vêm modificando os seus conceitos sobre a operação de rebarbação e aceitando que o primeiro passo para implementar um eficiente sistema de rebarbação é simplificar o processo e tentar minimizar a formação de rebarbas, o que também facilita posteriores soluções mecanizadas ou automatizadas. Contudo, Olvera e Barrow (1996) indicam que a base para qualquer estratégia que visa a redução ou a prevenção da rebarba é um claro entendimento do seu mecanismo formação, bem como sua relação com os parâmetros envolvidos durante as operações de usinagem (material e geometria da peça, geometria da ferramenta e condições de corte). Ko e Dornfeld (1991) ainda acrescentam que o entendimento do mecanismo de formação da rebarba torna possível uma previsão dos resultados da operação, podendo assim indicar os parâmetros de corte mais adequados.

Apesar desta mudança de paradigma, operações manuais de rebarbação ainda são freqüentes nas indústrias de manufatura, mesmo sendo consideradas como fontes constantes de problemas. A rebarbação manual é uma tarefa lenta, perigosa, insalubre e inconsistente. A operação manual vem também se tornando uma atividade cada vez mais cara, fruto de aspectos como a grande rotatividade da mão de obra, gastos constantes com treinamento, além dos custos envolvidos com problemas de segurança e ergonomia, os quais são difíceis de serem quantificados.

As desvantagens da operação manual sugerem uma automação do processo. Esta automação vem sendo realizada através de equipamentos especializados (eletroquímica, eletro-polimento etc), através das próprias máquinas CNC ou através de robôs industriais. A rebarbação de peças complexas é o nicho ideal para a aplicação de robôs, aproveitando toda a flexibilidade de operação dos mesmos.

1.2. Justificativa do trabalho

Apesar de existir um consenso quanto à importância do estudo da rebarbação desde a sua formação, grande parte dos trabalhos ainda está focada somente na redução dos custos da operação de rebarbação, buscando o desenvolvimento de técnicas mais eficientes através da utilização de robôs industriais ou outras técnicas de automação. Somente alguns autores buscam entender o mecanismo de formação da rebarba. Nakayama e Arai (1987) apontam, como uma das explicações para esta contradição, o fato de a formação da rebarba envolver o estudo de deformações plásticas tridimensionais com vários graus de liberdade, o que torna difícil uma análise teórica deste assunto. Estes autores ainda acrescentam que qualquer informação adicional será útil para evitar ou mesmo minimizar o problema da rebarba, através da seleção de ferramentas, condições de corte ou processos mais adequados.

Partindo-se deste princípio, deve-se inicialmente avaliar o processo de produção para verificar qual rebarba pode ser minimizada ou mesmo evitada. Pode-se modificar o processo, alterando parâmetros que influenciam diretamente a formação da rebarba: avanço, velocidade de corte, profundidade de corte, ângulo de saída da ferramenta e ângulo de corte (Narayanaswami e Dornfeld, 1997). Pode-se também alterar o produto (engenharia concorrente), através da especificação de novos materiais para a peça, da

modificação de geometrias complexas que conduzem à formação de rebarbas, ou ainda através de tentativas de conduzir a formação da rebarba para locais de fácil remoção. Gillespie (1996) acrescenta que estas alterações do processo e do produto podem gerar benefícios imediatos sem a necessidade de comprar novos equipamentos.

Assim, Chu (1998) estabeleceu quatro níveis de integração entre projeto e manufatura visando à minimização da rebarba. Estes níveis são demonstrados através da figura abaixo:

Figura 1.1 - Níveis de integração entre projeto e manufatura visando à minimização da rebarba. (Chu, 1998)

Na literatura, pode-se encontrar trabalhos com o objetivo de implementar soluções para cada um dos níveis estabelecidos por Chu (1998). Contudo, ainda existem pontos a serem explorados dentro do desenvolvimento de cada etapa. Desta forma, a justificativa principal deste trabalho está fundamentada na necessidade de identificação destas lacunas não exploradas e proposição de soluções para cada uma destas. Assim, segue abaixo uma descrição sucinta da metodologia estabelecida por Chu, destacando as lacunas existentes em cada nível.

No nível de integração I, a proposta é estabelecer parâmetros de projeto a fim de se minimizar a formação de rebarba. O mecanismo de formação da rebarba é significativamente afetado pela geometria da peça e pelos materiais e tratamentos superficiais especificados (Beier, 1999). Contudo, apesar de representarem soluções que terão grande consequência no processo futuro de formação de rebarba, ainda existem poucas ações implementadas neste sentido. A grande dificuldade desta etapa está na inexistência de normas padrões para a definição de acabamento de bordas. Assim, como primeiro passo, torna-se importante estabelecer relações entre os requisitos de projeto

(tolerâncias dimensionais, precisões de montagem, requisitos de vedação etc) e a qualidade necessária às bordas (cantos vivos, dimensões de chanfros, tamanho máximo de rebarba, normas de inspeção de rebarbas etc). Tais relações deverão ser estabelecidas em conjunto com as empresas, visando sistematizar as metodologias de projeto de borda hoje empregadas empiricamente. Somente a partir daí, será possível implementar regras funcionais para o nível de projeto que visem minimizar a formação de rebarba.

Os níveis II e III envolvem as etapas de planejamento do processo. Assim, busca-se inicialmente estabelecer a seqüência mais adequada de operações de usinagem, além das ferramentas e dos parâmetros de corte apropriados para cada caso. Considerando a operação de fresamento, já foram desenvolvidos vários trabalhos que buscavam entender a relação entre os parâmetros de fresamento (velocidade de corte, avanço por dente etc) e o mecanismo de formação de rebarba. Com base neste conhecimento, foram desenvolvidos algoritmos para a definição de uma trajetória otimizada da fresa, bem como ajuste dos parâmetros da operação. Vale destacar que a grande maioria destes trabalhos foi desenvolvida pelo LMA, *Laboratory for Manufacturing Automation*, da Universidade da Califórnia em Berkeley, EUA. A principal estratégia adotada por estes algoritmos é prevenir as bordas nas quais a ferramenta sai da peça. Desta forma, busca-se ajustar o caminho da ferramenta a fim de se maximizarem as bordas de entrada da ferramenta, consideradas livres de rebarba.

Entretanto, embora as ações para planejamento das operações de fresamento já estão bastante desenvolvidas, poucas soluções foram propostas para a minimização de rebarba em operações de furação. Um dos principais motivos para este fato é a baixa flexibilidade de alterações do movimento da broca, basicamente restritas à definição de valores de avanço e rotação. Embora existam alguns trabalhos voltados para estudar a influência destes parâmetros no processo de formação de rebarba, falta a definição de uma estratégia de minimização mais ampla, conforme algoritmos propostos para fresamento. Define-se assim uma lacuna a ser explorada por este trabalho.

Finalmente, no nível mais baixo de integração (nível IV), se a rebarba ainda existe, a única ação restante é o planejamento da operação de rebarbação a fim de reduzir os custos desta. As possibilidades de rebarbação se estendem deste a utilização de processos manuais até a implementação de processos automatizados, baseados em equipamentos dedicados, máquinas CNC ou mesmo robôs. Apesar de suas vantagens (flexibilidade de movimentação, programação de movimentos etc), a utilização do método de rebarbação robótica ainda está aquém do esperado. Este fato se explica pelas

próprias características da operação de rebarbação. Enquanto Jinno et al. (1995) realça o grande sucesso da aplicação de robôs para manipulação de peças e soldagem, o relatório apresentado pela RIA - ROBOTIC INDUSTRIES ASSOCIATION (2003) aponta que apenas 2% dos robôs comercializados no primeiro trimestre de 2003 nos Estados Unidos foram aplicados em operações de remoção de material (chanframento, polimento, rebarbação), conforme Figura 1.2.

(Total de robôs comercializados = 3632 unidades, US\$ 230 milhões)

Figura 1.2 - Distribuição percentual dos robôs comercializados nos EUA no primeiro trimestre de 2003, classificados conforme a aplicação. (ROBOTIC INDUSTRIES ASSOCIATION, 2003)

Como os robôs de solda não mantêm contato direto com as peças e os robôs de manipulação apenas aplicam uma força para fixação da peça, estes sistemas podem funcionar sob controle de posição. Estas aplicações também não requerem trajetórias muito complexas, o que facilita ainda mais a programação. Entretanto, no caso da rebarbação, a maior interação robô e peça, aliada à grande inconsistência da operação (é impossível prever com exatidão a ocorrência e o tamanho da rebarba), dificultam uma simples programação de posições. Em algumas situações extremas, esta programação simplesmente é inviável. O robô normalmente não tem rigidez suficiente para seguir uma trajetória fixa sob a ação das elevadas e variáveis forças de usinagem que são geradas, podendo resultar em uma trepidação da ferramenta, ou ainda numa quebra da mesma.

A solução deste problema aponta para um maior monitoramento do processo, realimentando o sistema com maiores informações sobre a tarefa em execução (Craig, 1986). Foi proposta então uma série de trabalhos para a implementação de um sistema de rebarbação robótica, a grande maioria destes baseados na definição de um sistema de controle ativo de trajetória da ferramenta através de uma realimentação do sinal de força. Outras soluções de sensoriamento também foram propostas, tais como: sensores visuais, sensores de emissão acústica, sensores de potência, entre outros. Porém, cada alternativa apresenta pontos positivos e negativos. Surgiu, então, a necessidade de pesquisar a utilização conjunta de dois ou mais sensores. A fusão de sensores é apontada como a solução definitiva para os problemas da rebarbação robótica. Atualmente, vários pesquisadores procuram associar sensores de forma adequada, porém nenhum ainda conseguiu um controle total da operação, o que deixa a área de pesquisa ainda aberta. Define-se, assim, a segunda lacuna a ser explorada neste trabalho.

Por fim, torna-se importante analisar o comprometimento das soluções de rebarbação robótica propostas na literatura com os reais requisitos de automação das operações de rebarbação num ambiente fabril. Conforme comentado anteriormente, a grande maioria dos sistemas propostos baseia-se em um controle ativo da trajetória da ferramenta. Esta funcionalidade, contudo, é necessária apenas nos casos mais extremos de formação de rebarba. Nos demais casos, os sistemas de controle ativo representam apenas soluções complexas e caras. Destaca-se portanto uma falta de foco dos trabalhos da literatura na aplicação industrial do processo de rebarbação robótica. Conseqüentemente, torna-se fundamental a definição de requisitos para a implementação de soluções robóticas baseadas na aplicação industrial das mesmas. Tais requisitos devem levar em consideração as características morfológicas da rebarba, a geometria da peça e a precisão de posicionamento da mesma. Estabelece-se assim mais um ponto a ser implementado neste trabalho.

A seguir, as lacunas identificadas nesta seção são apresentadas. Estas constituem o grupo de objetivos deste trabalho. A lista abaixo constitui a contribuição deste doutoramento para a resolução dos problemas relacionados às rebarbas resultantes de processos de usinagem. Este conjunto diversificado de objetivos tem também a intenção de preparar este doutorando para desenvolver e orientar projetos nesta área no futuro. Abre-se assim, com este trabalho, uma nova frente de pesquisas no Núcleo de Manufatura Avançada (NUMA) sobre rebarbas e rebarbação.

1.3. Objetivos do trabalho

- ❑ Estudar o mecanismo de formação da rebarba, analisar ações propostas na literatura para minimização da rebarba e propor soluções para casos ainda não abordados pelos autores.
- ❑ Propor cenários para aplicação de robôs industriais em operações de rebarbação, baseados na classificação de problemas típicos da industrial metal-mecânica quanto à morfologia da rebarba, variações dimensionais e precisão do sistema de fixação.
- ❑ Propor uma metodologia integrada visando a implementação de soluções de rebarbação robótica para cada um dos cenários de aplicação, com foco na aplicação industrial das mesmas.
- ❑ Pesquisar e implementar um sistema para monitoramento e controle da operação de rebarbação baseado na técnica de fusão de sensores. Implementar um sistema de controle da trajetória do robô, permitindo alterações on-line desta trajetória com base nos sinais dos sensores de emissão acústica e potência.

1.4. Organização da tese

Este documento está organizado da seguinte forma:

Nos Capítulos 2 a 5, é apresentada uma revisão bibliográfica abordando os aspectos mais relevantes relacionados com os mecanismos de formação da rebarba, os métodos de rebarbação e as principais soluções de automação propostas, destacando a aplicação de robôs industriais.

O Capítulo 2 inicialmente apresenta uma revisão bibliográfica sobre as principais propostas para classificação das rebarbas e aponta um padrão de classificação para o restante do documento. Logo após, são descritos os trabalhos mais relevantes

relacionados com o estudo dos mecanismos de formação da rebarba, tanto para operações de fresamento como de furação.

O Capítulo 3 apresenta uma descrição da influência de cada um dos diversos parâmetros de corte envolvidos no processo de formação das rebarbas, sempre tomando como base referências bibliográficas consagradas. Serão abordados os parâmetros de profundidade de corte, ângulo de saída da fresa, velocidade de corte, avanço por dente, ângulo de inclinação da superfície de saída da peça (ângulo do chanfro), ângulo de inclinação da ferramenta no corte oblíquo e diversos parâmetros da operação de furação (diâmetro da broca, avanço e velocidade de rotação do eixo). Na sequência, são apresentados em detalhes os quatro níveis de integração propostos por Chu (1998), com exemplificações de regras a serem estabelecidas em cada caso. Por fim, são descritos os algoritmos desenvolvidos no LMA para minimização de rebarba em operações de furação e, principalmente, de fresamento.

O Capítulo 4 apresenta uma revisão bibliográfica sobre os principais métodos de rebarbação existentes, desde o processo de rebarbação manual até as mais importantes soluções de automação. Por fim, são analisados e comparados os principais métodos comerciais de rebarbação utilizados pela indústria na substituição da rebarbação manual, destacando suas vantagens, desvantagens e aplicações mais usuais.

O Capítulo 5 comenta inicialmente as vantagens da aplicação de robôs industriais para rebarbação e analisa os principais desafios a serem enfrentados. Em seguida, é apresentada uma revisão bibliográfica abordando as soluções mais relevantes propostas para o monitoramento e controle da operação de rebarbação robótica, incluindo soluções para aumentar a precisão do robô, sistemas passivos para correção da trajetória e sistema ativos baseados em informações de força, emissão acústica e visuais.

Nos Capítulos 6 a 8, são apresentados os resultados das soluções propostas neste trabalho para cobrir as lacunas identificadas na seção 1.2.

O Capítulo 6 apresenta uma solução inovadora para minimização das rebarbas em operações de furação, baseada na implementação de um movimento de vibração da ferramenta na direção de avanço. Utilizando o conceito de ângulo de interação, busca-se reorientar o vetor de velocidade a fim de se maximizar as bordas de entrada da aresta de corte. Como base para esta estratégia, é apresentada inicialmente uma modelagem analítica do ângulo de interação para o caso da intersecção de dois furos, que representa uma extensão da modelagem proposta por Min (2001) para o caso de uma superfície de saída definida por um plano inclinado (vide Anexo 1).

No Capítulo 7, são definidos três cenários de rebarbação, baseados nas características morfológicas da rebarba, na geometria da peça e na precisão do sistema de fixação. Com base nestes cenários, é proposta uma metodologia integrada para implementação de soluções de rebarbação robótica com foco na aplicação industrial das mesmas. Esta metodologia envolve as etapas de modelamento da rebarba, programação *off-line* da trajetória da ferramenta, pós-processamento, avaliação do contato ferramenta-peça e controle ativo do robô. Destacando a etapa de controle ativo, propõe-se a utilização de um novo parâmetro para controle da trajetória ou velocidade da ferramenta durante a operação de rebarbação, denominado FAP (*Fast Abrasive Power*). Este parâmetro é baseado na fusão dos sinais de emissão acústica e potência consumida pelos motores. Na sequência, são apresentados ainda os resultados da calibração deste parâmetro em função do tamanho do chanfro usinado, considerando usinagem de bordas lineares e circulares. Por fim, é proposto o desenvolvimento de um modelo do processo de chanframento abrasivo, baseado no modelo de Malkin (1980) para processos de retificação.

No Capítulo 8, são implementadas as soluções de rebarbação robótica indicadas para cada um dos três cenários de rebarbação, seguindo a metodologia proposta no capítulo anterior. Sendo assim, é inicialmente implementada uma solução de programação de posições, tanto utilizando o método *teach-in*, quanto o método de programação *off-line* considerado na metodologia. Esta solução é indicada para casos de rebarbas pequenas e precisão na localização da borda a ser chanfrada. Na sequência, é proposta a implementação de um sistema de controle ativo da velocidade de avanço da ferramenta de rebarbação, solução indicada para o caso de rebarbas grandes e precisão de posicionamento da borda. Este sistema propõe a utilização do parâmetro FAP como sinal de controle. Por fim, são apresentados os resultados da estratégia de controle ativo da trajetória da ferramenta, indicada para os casos mais complexos de rebarbação, envolvendo a variação dimensional da peça ou a imprecisão do sistema de fixação. Este sistema também utiliza o parâmetro FAP para controle.

Por fim, o Capítulo 9 apresenta as conclusões deste trabalho e propõe sugestões para trabalhos futuros.

2. ESTUDO DA MORFOLOGIA DA REBARBA

Neste capítulo, serão apresentadas as principais propostas para classificação das rebarbas, sendo apontado um padrão de classificação para o restante do documento. Em seguida, é realizado um estudo dos mecanismos de formação da rebarba, tanto para operações de fresamento como de furação.

2.1. Classificação da rebarba

Gillespie e Blotter (1976) propuseram um modelo de classificação da rebarba baseado no seu mecanismo de formação. Segundo este modelo, as rebarbas eram classificadas em quatro tipos:

- ❑ **Rebarbas de Poisson:** ocorre devido à tendência de escoamento lateral dos materiais quando estes são comprimidos. No caso da rebarba de Poisson, este escoamento ocorre na direção perpendicular ao movimento da ferramenta. Desta forma, o material que formará a rebarba flui ao longo da superfície externa à medida que um cilindro imaginário é pressionado contra a peça (Figura 2.1). O nome deste tipo de rebarba é derivado da influência do coeficiente de Poisson (ν) na deformação lateral dos materiais. Este tipo de rebarba de Poisson ocorre também quando a ferramenta penetra na peça. Neste caso, a rebarba se forma na direção oposta ao movimento da ferramenta.

Figura 2.1 - Deformação plástica do material da borda da peça (rebarba de Poisson) resultante da ação da ferramenta de corte (cilindro imaginário).

(Gillespie e Blotter, 1976)

- ❑ **Rebarbas enroladas:** ocorre devido a uma flexão do cavaco formado próximo à borda da peça (Figura 2.2). Este fenômeno ocorre em substituição ao cisalhamento natural do mesmo. As rebarbas enroladas se formam em qualquer operação em que a força principal de corte passa sobre uma aresta livre da peça.

Figura 2.2 - Representação da rebarba enrolada resultante da operação de fresamento de topo. (Gillespie e Blotter, 1976)

- **Rebarbas de ruptura:** ocorre devido à ruptura do material da borda da peça, em substituição ao cisalhamento natural do mesmo. O mecanismo de formação da rebarba de ruptura é exemplificado na Figura 2.3. Quando a ferramenta (neste caso uma fresa) toca a peça, inicia-se o processo de formação do cavaco. O contato inicial da ferramenta com a peça provoca a formação de uma pequena cavidade (Figura 2.3a). À medida que o dente da fresa continua avançando, esta cavidade se torna maior (Figura 2.3b). Desta forma, o material que conecta o cavaco à peça continua se alongando até que ocorre a fratura do mesmo (Figura 2.3c). A rebarba de ruptura corresponde à porção de material alongado que permanece acoplado à peça (Figura 2.4).

Figura 2.3 - Representação simplificada do mecanismo de formação da rebarba de ruptura: (a) início da formação da cavidade; (b) aumento da cavidade decorrente do avanço da fresa; (c) fratura do material que conectava o cavaco à peça. (Gillespie e Blotter, 1976)

Figura 2.4 - Representação da rebarba de ruptura. (Gillespie e Blotter, 1976)

- **Rebarbas de corte:** ocorre devido à separação da peça antes que a operação de serramento se conclua. Este tipo de rebarba é formado efetivamente por material que não foi cortado e que fica acoplado à peça. Uma vez que a rebarba de corte pode ser facilmente eliminada mediante o suporte das partes até a conclusão do serramento, este mecanismo de formação não foi considerado pelos autores.

Gillespie e Blotter (1976) ainda acrescentam que apesar de algumas rebarbas serem combinações dos tipos anteriores, um dos mecanismos de formação eventualmente se sobressairá.

Porém, segundo Nakayama e Arai (1987), as rebarbas seriam melhores classificadas se fosse adotado o mesmo ponto de vista da terminologia de usinagem. Assim, estes autores propuseram uma classificação mais conveniente, levando-se em consideração a aresta de corte diretamente envolvida na formação da rebarba, bem como a direção da deformação do material. Estes dois sistemas de classificação são apresentados na Tabela 2.1, juntamente com seus respectivos símbolos.

Tabela 2.1 - Dois sistemas de classificação da rebarba propostos por Nakayama e Arai (1987)

Sistema		Símbolo
(1) Aresta de corte diretamente envolvida		
	Aresta principal de corte	M
	Aresta secundária de corte	C
(2) Direção de deformação do material		
	Fluxo Reverso (Rebarba reversa ou de entrada)	B
	Fluxo Lateral (Rebarba lateral)	S
	Fluxo Frontal (Rebarba frontal)	F
	Dobra na direção de avanço (Rebarba de dobra)	L

Figura 2.5 - Classificação proposta por Nakayama e Arai (1987) para rebarbas resultantes das operações de usinagem mais usuais. Cada rebarba é classificada pelo símbolo correspondente

Através da combinação destes dois sistemas, a maioria das rebarbas formadas pelas mais diversas operações de usinagem pode ser convenientemente classificada. A Figura 2.5 ilustra a classificação proposta para diferentes operações.

As rebarbas de dobra são formadas pela flexão plástica da porção de material da peça a ser cortado no próximo passe de usinagem, conforme Figura 2.6.

Figura 2.6 - Mecanismo de formação da rebarba de dobra. (Nakayama e Arai, 1987)

Finalmente, Hashimura et al. (1999b) propôs uma padronização para a classificação das rebarbas, voltada principalmente para a operação de fresamento. Segundo os autores, as nomenclaturas propostas anteriormente não eram totalmente uniformes e nomes diferentes eram utilizados para descrever o mesmo tipo de rebarba.

A Figura 2.7 apresenta uma visão esquemática de uma operação típica de fresamento. Hashimura et al. (1999b) aponta cinco bordas da peça factíveis à formação de rebarba: (1) a borda entre a superfície usinada e a superfície de saída; (2) a borda entre a superfície de transição e a superfície de saída; (3) a borda entre a superfície de topo e a superfície de transição; (4) a borda entre a superfície usinada e a superfície de entrada; (5) a borda entre a superfície de transição e a superfície de entrada. As rebarbas em cada uma destas bordas são respectivamente classificadas como rebarba de saída, rebarba lateral, rebarba de topo, rebarba de entrada e rebarba de entrada lateral.

Figura 2.7 - Visão esquemática de uma operação típica de fresamento, indicando as principais rebarbas formadas. (Hashimura et al., 1999b).

Contudo, Hashimura et al. (1999b) ainda esclarece que além da localização da rebarba, os aspectos de forma e mecanismo de formação também devem ser considerados para uma classificação completa. Levando em conta todos estes aspectos, os autores propõem uma classificação padronizada (Tabela 2.2). Vale ressaltar que esta classificação é voltada para a operação de fresamento.

De acordo com a Tabela 2.2, quatro tipos de rebarba foram considerados de acordo com a localização das mesmas. Todos estes tipos já foram comentados

anteriormente. Contudo, nota-se uma união das classes de rebarbas de entrada e de rebarbas de entrada lateral, ambas agora sob uma única classificação: rebarba de entrada.

Os três primeiros tipos de rebarba foram observados macro e microscopicamente com o objetivo de classificá-los de acordo com a forma e o mecanismo de formação. Os autores identificaram dois formatos diferentes para rebarbas de saída, três formatos para rebarbas laterais e três formatos para rebarbas de topo. O tipo descontínuo (DC) representa uma rebarba que não apresenta continuidade geométrica por um comprimento de borda superior às marcas de avanço da ferramenta. O tipo contínuo (C) apresenta-se homogêneo ao longo da borda da peça ou apresenta pelo menos uma continuidade superior a uma unidade de avanço da ferramenta. O tipo espiral (S) foi observado apenas em rebarbas laterais. Já os tipos irregular (R) e longitudinal (L) foram observados apenas na superfície de topo. O tipo longitudinal (L) apresenta longas rebarbas acopladas à superfície de topo, juntamente com fendas e vales.

Tabela 2.2 - Classificação proposta por Hashimura et al. (1999b).

Localização		Tipo	
Superfície	Nome	Forma (visão macroscópica)	Mecanismo (visão microscópica)
Superfície Usinada	Rebarba de saída	Descontínua	“Dúctil + Frágil” (DF)
			“Frágil + Dúctil” (FD)
			Frágil (F)
		Contínua	Compl. dúctil (CD)
Superfície de Transição	Rebarba lateral	Descontínua (DC)	
		Espiral (S)	
		Contínua (C)	
Superfície de Topo	Rebarba de topo	Descontínua	
		Irregular (R)	
		Longitudinal (L)	
Superfície de Entrada	Rebarba de entrada		

As rebarbas de saída também foram classificadas de acordo com quatro mecanismos de formação. O tipo completamente dúctil (CD), no qual não foi detectada

nenhuma propagação de fratura, somente foi observado no tipo rebarba de saída contínua. O tipo “frágil + dútil” (FD) apresenta pequenas áreas de fratura com crateras ao longo de seu topo, o que indica uma deformação dútil. O tipo “dútil + frágil” (DF) é caracterizado pela alternância de partes dúcteis e partes frágeis ao longo da borda da peça. O tipo frágil (F) é caracterizado pela presença de uma rebarba negativa (*breakout*), indicando a ocorrência de uma fratura completa. Os autores não realizaram análises em microscópio das rebarbas laterais, de topo e de entrada.

Por fim, Kim e Dornfeld (2000) propuseram uma classificação específica para rebarbas de furos baseada no mecanismo de formação e na configuração final da rebarba. A Tabela 2.3 apresenta cada um dos tipos, destacando ainda o mecanismo de formação, o material da peça e a geometria da broca para cada caso analisado.

Tabela 2.3 - Classificação das rebarbas de furo proposta por Kim e Dornfeld (2000).

Mecanismo de formação da rebarba	Material da peça	Geometria da broca	Exemplo
Rebarba uniforme com formação de tampa	Aço Inox	Ponta Split

Rebarba coroa	Aço Inox	Ponta Split

Rebarba uniforme sem formação de tampa	Aço	Ponta Padrão

Rebarba coroa com fragmento acoplado	Aço Inox	Ponta Padrão

A Figura 2.8 apresenta as duas geometrias de broca utilizadas nos testes acima.

Figura 2.8 - Ilustração das geometrias de broca utilizadas por Kim e Dornfeld (2000) nos testes de furação: (a) ponta padrão; (b) ponta split.

2.2. Modelagem dos Mecanismos de Formação da Rebarba

Uma análise teórica dos mecanismos de formação da rebarba representa um grande desafio aos pesquisadores da área. Um entendimento mais profundo destes mecanismos possibilitaria uma previsão dos resultados das operações de usinagem e do formato final da rebarba. Desta forma, seria possível ajustar melhor os parâmetros de usinagem a fim de minimizar ou mesmo evitar a geração da rebarba. Mesmo para o aprimoramento das operações de rebarbação, um entendimento do processo de formação de rebarba permitiria traçar estratégia de rebarbação mais eficientes, ajudando ainda mais a automação do processo.

Contudo, Hashimura et al. (1999a) acrescenta que, apesar dos vários avanços ocorridos nesta área, nenhuma pesquisa até o momento alcançou um entendimento completo sobre o complexo fenômeno da formação da rebarba. A seguir, serão apresentados alguns destes trabalhos.

2.2.1. Modelo de Pekelharing (Formação do pé)

Pekelharing (1978), enquanto estudava fraturas de inserto como resultado de usinagens interrompidas, analisou a deformação na borda da peça durante a saída da ferramenta de corte. Tomando como base a teoria dos elementos finitos elásticos, o autor propôs a existência de um plano de cisalhamento negativo próximo a borda da peça, fenômeno que ocorria durante o processo de saída da ferramenta. Contudo, seu

modelo elástico não era muito adequado para explicar totalmente o mecanismo de formação da rebarba, uma vez que este é um fenômeno essencialmente plástico.

2.2.2. Modelo de Gillespie e Blotter

Gillespie e Blotter (1976), no mesmo trabalho em que introduziram uma nomenclatura para as rebarbas (Poisson, enrolada, de ruptura e de corte), também propuseram um modelo analítico que ilustrava o seu mecanismo de formação e que previa suas propriedades.

Inicialmente, foi proposto um modelo para as rebarbas de Poisson. Este modelo considerava que uma aresta de corte, por mais afiada que estivesse, sempre apresentaria um pequeno raio de curvatura (Figura 2.9a). Assim, uma vez que o contato entre a porção de material imediatamente a frente da ferramenta e a aresta de corte é realizado sob um raio de curvatura, torna-se conveniente tratar a aresta de corte como um longo e fino cilindro. Considerando a ação de corte um processo contínuo, pode-se simplificar este processo como sendo um cilindro pressionado contra a peça (Figura 2.9b). Por fim, para que ocorra a formação da rebarba de Poisson, é necessário que este cilindro (aresta de corte) se estenda além das superfícies laterais da peça.

Figura 2.9 - Modelo analítico para rebarbas de Poisson: (a) raio de corte da ferramenta; (b) modelo de corte simplificado, como sendo um cilindro pressionado contra a peça; (c) visão de topo do processo de corte, demonstrando o material escoado (rebarba).

(Gillespie e Blotter, 1976)

Utilizando o modelo descrito acima e considerando as análises de materiais perfeitamente plásticos realizadas por outros autores, pode-se determinar a espessura W e a altura L da rebarba (material escoado) resultante da pressão de um cilindro sobre a peça.

$$W = c - a = a \cdot \exp(-3\phi_a) \cdot \cos \phi_a^{0.5} - a \quad (2.1)$$

$$L = \frac{h \cdot (1 + \nu) \cdot \sigma_p \cdot \exp(-\sqrt{3} \cdot \phi_a)}{\sqrt{3} \cdot E} \left[\frac{-\sin \phi}{2(\sqrt{3} \cdot \cos \phi + \sin \phi)} \right] \quad (2.2)$$

sendo:

c = raio de transição entre deformação plástica e elástica (Figura 2.9c);

a = raio efetivo da aresta de corte (raio do cilindro imaginário);

h = comprimento de corte (equivalente à espessura da peça);

ν = coeficiente de Poisson (0,5 para materiais plásticos);

σ_p = tensão de escoamento;

E = módulo de elasticidade;

ϕ = ângulo de cisalhamento;

$$\phi_a = -\arcsen\left(\frac{\sqrt{3} \cdot P}{2 \cdot \sigma_p}\right) + \frac{\pi}{6} = \text{ângulo da elipse de plasticidade para raio } a.$$

Gillespie e Blotter também apresentaram um modelo analítico para as rebarbas enroladas. Segundo os autores, a altura desta rebarba é equivalente à profundidade de corte e suas propriedades podem ser analisadas utilizando o conceito de flexão plástica. Através do princípio do menor trabalho, é postulado que, para processos plásticos, a deformação do material à frente da ferramenta seguirá o caminho que exigir o menor trabalho. Para as condições apresentadas na Figura 2.10a, os modos de deformação do cavaco nas proximidades da zona de cisalhamento são:

- cisalhamento (Figura 2.10b);
- flexão (Figura 2.10c).

Figura 2.10 - Modos de deformação do cavaco próximo à borda da peça: (a) visão geral do processo; (b) modo de cisalhamento do cavaco; (c) modo de flexão do cavaco.

(Gillespie e Blotter, 1976)

Para determinar o ponto (λ) onde ocorrerá a flexão do cavaco, deve-se igualar o trabalho necessário para cisalhar o material (eq. 2.3) com o trabalho necessário para fletir uma barra (eq. 2.4).

$$W_c = F_c \left(\lambda - \frac{t}{2 \cdot \tan \phi} \right) \quad (2.3)$$

$$W_b = \int M_b d\theta = b h^2 \sigma_e \theta \quad (2.4)$$

sendo:

λ = distância do ponto de flexão à borda da peça;

F_c = força principal de corte;

t = profundidade de corte (espessura indeformada do cavaco);

ϕ = ângulo de cisalhamento;

M_b = momento de flexão;

θ = ângulo sobre o qual o momento de flexão atua;

b = largura de corte;

$h = \lambda / 2$;

σ_e = tensão do limite elástico.

Igualando a eq. (2.3) e a eq.(2.4), tem-se que:

$$\lambda = \left(2 \cdot F_c + \sqrt{4 \cdot F_c^2 - \frac{2 \cdot b \cdot \sigma_e \cdot t \cdot F_c \cdot \theta}{\tan \phi}} \right) \cdot \frac{1}{b \cdot \sigma_e \cdot \theta} \quad (2.5)$$

Assumindo a ocorrência de uma flexão perfeita do cavaco, pode-se igualar o valor da distância λ à espessura final da rebarba. Contudo, o valor de λ obtido pela equação acima será sempre um limite superior para a espessura da rebarba, uma vez que a expressão para o trabalho de flexão do cavaco não leva em consideração a ocorrência do trabalho redundante que ocorre em todo processo plástico severo. Através de testes subseqüentes, os autores comprovaram que a espessura de corte calculada pela eq. (2.5) corresponde a três vezes o valor real. Assim, conclui-se que 66% do trabalho de flexão calculado (eq. 2.4) é redundante.

Contudo, estes modelos de rebarba propostos por Gillespie e Blotter baseavam-se em uma abordagem simplificada do processo de deformação plástica. As simplificações realizadas para a criação destes modelos resultaram em uma representação incompleta dos mecanismos de formação da rebarba.

2.2.3. Modelo de Ko e Dornfeld

Ko e Dornfeld (1991) propuseram um modelo quantitativo para o mecanismo de formação de rebarba, baseando-se na observação microscópica do comportamento de materiais dúcteis durante um processo de corte ortogonal. A utilização deste tipo de material buscava evitar a formação de fraturas.

Os autores dividiram o mecanismo da rebarba em três etapas: início, desenvolvimento e fim da formação da rebarba. Utilizando diversas considerações derivadas dos testes realizados, foi proposta uma modelagem analítica da rebarba seguindo cada uma das etapas acima.

Na etapa inicial do processo de formação da rebarba, à medida que a ferramenta de corte se aproxima da borda da peça, existe um ponto de transição no qual o processo natural de formação de cavaco é interrompido e inicia-se um processo de deformação plástica logo abaixo do plano de corte. Neste ponto de transição, assume-se que toda a energia de formação do cavaco é convertida para energia de formação da rebarba. Este ponto de transição é representado na Figura 2.11a.

$$\Delta W_{\text{rebarba}} = \Delta W_{r1} + \Delta W_{r2} = \int_V (\tau d\gamma) dV + M d\beta \quad (2.7)$$

sendo:

ΔW_{r1} = trabalho consumido pela deformação plástica ao cisalhamento;

ΔW_{r2} = trabalho consumido pela deformação plástica à flexão;

$d\gamma$ = incremento dos valores de deformação ao cisalhamento da porção ABQ.

Desenvolvendo os termos da eq. (2.7) relacionados com as deformações plásticas ao cisalhamento e à flexão, determina-se a seguinte equação para o trabalho de formação da rebarba:

$$\Delta W_{\text{rebarba}} = \sigma_e \omega^2 d\beta \left(\frac{k_o}{\sigma_e} \cdot \frac{1}{2 \cdot \tan \beta_0} + \frac{1}{4 \cdot \cos^2 \beta_0} \right) \quad (2.8)$$

sendo:

ω = distância do ponto de transição à borda da peça;

β_0 = ângulo inicial da zona de cisalhamento negativo;

σ_e = resistência ao escoamento;

k_o = resistência ao escoamento por cisalhamento.

O segundo passo é determinar a expressão para o trabalho de formação do cavaco. Esta expressão também pode ser dividida em duas partes:

$$\Delta W_{\text{cavaco}} = \Delta W_{c1} + \Delta W_{c2} = F_s ds + F_f df = K_s \frac{t_0}{\sin \phi} ds + s K_f L df \quad (2.9)$$

sendo:

ΔW_{c1} = trabalho consumido na zona de cisalhamento;

ΔW_{c2} = trabalho consumido na zona de atrito;

F_s = força de cisalhamento ao longo do plano de cisalhamento;

F_f = força de atrito ao longo da face da ferramenta;

ds = movimentação do plano de cisalhamento quando a ferramenta move dx ;

df = movimentação do cavaco na face da ferramenta quando esta move dx ;

k_s = resistência ao escoamento na zona de cisalhamento;

k_f = resistência ao escoamento na zona de atrito;

t_0 = espessura do cavaco;

ϕ = ângulo de cisalhamento durante formação do cavaco;

L = comprimento do contato entre o cavaco e a ferramenta;

s = fator que descreve a tensão de cisalhamento na interface. Este fator apresenta valor extremo "0" para o caso de superfície livre e "1" para o caso de atrito máximo.

Desenvolvendo a eq. (2.10), determina-se a seguinte equação para o trabalho de formação do cavaco, sendo α o ângulo de saída da ferramenta:

$$\Delta W_{\text{cavaco}} = \frac{k_s t_0 \cos \alpha}{\sin \phi \cos(\phi - \alpha)} dx + \frac{K_f s L \sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} dx \quad (2.10)$$

Por fim, igualando a eq. (2.8) e eq. (2.10), podem-se determinar o ponto de transição entre cavaco e rebarba:

$$\omega = \frac{\frac{K_s}{\cos(\phi - \alpha)} \left[\frac{t_0 \cos \alpha}{\sin \phi} + s L \sin \phi \right]}{\left[\frac{k_0}{2} \cos^2 \beta_0 + \frac{\sigma_e}{4} \tan \beta_0 \right]} \quad (2.11)$$

Contudo, a equação acima apresenta o inconveniente de ser dependente de alguns parâmetros de difícil determinação, tais como o comprimento do contato entre o cavaco e a ferramenta (L) e o fator da tensão de cisalhamento na interface (s). Assim, torna-se conveniente reformular a eq. (2.11) a fim de utilizar as componentes da força de corte e eliminar a dependência dos parâmetros dos parâmetros relacionados com as propriedades do material e do contato entre cavaco e ferramenta. As forças de corte são

de fácil determinação durante o processo de usinagem. Ko e Dornfeld (1991) propuseram uma nova equação para o ponto de transição:

$$\omega = \frac{\frac{F_c}{\cos(\lambda - \alpha)\cos(\phi - \alpha)} [\cos \alpha \cos(\phi + \lambda - \alpha) + \sin \phi \sin \lambda]}{\left[\frac{k_o}{2} \cos^2 \beta_0 + \frac{\sigma_c}{4} \tan \beta_0 \right] \cdot b} \quad (2.12)$$

sendo:

F_c = força de corte na direção de corte;

F_v = força de corte na direção vertical;

λ = ângulo de atrito;

b = largura da peça.

Uma vez determinado o ponto de transição, resta determinar o ângulo inicial da zona de cisalhamento negativo (β_0) para que a modelagem da etapa inicial da formação de rebarba esteja completa. Dada as condições de corte e o ponto de transição, o ângulo β deverá satisfazer o princípio da mínima energia. Assim:

$$\frac{d(\Delta W_{\text{rebarba}})}{d\beta_0} = 0 \quad (2.13)$$

$$-\frac{1}{2 \sin^2 \beta_0} \left(\frac{k_o}{\sigma_c} \right) + \frac{\sin \beta_0}{2 \cos^3 \beta_0} = 0 \quad (2.14)$$

Uma característica importante desta relação é que o ângulo β_0 é dependente apenas da razão entre a resistência ao escoamento (σ_c) e a resistência ao escoamento por cisalhamento (k_o). Se o critério de Von Mises for usado, esta razão é sempre constante e igual a $1/\sqrt{3}$. Neste caso, torna-se possível determinar o gráfico do ângulo β_0 pelo trabalho de formação da rebarba (Figura 2.12).

Figura 2.12 - Variação do trabalho de formação da rebarba em função do ângulo inicial da zona de cisalhamento. (Ko e Dornfeld, 1991).

Analisando este gráfico, conclui-se que o ponto de mínimo trabalho ocorre para um ângulo de $39,8^\circ$. Contudo, existe uma larga faixa de valores de β (15° a 60°) para os quais o trabalho encontra-se próximo do mínimo. Isto indica uma grande sensibilidade do ângulo inicial para pequenas variações do trabalho em torno deste ponto.

Uma vez modelada a etapa inicial do mecanismo da rebarba, Ko e Dornfeld (1991) propuseram um modelo para a segunda etapa do processo: desenvolvimento da rebarba. Dentro desta modelagem, assume-se novamente que não ocorre qualquer formação de cavaco. Assim, observou-se que durante o avanço da ferramenta, e conseqüentemente do plano de cisalhamento negativo, a porção da rebarba acima deste plano se rotaciona como um corpo rígido acoplado ao ponto de flexão plástica B (Figura 2.13a).

Figura 2.13 - Representação da etapa de desenvolvimento da rebarba: (a) a porção da rebarba acima do plano de cisalhamento negativo se rotaciona como sendo um corpo rígido acoplado ao ponto de flexão plástica B; (b) modelagem da etapa de desenvolvimento da rebarba. (Ko e Dornfeld, 1991).

A partir desta consideração, o desenvolvimento da rebarba pode ser descrito geometricamente (Figura 2.13b).

$$\beta = \alpha \tan \left(\frac{\omega}{\chi} \tan \beta_0 \right) \quad (2.15)$$

$$\Psi = \beta = \beta_0 \quad (2.16)$$

$$h = (t_0 + \omega \tan \beta_0) \sin \Psi \quad (2.17)$$

sendo:

h = altura da rebarba durante do processo de desenvolvimento;

β = ângulo do plano de cisalhamento negativo;

χ = distância da ferramenta à borda da peça;

Ψ = ângulo de inclinação da rebarba durante do processo de desenvolvimento.

Finalmente, Ko e Dornfeld (1991) também propuseram uma modelagem da etapa final de formação da rebarba. Novamente desconsiderando a ocorrência de fratura, a geometria final da rebarba pode ser completamente especificada através da altura final (h_f), espessura (h_0) e ângulo de inclinação (Ψ), conforme demonstrado na Figura 2.14.

Figura 2.14 - Modelagem da etapa final de formação da rebarba.(Ko e Dornfeld, 1991).

Esta modelagem também assume que o movimento de avanço da ferramenta não mais influi na formação da rebarba quando a ferramenta atinge a borda da peça ($x = 0$). Assim:

$$\Psi_f = [\beta - \beta_0]_{x=0} = 90 - \beta_0 \quad (2.18)$$

$$h_f = (t_0 - h_0) \cdot \sin \Psi_f = (t_0 + \omega \tan \beta_0) \cdot \sin \Psi_f \quad (2.19)$$

Substituindo a eq. (2.11) na eq. (2.19), pode-se expressar a altura final da rebarba com relação às propriedades do material e às condições de corte:

$$h_f = \left[t_0 + \frac{\frac{k_s}{\cos(\phi - \alpha)} \cdot \left(\frac{t_0 \cos \alpha}{\sin \phi} + sL \sin \phi \right)}{\frac{k_0}{2} \cos^2 \beta_0 + \frac{\sigma_e}{4} \tan \beta_0} \cdot \tan \beta_0 \right] \cdot \sin \Psi_f \quad (2.20)$$

Ko e Dornfeld (1991) realizaram ainda uma série de testes para comprovar a validade dos modelos propostos. Através de processos ortogonais de usinagem, foi analisado o comportamento dos corpos de prova. Os dados experimentais foram confrontados com os parâmetros previstos pelos modelos.

No primeiro teste, foi medido o valor do ângulo inicial da zona de cisalhamento para dois materiais diferentes (cobre e alumínio 2024-T4). Foi determinado um ângulo inicial médio de 20° , valor muito inferior ao valor previsto: $\beta_0 = 39,8^\circ$. Esta diferença foi explicada pelos autores como resultado da grande sensibilidade do ângulo inicial à pequenas variações do trabalho de formação da rebarba em torno do ponto de mínimo energia (Figura 2.12).

O segundo teste tinha como objetivo medir o ponto de transição entre formação de cavaco e rebarba. Foi novamente encontrada uma grande diferença entre o valor medido e o valor previsto:

$$\text{Cobre:} \quad \omega_{\text{med}} / \omega_{\text{prev}} = 0,143 - 0,158.$$

$$\text{Alumínio 2024-T4:} \quad \omega_{\text{med}} / \omega_{\text{prev}} = 0,54.$$

A partir deste fato, foi comprovado que a consideração inicial de que toda energia de formação do cavaco se converteria para a formação da rebarba era falsa. Assim, concluiu-se que mesmo após o início da formação da rebarba, ainda se estende o processo de formação de cavaco. Analisando ainda a variação entre o valor medido e o previsto para os dois materiais ensaiados, comprova-se também que a proporção de energia convertida depende também do material. Portanto, para o caso de materiais friáveis (alumínio 2024-T4), a porcentagem de energia do cavaco convertida em energia da rebarba aumenta. Para materiais dúcteis (cobre), a transição não é instantânea e o processo de formação de cavaco ainda é bastante expressivo, mesmo após o início da formação da rebarba.

Por fim, utilizando-se os valores do ponto de transição e do ângulo inicial medidos (ω_{med} e $\beta_{0-\text{med}}$), pode-se calcular com maior precisão o ângulo de inclinação (eq. 2.18) e a altura final da rebarba (eq. 2.19). Desta forma, os valores medidos e previstos ficaram bem próximos.

$$(\Psi_f)_{\text{prev}} = 68,5^\circ$$

$$(h_f)_{\text{prev}} = 0,59 \text{ mm}$$

$$(\Psi_f)_{\text{med}} = 68,0^\circ$$

$$(h_f)_{\text{med}} = 0,41 \text{ mm}$$

2.2.4. Modelo de Chern e Dornfeld

Chern e Dornfeld (1996) adicionaram algumas informações ao modelo de Ko e Dornfeld com o objetivo de descrever também a formação da rebarba negativa. Segundo os autores, durante o corte ortogonal, poderá ocorrer a formação de rebarba ou de rebarba negativa, dependendo da ductilidade do material e das condições de corte. Foi estabelecido um critério baseado na análise de deformação para estimar a ocorrência de fratura durante o processo.

Inicialmente, determina-se a deformação plástica (γ_A) no ponto A do plano de cisalhamento negativo através da Figura 2.15.

$$\gamma_A = \frac{A_1 H}{MH} \approx \cot \beta_0 - \cot(\phi - \beta_0) \quad (2.21)$$

Uma deformação equivalente (Kobayashi et al., 1960) pode ser determinada através da teoria de Von Mises (Energia de distorções) ou da teoria de Tresca (Tensão Máxima de Cisalhamento).

$$\text{Tresca:} \quad \bar{\varepsilon}_A = \frac{2}{3} \cdot \gamma_A \quad (2.23)$$

Segundo Chern e Dornfeld, a teoria de Von Mises é mais indicada para materiais dúcteis enquanto a teoria de Tresca apresenta melhores resultados para materiais friáveis. Por simplificação, os autores propuseram utilizar uma média destes dois termos como uma aproximação para as análises seguintes.

Definindo o termo deformação de fratura (ε_f) como sendo a máxima deformação que o material suporta durante a deformação plástica antes que ocorra uma fratura, pode-se estabelecer um critério para estimar a ocorrência desta fratura durante o processo de formação da rebarba. Assim, ocorrerá uma propagação da fratura ao longo do plano de cisalhamento negativo (AB) se:

$$\bar{\varepsilon}_A \geq \varepsilon_f \quad (2.24)$$

Assim, quando esta equação for satisfeita, ocorrerá a formação de uma rebarba negativa. Neste caso, é gerado um chanfro grosseiro na borda da peça. O tamanho da rebarba negativa (η) poderá ser determinado pela eq. (2.25), onde φ é definido como o ângulo entre a velocidade de corte e a borda da peça.

$$\eta = \frac{t_0 (\cot \phi + 0.5 \cot \beta_0) \cdot \sin \varphi}{1 - \tan \beta_0 \cot \varphi} \quad (2.25)$$

Caso $\bar{\varepsilon}_A < \varepsilon_f$, fica valendo todas as equações do modelo proposto por Ko e Dornfeld (1991).

2.2.5. Modelo de Hashimura, Chang e Dornfeld

Segundo Hashimura et al. (1999a), embora os modelos de Ko/Dornfeld e Chern/Dornfeld tenham apresentado uma certa validação experimental, eles ainda não conseguiam definir claramente os efeitos das condições de usinagem e das propriedades mecânicas da peça no processo de formação da rebarba. Ainda segundo os autores, a sequência adotada por estes dois trabalhos para o processo estava incompleta.

Hashimura et al. propôs um modelo básico para o processo de formação da rebarba baseado no método dos elementos finitos, no qual a influência das propriedades do material era considerada.

A Figura 2.16 apresenta uma visão global do modelo de Hashimura, Chang e Dornfeld. Foram consideradas oito etapas durante o processo de formação da rebarba. Foram também considerados processos distintos para materiais dúcteis e friáveis porque tanto a propagação da fratura quanto a deformação antes da propagação são fatores importantes para o formato final da rebarba. As oito etapas são descritas à seguir:

(1) Corte Contínuo:

A condição anterior à formação da rebarba é o processo de formação do cavaco, com a geração de cavaco contínuo para materiais dúcteis e cavaco quebradiço para materiais friáveis.

Figura 2.16 - Visão global do modelo de Hashimura, Chang e Dornfeld para o processo de formação da rebarba, considerando materiais dúcteis e friáveis.

(Hashimura et al., 1999a)

(2) Pré-Início:

As deformações e distribuições de tensão são afetadas pela borda da peça. A zona de deformação elástica alcança a borda da peça. A deformação plástica em torno da zona de cisalhamento primário também se estende em direção à borda.

(3) Início da rebarba:

Aparece uma pequena zona de deformação plástica na superfície de saída da peça, denominada ponto de flexão plástica. A zona de deformação plástica e a zona de cisalhamento primário continuam se estendendo. A deformação ao longo da borda da peça torna-se visualmente evidente.

(4) Pivotamento:

Ocorre a formação de uma zona de grande deformação visualmente aparente, denominada ponto de pivotamento. Neste ponto, as forças de corte começam a decrescer devido à grande deformação.

(5) Desenvolvimento da zona de cisalhamento negativo:

Enquanto ocorre o desenvolvimento da rebarba, a zona de grande deformação no ponto de pivotamento sofre uma expansão até se conectar com a zona de cisalhamento primário. Esta grande zona de deformação abaixo da linha de corte é denominada zona de cisalhamento negativo. À medida que a ferramenta se move, ocorre o aumento de tamanho tanto da rebarba quanto do cavaco, enquanto a borda da peça continua se rotacionando em torno do ponto de pivotamento.

Estas cinco etapas iniciais do processo de formação de rebarba são caracterizadas apenas pela deformação da borda da peça e pela não formação de fratura. Durante o corte contínuo, as tensões e deformações estão concentradas apenas nas zonas de cisalhamento primárias e secundárias. Porém, durante a formação da rebarba, as tensões e deformações se distribuem também pela zona de cisalhamento negativo. Assim, existe a possibilidade de materiais friáveis se separarem ao longo da zona de cisalhamento negativo, embora as tensões nesta área são menores que as tensões na zona de cisalhamento primário. Este fenômeno foi inicialmente estudado por Pekelharing (1978). Hashimura et al. (1999a) também considerou o processo de separação do cavaco, uma vez que esta separação será explicada a partir da propagação

da fratura através da direção de corte. Estes fenômenos serão explicados abaixo, na descrição das etapas 5-8:

(i) Materiais dúcteis

(6-i) Início da fratura:

A fratura se inicia na ponta da ferramenta, dentro da zona de cisalhamento primário e na direção da velocidade de corte. Isto ocorre porque os materiais dúcteis apresentam uma elevada tensão crítica de fratura. Assim, a tensão da zona de cisalhamento negativo é menor que a tensão crítica do material.

(7-i) Propagação da fratura:

A fratura se propaga ao longo da zona de cisalhamento primário. Movendo ao longo da linha de corte, a ferramenta não só induz a propagação da fratura como também provoca a deformação da borda da peça.

(8-i) Rebarba positiva:

A fratura causa a separação do cavaco ao longo da linha de corte e uma rebarba positiva permanece atachada à borda da peça.

(ii) Materiais friáveis

(6-ii) Início da fratura:

A fratura se inicia na ponta da ferramenta, dentro da zona de cisalhamento negativo e na direção do ponto de pivotamento. Isto ocorre porque os materiais friáveis apresentam uma baixa tensão crítica de fratura. Assim, a tensão da zona de cisalhamento negativo é superior à tensão crítica do material.

(7-ii) Propagação da fratura:

A fratura se propaga ao longo da zona de cisalhamento negativo. Movendo na direção da linha de corte, a ferramenta induz tanto a propagação da fratura como uma pequena deformação da peça em função desta propagação. O modo de fratura também se modifica do modo de cisalhamento para o modo de abertura.

(8-ii) Rebarba Negativa:

A fratura separa o cavaco juntamente com parte da peça situada acima da linha de cisalhamento negativo. Como resultado, uma superfície fraturada e uma pequena porção de material deformado permanecem atachados à borda da peça.

Por fim, Hashimura et al. (1999a) apresenta microfotografias do processo de formação de rebarba para materiais dúcteis (Figura 2.17) e materiais frágeis (Figura 2.18).

Figura 2.17 - Processo de formação de rebarba em uma peça de cobre (material dúctil) durante processo de corte ortogonal. (Hashimura et al., 1999a).

Figura 2.18 - Processo de formação de rebarba em uma peça de Al 2024 (material frágil) durante processo de corte ortogonal. (Hashimura et al., 1999a).

2.2.6. Modelo de Ko e Dornfeld para corte oblíquo

Os modelos analíticos de formação de rebarba apresentados anteriormente basicamente se restringiam aos processos de corte ortogonal. Contudo, Ko e Dornfeld (1996) acrescentam que a maioria dos processos de usinagem (torneamento, fresamento

e furação) envolve cortes oblíquos. Assim, seria essencial modificar o modelo de corte ortogonal a fim de considerar a influência do fator obliquidade ao processo. Partindo-se deste princípio, os autores propuseram um modelo quantitativo do processo de formação de rebarba em corte oblíquo, baseando-se no próprio modelo de Ko e Dornfeld para corte ortogonal.

Inicialmente, buscou-se um melhor entendimento do próprio processo de formação de cavaco para corte oblíquo. Neste processo, enquanto a ferramenta avança em uma trajetória alinhada com a borda da peça, o fluxo de cavaco ocorre na direção da linha de maior inclinação da face de saída da ferramenta, descrita pelo ângulo η_c . Assim, o ângulo de saída normal (α_n), relacionado com plano normal à aresta de corte, é equivalente ao ângulo de saída no processo ortogonal. A velocidade de formação do cavaco neste plano normal é determinada através de uma componente da velocidade do cavaco segundo a linha de maior inclinação da superfície de saída da ferramenta (Figura 2.19):

Figura 2.19 - Características geométricas do processo de formação de cavaco em corte oblíquo. (Ko e Dornfeld, 1996).

$$(V_c)_n = V_c \cos \eta_c \quad (2.26)$$

Igualando a taxa de remoção de material com a taxa de formação de cavaco:

$$W \cdot V \cdot t_0 = W \cdot \sec(i) \cdot t_1 \cdot (V_c)_n \quad (2.27)$$

$$V \cdot t_0 \cdot \cos(i) = t_1 \cdot (V_c)_n \quad (2.28)$$

onde t_0 é a espessura do cavaco e t_1 é a espessura efetiva do cavaco que flui pela superfície de saída da ferramenta. Contudo, considerando um corte ortogonal com a mesma velocidade de corte V e espessura do cavaco reduzida para $t_0 \cdot \cos(i)$, a mesma eq. (2.28) seria alcançada. Assim, o processo de corte oblíquo pode ser representado por um processo equivalente de corte ortogonal, com os seguintes parâmetros: velocidade de corte V , espessura indeformada do cavaco $t_0 \cdot \cos(i)$ e velocidade de saída do cavaco $(V_c)_n$.

Figura 2.20 - Representação tridimensional do processo de corte oblíquo, destacando o plano efetivo de saída do cavaco (POQ) e o plano da direção de corte (AOB).

(Ko e Dornfeld, 1996)

Analisando a Figura 2.20, tem-se uma representação tridimensional do processo de corte oblíquo. Segundo a análise anterior, o fluxo efetivo de cavaco ocorre sobre o plano POQ, deslocado de um ângulo η_c do plano da direção de corte. Este processo é caracterizado pelos seguintes parâmetros: espessura indeformada do cavaco t_0 , ângulo

normal de saída α_n , ângulo de cisalhamento ϕ_n , e comprimento de contato cavaco/ferramenta L .

Porém, considerando também o processo de formação de cavaco sob o plano da direção de corte (plano AOB), este pode ser representado pela espessura indeformada do cavaco t_0 , ângulo de saída da ferramenta α_c , ângulo de cisalhamento ϕ_c , e comprimento de contato cavaco/ferramenta L_c . O ângulo de cisalhamento e o ângulo de saída podem ser determinados geometricamente através da Figura 2.20:

$$\phi_c = \arctan(\tan \phi_n \cos(i)) \quad (2.29)$$

$$\alpha_c = \arctan\left(\frac{\tan \alpha_n}{\cos(i)}\right) \quad (2.30)$$

O comprimento de contato cavaco/ferramenta L_c pode ser calculado através de um processo de corte equivalente com espessura indeformada do cavaco $t_0 \cdot \cos(i)$ e seguindo a mesma estratégia adotada no modelo de Ko e Dornfeld para corte ortogonal.

Uma vez determinados todos os parâmetros da formação do cavaco sob o plano da direção de corte, pode-se expressar o processo de formação de rebarba para corte oblíquo a partir do modelo de formação da rebarba para corte ortogonal. Assim, a distância inicial para a formação da rebarba pode ser determinada pela equação abaixo:

$$\omega = \frac{\frac{k_s}{\cos(\phi_c - \alpha_c)} \cdot \left(\frac{t_0 \cos \alpha_c}{\sin \phi_c} + s \cdot L_c \sin \phi_c \right)}{\left(\frac{k_0}{2} \cos^2 \beta_0 + \frac{\sigma_e}{4} \tan \beta_0 \right)} \quad (2.31)$$

2.2.7. Modelo de Hashimura, Ueda e Dornfeld para corte oblíquo

Hashimura et al. (1995) propôs analisar o mecanismo de formação de rebarba para corte oblíquo utilizando o método dos elementos finitos. A Figura 2.21 apresenta a geometria da peça analisada por este método, definida através de um cubo de 1 mm de aresta. O comprimento da aresta de corte (1 mm) foi considerado suficientemente longo para a análise da formação da rebarba. A porção inferior da peça (BCFG) foi fixada ao

so e a porção superior (ADEH) foi discretizada em elementos de tamanho reduzido a fim de aumentar a precisão do modelo.

Figura 2.21 - Geometria da peça analisada pelo método dos elementos finitos.
(Hashimura et al., 1995).

Os autores propuseram também uma nova nomenclatura para a localização, os tipos e os pontos de referência que caracterizam o mecanismo de formação de rebarba em um processo de corte oblíquo. Esta nova nomenclatura é apresentada na Figura 2.22:

Figura 2.22 - Nomenclatura proposta para os parâmetros do processo de formação de rebarba em corte oblíquo. (Hashimura et al., 1995).

A partir de uma análise do modelo de formação de rebarba para corte oblíquo, Hashimura et al. (1995) identificou algumas etapas características deste processo e as comparou com as etapas do modelo de formação de rebarba em corte ortogonal (Figura 2.23). Todas as etapas do corte ortogonal já foram descritas neste documento, durante

apresentação do modelo de Hashimura, Chang e Dornfeld (Seção 2.2.5). Assim, considerando o caso de corte oblíquo, a etapa inicial de formação da rebarba tem início a partir da ação da porção dianteira da ferramenta sobre a peça (vide Figura 2.22). A distância desta porção dianteira da ferramenta em relação à borda da peça, tomada no início da formação da rebarba, é menor que no processo ortogonal. À medida que a ferramenta avança, ocorre uma torção do cavaco, enquanto a zona de deformação se expande em direção ao lado esquerdo. A zona negativa de cisalhamento está mais próxima da linha de corte do que no caso ortogonal. Para o caso de formação de uma rebarba negativa, a fratura ao longo da aresta de corte se expande em direção ao ponto final de pivotamento.

Figura 2.23 - Comparação dos mecanismos de formação de rebarba para corte ortogonal e oblíquo. (Hashimura et al., 1995).

2.2.8. Modelo de Sangkee Min para rebarba de furos

Min (1999) propôs uma análise do processo de formação de rebarba para a operação de furação utilizando o método dos elementos finitos (Figura 2.24). A partir deste modelo, o autor dividiu o processo de formação de rebarba em quatro etapas:

Figura 2.24 - Modelagem do processo de formação de rebarba durante operação de furação: (a) modelo de elementos finitos; (b) etapa inicial do processo; (c) etapa de desenvolvimento; (d) etapa de pivotamento; (e) formação da tampa; (f) etapa final do processo de formação da rebaba de furo. (Min, 1999).

Etapa inicial: uma grande deformação plástica da superfície da peça indica o início da formação da rebarba.

Etapa de desenvolvimento: transição suave do processo de cisalhamento para o processo de flexão do material da parede, resultado de uma alteração da ação da broca sobre a peça. A ação de corte da aresta da broca é gradualmente substituída por uma pressão desta sobre a parede da peça.

Pivotamento: formação de um ponto estacionário de flexão plástica na direção radial.

Etapa final: ocorre a formação e posterior remoção da tampa. Finalmente, à medida que a broca continua a avançar, ocorre a deformação final do material da parede da peça e conseqüente formação de uma rebarba de saída.

3. SOLUÇÕES PARA MINIMIZAÇÃO DA REBARBA

Uma vez apresentados os principais trabalhos de modelagem da rebarba descritos na literatura, torna-se também fundamental analisar a influência dos parâmetros envolvidos durante o processo. Um claro entendimento da influência das condições de corte possibilitará um melhor ajuste do processo e conseqüentemente a definição de algoritmos para a minimização ou mesmo a eliminação da rebarba. Neste capítulo, tais tópicos serão abordados.

A seguir, serão analisados individualmente os parâmetros de corte que mais influenciam o processo de formação de rebarba. A influência destes parâmetros será analisada a partir da localização e do tamanho final da rebarba. Como suporte para este estudo, serão considerados os resultados de ensaios experimentais realizados por diversos autores. Por fim, o Anexo 2 apresentará alguns ensaios preliminares realizados por este projeto de doutorado, a fim de se comprovar os resultados encontrados na literatura.

Esta análise será realizada separadamente para os processos de fresamento e furação, uma vez que cada um destes casos apresenta influência distinta dos parâmetros de usinagem.

3.1. Influência dos parâmetros de fresamento no processo de formação de rebarba

3.1.1. Profundidade de Corte (p)

Considerando um processo de corte ortogonal de uma placa de latão 65-35, Nakayama e Arai (1987) encontrou uma relação linear entre o tamanho da rebarba lateral (altura e espessura) e a profundidade de corte p (Figura 3.1a). Analisando ainda o gráfico em questão, conclui-se existir também uma razão praticamente constante entre a altura e a espessura da rebarba.

Figura 3.1 - Influência da profundidade de corte no processo de formação de rebarba.

- (a) Análise da rebarba lateral segundo Nakayama e Arai; (b) Análise da rebarba de topo segundo Olvera e Barrow; (c) Análise da rebarba lateral segundo Olvera e Barrow; (d) Análise da rebarba de saída segundo Olvera e Barrow.

Olvera e Barrow (1996), estudando o processo de fresamento (faceamento) de corpos de prova de aço AISI 1040, alcançaram resultados bastante interessantes. Para o caso da rebarba de topo, a Figura 3.1b apresenta um aumento gradual desta em função da profundidade de corte. O gráfico da Figura 3.1c permite uma análise do comportamento da rebarba lateral. Este resultado comprova o aumento proporcional da altura da rebarba previsto por Nakayama e Arai, permitindo ainda estender esta conclusão para profundidades de até 0,6 mm. Contudo, para profundidades de corte superiores a 0,8 mm, ocorre a formação de uma pequena rebarba ao longo da borda da peça. Esta rebarba não é mais influenciada pela profundidade, já que valores elevados de profundidade provocam apenas um pequeno aumento de sua altura. Em virtude deste fenômeno, foram introduzidos os termos rebarba “primária” e “secundária”, a fim de se identificar respectivamente a formação de rebarbas grandes ($p < 0,6$ mm) e pequenas ($p > 0,8$ mm). Existe ainda uma faixa de transição ($0,6 < p < 0,8$ mm), onde ocorre tanto a formação de rebarbas primárias quanto rebarbas secundárias.

Olvera e Barrow ainda analisaram o processo de formação de rebarbas de saída (Figura 3.1d) e encontraram um comportamento semelhante à rebarba lateral: formação de rebarbas primárias e secundárias. Neste caso, para $p < 1,5$, ocorre uma flexão do material à frente da ferramenta quando esta alcança a borda da peça. Uma rebarba primária bastante uniforme se forma ao longo da borda, sendo sua altura aproximadamente igual ao valor de p . Já para grandes profundidades de corte ($p > 1,5$), à medida que a ferramenta se aproxima da borda da peça, a porção de material em frente à ferramenta se torna muito fina. Esta parede fina sofre uma grande deformação em função da pressão da ferramenta e se desprende da peça. Com a continuação da operação, o restante da parede que permaneceu acoplado à peça se dobra, originando uma pequena rebarba secundária cuja altura é bem inferior à profundidade de corte.

3.1.2. Ângulo de Saída da Fresa (ψ)

Narayanaswami e Dornfeld (1997) analisaram a influência do ângulo de saída da ferramenta ψ durante um processo de faceamento. Os autores definiram o ângulo de saída da ferramenta como sendo o ângulo entre a tangente da ferramenta e a borda da peça (Figura 3.2). Este ângulo, juntamente com a profundidade da peça, foi considerado

o parâmetro que mais influência no processo de formação de rebarba em operações de fresamento.

Figura 3.2 - Definição do ângulo de saída da ferramenta (ψ) para uma operação de faceamento. (Narayanaswami e Dornfeld, 1997)

Figura 3.3 - Variação da altura da rebarba em função da profundidade de corte e do ângulo de saída da ferramenta, considerando a usinagem de alumínio 2024-T4 sob uma condição de avanço de 0,03 mm/dente. (Narayanaswami e Dornfeld, 1997).

Considerando o gráfico da Figura 3.3, resultado da usinagem de alumínio 2024-T4 sob um avanço de 0,03 mm/dente, nota-se uma redução do tamanho da rebarba de saída em função de uma redução do valor de ψ . Assim, para ângulos pequenos, ocorre a

formação de uma rebarba muito pequena. Nota-se ainda a ocorrência do fenômeno de rebarba primária e secundária, mais visível para ângulos de 30° (transição em $p = 1,75$ mm) e 60° (transição em $p = 1$ mm).

Devido ao reduzido tamanho da rebarba secundária, Narayanaswami e Dornfeld passaram a considerar as bordas secundárias como regiões livres de rebarba.

3.1.3. Velocidade de Corte (v_c)

Olvera e Barrow (1996), durante estudos das rebarbas laterais e de topo em processo de faceamento, identificaram uma redução de 50% na altura das rebarbas em função de uma duplicação da velocidade de corte v_c (Figura 3.4a). Esta redução também foi comprovada por Lin (2000), durante estudos do mecanismo de formação da rebarba relacionado com o desgaste da ferramenta. Nestes dois trabalhos, a redução da rebarba em função do aumento da velocidade de corte é explicada devido à redução do atrito entre a ferramenta e a peça. A consequência da redução do atrito é o aumento do ângulo de cisalhamento e a redução da espessura do cavaco, o que indica uma redução da deformação plástica associada à formação do mesmo. Estas alterações refletem significativamente no tamanho final da rebarba.

Figura 3.4 - Influência da velocidade de corte no processo de formação de rebarbas: (a) rebarba lateral e de topo para uma operação de fresamento (faceamento), segundo Olvera e Barrow (1996); (b) rebarba lateral para a operação de corte ortogonal, segundo Nakayama e Arai (1987).

Nakayama e Arai (1987), embora tenham trabalhado com uma operação de corte ortogonal, alcançaram resultados semelhantes aos anteriores. A Figura 3.4b comprova uma redução da altura da rebarba lateral à medida que ocorre um aumento da velocidade de corte. Para velocidades superiores a 5 m/min, ocorre o mesmo fenômeno proposto por Olvera e Barrow: uma redução de 50% da altura da rebarba à medida que o valor de V é duplicado.

3.1.4. Avanço por Dente (a_d)

Olvera e Barrow também analisaram a influência do avanço por dente da fresa a_d em uma operação de faceamento (Figura 3.5). Em geral, a Figura 3.5a mostra uma tendência de aumento da rebarba lateral e de redução da rebarba de topo à medida que ocorre um aumento do valor a_d . A Figura 3.5b apresenta um perfil da rebarba de saída ao longo da borda da peça, para uma largura de corte $b = 35$ mm. Observa-se que valores elevados de a_d resultam na formação de uma rebarba da saída ligeiramente maior e localizada na porção mais central da borda (Figura 3.5).

Figura 3.5 - Influência do avanço por dente da fresa no processo de formação de rebarba: (a) análise da formação da rebarba lateral e de topo; (b) análise da formação da rebarba de saída. (Olvera e Barrow, 1996).

3.1.5. Ângulo de Inclinação da Superfície de Saída da Peça (φ_s)

O ângulo de inclinação da superfície de saída da peça φ_s é definido como o ângulo entre a velocidade de corte e a superfície de saída. Chern e Dornfeld (1996) analisaram a configuração final da rebarba positiva e da rebarba negativa (*breakout*)

para o processo de corte ortogonal de alumínio 2024-T4 e 6061-T6 e cobre (Figura 3.6). Nota-se que ocorre uma transição de rebarba negativa para rebarba positiva à medida que aumenta o valor do ângulo da superfície de saída. Isto ocorre porque pequenos valores de ϕ_s conduzem à grandes valores de deformação equivalente (ϵ_A). Estes elevados valores de ϵ_A ultrapassam o valor limite de deformação de fratura (ϵ_f), provocando uma rebarba negativa. Com o aumento de ϕ_s , ocorre uma redução da deformação equivalente até o ponto em que esta se torna menor que o valor limite para a ocorrência da fratura. Deste ponto em diante, ocorre apenas a deformação plástica do material e, conseqüentemente, a formação da rebarba positiva.

Figura 3.6 - Influência do ângulo de inclinação da superfície de saída da peça no processo de formação de rebarba, considerando diferentes materiais: (a) cobre; (b) alumínio 6061-T6; (c) alumínio 2024-T4. (Chern e Dornfeld, 1996).

Analisando ainda a Figura 3.6, nota-se que o ângulo de transição para a usinagem de cobre ($\phi_s = 60^\circ$) é bem inferior ao ângulo de transição para o caso do alumínio 6061-T6 ($\phi_s = 120^\circ$). Isto ocorre porque o valor de ϵ_f para o alumínio 6061-T6 é bem inferior ao valor de ϵ_f para o cobre, facilitando a ocorrência da fratura. Já para o caso de alumínio 2024-T4, um valor de ϵ_f ainda menor conduziu apenas à formação de rebarba negativa para todos os ângulos de inclinação testados.

3.1.6. Ângulo de Inclinação da Ferramenta no Corte Oblíquo

Hashimura et al. (1995) analisou a influência do ângulo de inclinação da ferramenta no mecanismo de formação de rebarba lateral durante o processo de corte

oblíquo. Utilizando uma ferramenta de aço rápido (HRC 64) e ângulo de saída 15° para a usinagem de alumínio 2024-O, o seguinte resultado foi alcançado:

Figura 3.7 - Influência do ângulo de inclinação da ferramenta no processo de formação de rebarba durante corte oblíquo. (Hashimura et al., 1995).

Analizando o gráfico acima, nota-se uma tendência de crescimento da rebarba lateral esquerda (Figura 2.22) em função do ângulo de inclinação da ferramenta. Isto ocorre devido a um maior escoamento de material na direção da borda lateral esquerda.

Comparando o tamanho da rebarba para corte ortogonal e oblíquo, Hashimura et al. (1995) concluiu que a rebarba de saída é maior no caso ortogonal, enquanto a rebarba lateral é maior no caso oblíquo.

3.2. Influência dos parâmetros de furação no processo de formação de rebarba

3.2.1. Análise experimental da influência do avanço, rotação e diâmetro da broca

Segundo Kim e Dornfeld (2000), o mecanismo de formação de rebarba para a operação de furação envolve uma grande variedade de parâmetros, o que dificulta uma solução analítica para o problema. Os parâmetros dominantes são: geometria da broca (ângulo de ponta, ângulo da hélice, geometria da ponta), propriedades do material (ductilidade, deformações limites) e parâmetros do processo (avanço, velocidade de corte). Contudo, Kim e Dornfeld (2000) propuseram fixar uma geometria de broca e um

material da peça e realizar ensaios experimentais variando apenas as condições de corte e o diâmetro da broca.

Desta forma, foi inicialmente analisada a influência do diâmetro da broca no tamanho final da rebarba. Durante os testes, foram gerados três tipos característicos de rebarba: rebarba uniforme com formação de tampa, rebarba uniforme sem formação de tampa e rebarba de coroa. O resultado final deste teste é apresentado na Tabela 3.1 e na Figura 3.8.

Nota-se pela Tabela 3.1 que o tamanho final das rebarbas tipo I e II independem do diâmetro da broca. A Figura 3.8 ainda comprova que este tamanho está intimamente ligado à configuração final da mesma: as rebarbas tipo II são maiores que as rebarbas tipo I. As rebarbas tipo III apresentam um valor de altura dependente do diâmetro da broca, embora seja sempre maior que as anteriores.

Tabela 3.1 - Relação entre o tamanho da rebarba e sua configuração final, segundo Kim e Dornfeld (2000).

	Tipo 1	Tipo 2	Tipo 3
Configuração	Uniforme com Tampa	Uniforme sem Tampa	Coroa
Altura	~150 μm	~500 μm	$(1,1 \sim 1,5)(d/2)$
Altura / Espessura	0,8 ~ 1,6	1,5 ~ 3,2	3,8 ~ 5,3

Assim, Kim e Dornfeld concluíram que é mais importante controlar o tipo da rebarba a ser formada do que tentar controlar diretamente o tamanho da mesma. Partindo-se deste princípio, foi proposto levantar gráficos experimentais para estabelecer uma relação entre os tipos de rebarba e os parâmetros de furação. Estes gráficos serão apresentados na seção 3.5 como métodos para minimização de rebarbas em furação.

Distribuição de alturas e espessuras

Figura 3.8 - Relação do diâmetro da broca com tamanho final da rebarba de furos.
(Kim e Dornfeld, 2000).

3.2.2. Ângulo de Interação para processos de furação

Uma abordagem muito mais ampla é proposta por Min (2001) para estudar o processo de formação de rebarba em furação. Este estudo se baseia no conceito de ângulo de interação. Contudo, antes da definição deste ângulo, torna-se importante analisar a influência do ângulo da superfície de saída.

Assim, um dos mais importantes parâmetros do processo de furação é o ângulo da superfície de saída. Este é definido como o ângulo entre a linha tangencial à superfície de saída e a linha normal à trajetória da ferramenta. (Figura 3.9). Em outras aplicações, nota-se que a superfície de saída não é plana e nem perpendicular ao eixo da broca. Um dos exemplos típicos deste caso é a intersecção de furos, técnica aplicada principalmente para se construir canais de lubrificação. Contudo, apesar de sua grande aplicação, poucas foram as pesquisas conduzidas no tema superfície anguladas.

Figura 3.9 - Definição do ângulo da superfície de saída. (Min, 2001)

O ângulo da superfície de saída apresenta um papel importante na definição da interação entre a aresta de corte da broca e a superfície de saída. Tradicionalmente, convencionou-se que a aresta de corte da broca sempre empurra o material da peça durante o final do furo. Neste momento, a ação da broca é comparada à ação de uma fresa durante o final de um corte oblíquo (borda da peça). Entretanto, esta premissa somente é verdade quando a superfície de saída é normal ao eixo da broca. Neste caso particular, a rebarba se forma em toda a borda do furo (Figura 3.10a e Figura 3.10b). No caso de superfície angulada (Figura 3.10c e Figura 3.10d), alterações na interação entre a broca e a superfície de saída determina a formação de rebarba apenas em parte da borda do furo. Fenômeno semelhante foi observado em intersecção de furos. Em ambos os casos, numa região específica da borda e para determinadas condições de avanço e velocidades de corte, pode ocorrer que a aresta de corte entre na peça. Este fenômeno é melhor entendido com a definição do ângulo de interação.

Figura 3.10 - Influência da geometria da superfície de saída no processo de formação de rebarba em furação. (Min, 2001)

Entretanto, para se entender a definição do ângulo de interação, torna-se necessário voltar à definição do ângulo de saída da ferramenta. Este ângulo é definido como o ângulo entre o vetor velocidade de corte devido à rotação (vetor tangente à ferramenta) e a superfície livre da peça, medido no plano perpendicular à superfície gerada pela aresta de corte, conforme demonstrado na Figura 3.11 (Chu, 2000). Porém, esta definição não considera a componente do avanço no vetor de velocidade, nem o caso no qual a aresta de corte penetra no material (bordas de entrada).

Figura 3.11 - Definição do ângulo de saída da ferramenta. (Chu, 2000)

Em geral, a componente do avanço no vetor de velocidade é muito menor que a componente devido à rotação da ferramenta. Entretanto, ela tem um papel importante na decisão se a aresta de corte entra ou sai da borda da peça no caso de a superfície de saída não for perpendicular ao caminho da broca durante uma operação de furação.

Assim, torna-se necessário uma definição mais precisa do ângulo de saída da ferramenta, que também permita uma extensão para o ângulo de entrada da ferramenta. Assim, o ângulo de interação é um termo derivado da definição do ângulo de saída da ferramenta. O ângulo de interação é definido como o ângulo relativo entre a direção de movimento da aresta de corte e a direção tangencial da superfície da peça na direção do movimento. A direção do movimento da aresta de corte é a direção do vetor resultante do avanço e da velocidade de corte. Quanto o vetor de velocidade da aresta de corte está fora da linha da superfície de saída, o ângulo de interação é positivo, e vice-versa. A Figura 3.12 define ambos os movimentos de saída e entrada da ferramenta e explica a interação dinâmica entre a aresta de corte e a superfície da peça.

Figura 3.12 - Definição do ângulo de interação em dois casos distintos: (a) ângulo de interação positivo (ângulo de saída da ferramenta); (b) ângulo de interação negativo (ângulo de entrada da ferramenta). (Min, 2001)

O ângulo de interação em furação pode ser definido da mesma forma que em fresamento. A broca tem duas arestas de corte: aresta primária de corte e aresta secundária de corte. A característica geométrica da aresta primária de corte é definida pelo ângulo de ponta, enquanto a aresta secundária de corte é definida pelo ângulo de hélice. Contudo, o ângulo de interação pode ser definido da mesma forma para as duas arestas de corte (Figura 3.13).

Quando a aresta primária de corte entra em contato com a superfície de saída do furo, o vetor de velocidade do ponto de contato varia dependendo da distância radial. Esta distância radial varia à medida que a broca prossegue na direção do movimento de avanço. O vetor de velocidade devido à rotação é zero no centro e aumenta à medida

que a distância radial aumenta (Figura 3.13b). Este vetor sempre permanece num plano normal ao eixo da broca. Por outro lado, a componente do vetor de velocidade devido ao avanço é constante e paralela ao eixo da broca. Desta forma, a magnitude do vetor de velocidade resultante na aresta primária de corte aumenta e sua direção se aproxima da direção do vetor de velocidade com o aumento da distância radial. Na aresta secundária de corte, os pontos de contato estão na região periférica da broca. Assim, todos os vetores têm as mesmas magnitudes, independente do tempo e posição do contato.

Quando a aresta de corte atinge a superfície de saída angulada, o ponto de contato rotaciona ciclicamente (para cima e para baixo) sobre a superfície. Uma vez que o vetor de velocidade está sempre ligeiramente apontado para a direção do avanço da broca (neste caso, a direção ascendente) a aresta de corte sempre sai quando a superfície de saída for descendente (Figura 3.13c e Figura 3.13e). Entretanto, no caso de superfícies de saída também ascendentes, a aresta de corte pode entrar ou sair da peça dependendo da posição relativa entre o vetor de velocidade e o vetor da superfície de saída.

Em geral, se o ângulo da superfície de saída for maior que o ângulo formado pela resultando do vetor de velocidade de corte devido à rotação e o vetor de avanço, então a aresta de corte entra (Figura 3.13d e Figura 3.13f). De forma contrária, a aresta de corte sai mesmo em superfícies ascendentes (Figura 3.14).

A eq. (3.1) define a condição para formação de uma aresta de entrada. A partir desta equação, pode-se inferir que a condição de saída da aresta de corte ocorre quando o ângulo da superfície de saída α é pequeno ou quando o avanço V_s é grande.

$$\alpha \geq \arctan \frac{|\vec{V}_F|}{|\vec{V}_S|} \quad (3.1)$$

P: Aresta primária de corte

S: Aresta secundária de corte

ϕ : Ângulo de interação

: Vetor de velocidade devido ao avanço

: Vetor de velocidade devido à rotação

: Vetor de velocidade resultante

: Vetor de superfície

Figura 3.13 - Definição do ângulo de interação para furação. (Min, 2001)

Figura 3.14 - Condição de saída da aresta de corte mesmo para superfícies ascendentes.
 (Min, 2001)

3.2.3. Influência dos parâmetros de furação mediante análise do ângulo de interação

Realizando o cálculo do ângulo de interação para o caso do plano inclinado como superfície de saída (vide equacionamento apresentado no Anexo 2), Min (2001) propõe estudar o processo de formação de rebarba através da análise do sinal do ângulo de interação durante a etapa final do processo de furação. Assim, ângulos positivos determinam regiões de formação de rebarba (representadas em vermelho nas figuras a seguir), enquanto ângulos negativos determinam regiões livres de rebarbas (representadas em azul). Desta forma, é possível simular diferentes condições de avanço, velocidade de corte e ângulo de inclinação do plano e analisar a influência destes parâmetros através do padrão de cores dos gráficos.

Para todos os testes a seguir, foi considerado uma broca de ângulo de ponta igual a 118 graus, ângulo de hélice igual a 30 graus e diâmetro igual a 6 mm.

A influência do avanço é apresentada na Figura 3.15. Os demais parâmetros foram fixados em: rotação da broca = 1000 rpm e ângulo de inclinação da superfície de saída = 30 graus. Para cada caso, as áreas de saída da aresta de corte são destacadas nas figuras à direita. Estas regiões, correspondentes às regiões propícias à formação de rebarba, tornam-se ligeiramente maiores com o aumento do avanço.

Avanço: 50 mm/min

Região de saída
da aresta de corte:
 $-0.52^\circ \sim 180.34^\circ$

Avanço: 100 mm/min

Região de saída
da aresta de corte:
 $-1.04^\circ \sim 180.34^\circ$

Avanço: 150 mm/min

Região de saída
da aresta de corte:
 $-1.52^\circ \sim 180.62^\circ$

Figura 3.15 - Influência do avanço no ângulo de interação. As figuras à direita destacam as regiões de saída da ferramenta para cada caso. Neste teste, foram utilizados os valores de rotação = 1000 rpm e ângulo da superfície de saída = 30° . (Min, 2001)

A variação do ângulo de interação com relação à velocidade de corte é apresentada na Figura 3.16. Neste teste, foram mantidos fixos os parâmetros: avanço = 100 mm/min e ângulo da superfície de saída = 30 graus. Nota-se um efeito contrário àquele apresentado pelo avanço. Assim, com o aumento da velocidade de corte, nota-se uma redução das regiões de saída da aresta de corte. Como conclusão, o aumento da velocidade de corte reduz as áreas de formação de rebarba.

Rotação: 500 RPM

Região de saída
da aresta de corte:
-1.91° ~ 181.05°

Rotação: 1000 RPM

Região de saída
da aresta de corte:
-1.04° ~ 180.34°

Rotação: 1500 RPM

Região de saída
da aresta de corte:
-0.69° ~ 180.34°

Figura 3.16 - Influência da rotação da broca no ângulo de interação. As figuras à direita destacam as regiões de saída da ferramenta para cada caso. Neste teste, foram utilizados os valores de avanço = 100 mm/min e ângulo da superfície de saída = 30°. (Min, 2001)

Ângulo: 0°

Região de saída
da aresta de corte:
 $0^\circ \sim 360^\circ$

Ângulo: 10°

Região de saída
da aresta de corte:
 $-2.44^\circ \sim 182.39^\circ$

Ângulo: 20°

Região de saída
da aresta de corte:
 $-1.30^\circ \sim 181.23^\circ$

Ângulo: 30°

Região de saída
da aresta de corte:
 $-1.04^\circ \sim 180.34^\circ$

Figura 3.17 - Influência do ângulo da superfície de saída no ângulo de interação. As figuras à direita destacam as regiões de saída da ferramenta para cada caso. Neste teste, foram utilizados os valores de rotação=1000 rpm e avanço = 100 mm/min. (Min, 2001)

Por fim, a Figura 3.17 apresenta a variação do ângulo de interação com relação ao ângulo da superfície de saída. No primeiro caso (Figura 3.17a), quando a superfície de saída for perpendicular ao eixo da broca, $\alpha=0^\circ$, o ângulo de interação é sempre positivo, o que corresponde à existência apenas de regiões de saída da aresta de corte. À medida que o ângulo da superfície de saída aumenta, ocorre uma redução das regiões de formação de saída da aresta de corte. Como resultado, uma menor região de formação de rebarba ocorre em superfícies de saída mais inclinadas.

3.3. Formalização das ações para minimização da rebarba

Os resultados apresentados nas duas seções anteriores serviram como base para um entendimento mais aprofundado sobre os mecanismos de formação de rebarba. Assim, conhecendo a influência dos parâmetros de corte na definição da morfologia final da rebarba, foi possível o estabelecimento de ações a serem tomadas nas diferentes etapas do ciclo de desenvolvimento de um produto/processo visando antecipar soluções para o problema de rebarbação.

Neste contexto, Chu (1998) estabeleceu quatro níveis de integração entre projeto e manufatura visando à minimização da rebarba, conforme Tabela 3.2. Esta tabela apresenta também o grau de flexibilidade de ajuste para cada nível, ilustrado através dos seguintes símbolos: $\uparrow$ (alto grau de flexibilidade), $\rightarrow$ (grau de flexibilidade de alto para baixo) e $\downarrow$ (grau de flexibilidade limitado). Nota-se portanto uma grande flexibilidade de ação no nível de projeto. Esta flexibilidade vai decrescendo à medida que o ciclo de desenvolvimento do produto vai sendo realizado. Assim, no nível mais detalhado de planejamento (Planejamento Micro), o projeto da peça, a sequência de processos de manufatura e os equipamentos já estão definidos. Resta contudo alguma flexibilidade ao planejador para definir o ferramental e as condições de corte, que ainda têm grande influência no processo de formação de rebarba, conforme seções 3.1 e 3.2. Por fim, no nível mais baixo, restam apenas ações para o estabelecimento e ajuste de operações de rebarbação ao longo do processo de produção. Na sequência, cada um destes níveis será comentado em detalhes.

Tabela 3.2 - Quatro níveis de integração entre o projeto e a manufatura visando a minimização da rebarba. (Chu, 1998)

Nível de Integração	Ação	Parâmetros ajustados	Grau de flexibilidade do ajuste
Nível 1	Projeto	Ângulo de chanfro Tamanho de chanfro Profundidade do rasgo	Projeto: ↑ Manufatura: ↑ Produção: ↑
Nível 2	Planejamento Macro	Maquinário Seqüência de operações Direção de avanço	Projeto: ↓ Manufatura: ↑ Produção: ↑
Nível 3	Planejamento Micro	Profundidade de corte Ângulo de saída radial Ângulo de saída axial	Projeto: ↓ Manufatura: → Produção: →
Nível 4	Planejamento da rebarbação	Processo de rebarbação Tipo de ferramenta Seqüência de passes	Projeto: ↓ Manufatura: ↓ Produção: →

No nível de integração I, é possível estabelecer parâmetros de projeto a fim de se minimizar a formação de rebarba. O mecanismo de formação da rebarba é significativamente afetado pela geometria da peça e pelos materiais e tratamentos superficiais especificados (Beier, 1999). Neste nível, o projetista pode se basear em modelos e gráficos que permitem uma previsão da configuração final da rebarba. Chu (1999a) exemplifica algumas regras simples de projeto que podem ser adotadas, apresentadas na Figura 3.18.

- **Evitar furos passantes:** rebarbas em operações de furação normalmente se formam na superfície de saída do furo. As rebarbas de entrada são usualmente pequenas e podem ser desconsideradas. Neste caso, torna-se benéfico se evitar a definição de furos passantes, substituindo-os por furos cegos nos casos em que esta modificação não altere a funcionalidade original do produto.

- ❑ **Utilizar profundidades adequadas:** na usinagem de rasgos não funcionais (valor de profundidade pode ser livremente estabelecido), a definição de uma profundidade maior poderá conduzir a formação de uma rebarba secundária de saída, que apresenta um tamanho reduzido e facilita a operação de rebarbação.
- ❑ **Adicionar chanfros apropriados:** Em operações de faceamento, a definição de chanfros nas bordas pode prevenir a formação de rebarbas de saída. Assim, este chanfro pode estar presente no próprio fundido ou pode requerer uma etapa adicional de acabamento de borda. Contudo, segundo Chu (1999a), uma operação de chanframento anterior ao faceamento pode reduzir os custos finais de manufatura quando comparada com a seqüência contrária, que é o procedimento predominante nas industriais.

Figura 3.18 - Regras de projeto que visam a redução da rebarba. (Chu, 1999a)

Nos níveis II e III, o projeto já foi estabelecido, porém existe uma grande flexibilidade para se planejar o processo. No nível II (planejamento macro), pode-se estabelecer a seqüência de operações de usinagem. Algumas regras foram apresentadas por Chu (1999a) para exemplificar ações a serem aplicadas neste nível de planejamento (Figura 3.19). Assim, num primeiro exemplo, torna-se mais interessante fresar a superfície (passo 1) antes de realizar a furação (passo 2), o que evita a formação de rebarbas de saída na superfície dos furos pela ação da fresa. Num segundo exemplo, torna-se mais interessante realizar o fresamento 1 antes do fresamento 2, uma vez que é mais indicada a formação de uma rebarba de topo ao longo da borda A do que uma rebarba de saída. Finalmente, no terceiro caso, sugere-se que a operação de faceamento

(passo1) anteceda a operação de fresamento do rebaixo, devido à prioridade de formação de rebarba de topo ao longo das bordas destacadas em vermelho.

Figura 3.19 - Regras de planejamento que visam reduzir a formação da rebarba.

(Chu, 1999a)

Ainda no nível de planejamento macro, o caminho da ferramenta numa operação de fresamento pode ser livremente estabelecido e otimizado. Este caminho influencia sobremaneira a definição de uma borda de entrada ou saída. Vale lembrar que a maximização das bordas de entrada resulta diretamente numa minimização da formação de rebarbas.

No nível III (planejamento micro), são realizados ajustes finos no processo de usinagem. Nesta etapa, uma correta seleção da ferramenta de corte (geometria da ferramenta, material da ferramenta) e dos parâmetros de usinagem (profundidade de corte, velocidade de corte, avanço da ferramenta, entre outras) resultarão em uma redução dos esforços posteriores de rebarbação. Assim, nota-se a importância dos resultados apresentados nas duas seções anteriores para operações de fresamento e furação.

Finalmente, no nível mais baixo de integração (nível IV), se a rebarba ainda existe, a única ação possível é o planejamento da operação de rebarbação a fim de reduzir os custos desta. Nesta última etapa, torna-se importante considerar outros aspectos para a escolha do método de rebarbação mais adequado: custo da operação, otimização dos equipamentos necessários para a rebarbação, além da forma de integrar esta nova etapa dentro do ciclo de produção. O custo-benefício da operação é função da qualidade especificada para a borda, do tamanho do lote envolvido, do tempo de rebarbação, do espaço físico necessário e das questões ambientais e de segurança.

Com base nesta abordagem proposta por Chu (1998, 1999a), foram publicados diversos trabalhos visando implementar regras para a minimização da rebarba, principalmente nos níveis de planejamento da operação (níveis II e III).

3.4. Algoritmos para minimização da rebarba em processos de fresamento

Segundo Dornfeld et al. (1999), um dos métodos mais eficientes para minimização da rebarba é prevenir as bordas nas quais a ferramenta sai da peça. Assim, vários algoritmos foram propostos para se definir um caminho da ferramenta que maximizasse as bordas de entrada da ferramenta. Uma aresta com apenas bordas de entrada pode ser considerada livre de rebarba.

Partindo-se deste princípio, Chu (1999b) desenvolveu uma estratégia para evitar a saída da ferramenta através de ajustes da posição da ferramenta ao redor dos vértices da peça. Esta estratégia, que considera apenas casos bidimensionais, é apresentada abaixo sob a forma de algumas regras de reposicionamento da ferramenta.

Figura 3.20 – Proposta de ajuste da posição da ferramenta ao redor de um vértice definido por segmentos lineares: (a) trajetória original em azul; (b) nova trajetória, apresentada em vermelho, que busca a formação apenas de bordas de entrada.

(Chu, 1999b)

A Figura 3.20 apresenta uma proposta de reorientação da ferramenta para um vértice definido por segmentos lineares. Assim, a trajetória convencional do centro da fresa, definida na Figura 3.20a pela linha azul, resulta na formação de rebarba no trecho

OC. Contudo, modificando-se a trajetória da ferramenta, através da inclusão do caminho apresentado em vermelho na Figura 3.20b, tem-se a formação exclusiva de bordas de entradas.

Proposta semelhante foi apresentada para vértices com raios de curvatura. Assim, a Figura 3.21 destaca a trajetória original (em azul) e a trajetória modificada (em vermelho). Novamente, esta última conduz exclusivamente à formação de bordas de entrada.

Figura 3.21 - Proposta de ajuste da posição da ferramenta ao redor de um vértice definido por um raio de curvatura: (a) trajetória original, em azul; (b) nova trajetória, apresentada em vermelho, que busca a formação apenas de bordas de entrada.

(Chu, 1999b)

Finalmente, a Figura 3.22 apresenta a aplicação da estratégia de Chu (1999b) para uma geometria experimental (formato T). A Figura 3.22a mostra a trajetória convencional de fresamento composta por movimentos de *zig-zag*. Já a Figura 3.22b mostra a nova trajetória proposta pelos autores, buscando ajustes da posição da fresa ao redor dos vértices. O resultado desta nova trajetória é a geração exclusiva de bordas de entrada.

Entretanto, Rangarajan (2001) aponta que uma das grandes limitações deste algoritmo é que este está baseado na utilização de uma fresa de diâmetro pequeno, o que permite uma maior mobilidade da fresa sobre a peça. Contudo, tal procedimento não tem aplicação prática na indústria, uma vez que a trajetória da fresa torna-se muito longa e, conseqüentemente, o tempo de usinagem cresce tremendamente.

Figura 3.22 – Duas estratégias de fresamento utilizadas para usinagem do corpo de prova em formato T: (a) trajetória convencional de *zig-zag*, que resulta na definição de alguns segmentos de saída da ferramenta; (b) nova trajetória proposta por Chu (1999b) que visa a definição de bordas de entrada ao redor de toda a peça.

Assim, Rangarajan (2001) propõe uma modificação deste método a fim de se considerar a utilização de fresas de diâmetros maiores. Este autor propõe ainda uma reformulação do conceito utilizado nos algoritmos anteriores, que buscam evitar a formação de bordas de saída sempre que necessário. Rangarajan propõe uma redução prioritária da rebarba nas regiões onde isto é realmente necessário. O objetivo da sua pesquisa é usinar uma superfície de forma a satisfazer os requisitos funcionais do projeto, tais como, acabamento de borda. Foi proposto um novo algoritmo que visa a minimização dos defeitos (rebarba ou quebra da borda) nas regiões que realmente possuem uma especificação para a qualidade da borda. Estas regiões são denominadas regiões de alta prioridade. Tal prioridade é definida através de características funcionais ou especificações de projeto.

A Figura 3.23 exemplifica a estratégia para definição de prioridades, através de uma operação de fresamento da face do bloco de motor, a qual vai conectada a bomba de óleo e de água. Nesta peça, existe uma câmara de alta pressão de óleo (região marcada em vermelho), onde a formação de rebarba deve ser evitada a qualquer custo. Isto porque uma rebarba pode se desprender da borda e entrar no reservatório de óleo, danificando o filtro. Assim, o nível de prioridade desta região é definido como “muito alto”. Outras câmaras (marcadas em verde) apresentam alta pressão de água. Nestas, o

nível de prioridade é definido como “alto” e a formação de rebarba deve ser evitada. Nas demais regiões (bordas externa, câmara para alívio de peso etc), a minimização da rebarba é vantajosa, mas não necessária.

Figura 3.23 - Definição de prioridades para acabamento de borda. (Rangarajan, 2002)

Neste ponto, Rangarajan (2002) diferencia o algoritmo em dois tipos de peças.

Tipo 1: Peças que apresentam uma certa flexibilidade no tempo de usinagem e que permitem a utilização de fresas de menor diâmetro. Conseqüentemente, tais peças suportam um aumento no comprimento da trajetória da ferramenta para maximizar a qualidade da borda.

Tipo 2: Peças que apresentam grande restrição no tempo de usinagem e necessidade de minimização do comprimento total da trajetória da fresa. Neste caso, torna-se indicada a utilização de fresas de maior diâmetro, que realizam toda o faceamento em um único passe.

3.4.1. Algoritmo para minimização de rebarbas em peças tipo 1

Para peças do tipo 1, Rangarajan (2001) propõe a ordenação das bordas segundo o nível de prioridade, usinando inicialmente as regiões mais importantes sobre o ponto de vista de acabamento de borda. Seguindo a seqüência de prioridades, definem-se faixas de deslocamento do centro da fresa com relação à borda em questão a fim de se

garantir a geração de uma borda de saída. Outros dois tipos de deslocamentos são definidos, buscando-se evitar a interferência com regiões adjacentes. Estes casos são exemplificados na Figura 3.24. No primeiro exemplo, durante usinagem de uma das bordas da câmara, ocorre interferência com outra borda da mesma câmara. No segundo exemplo, durante usinagem de uma borda de uma das câmaras, ocorre interferência com uma borda de uma câmara adjacente. Em ambos os casos, limites de deslocamento da fresa devem ser definidos para que sejam evitadas tais interferências. Por fim, as três lógicas para definição de deslocamentos são agrupadas, buscando-se evitar a formação de borda de saída numa região prioritária, seguida da auto-interferência e, por último, da interferência externa.

Figura 3.24 - Duas lógicas para se definir o valor do deslocamento do centro da broca.

(Rangarajan, 2001)

A trajetória da fresa é definida agrupando-se os valores de deslocamento calculados na etapa anterior. Tal agrupamento busca levar em consideração a ordem de prioridade das bordas. As bordas menos prioritárias são usinadas por fim. Contudo, a definição da trajetória da fresa através de agrupamento dos deslocamentos não garante a usinagem de toda a superfície. Desta forma, a última etapa do algoritmo proposto busca regiões da peça não usinadas e adiciona segmentos de trajetória a fim de se considerar tais regiões.

O resultado deste algoritmo é apresentado abaixo, sendo que as linhas pretas indicam o caminho da fresa na sequência da numeração adjacente:

Figura 3.25 - Resultado do algoritmo para minimização da rebarba para peças do tipo 1.
(Rangarajan, 2001)

Rangarajan propôs também um teste para validar a nova trajetória da fresa durante usinagem do bloco e também para comparar com os resultados da estratégia convencional de usinagem. Neste experimento, foram utilizados os parâmetros: fresa de 40 mm de diâmetro com inserto de metal duro, rotação de 4000 rpm e avanço de 2200 m/min (mantendo a mesma taxa de avanço por dente utilizada na usinagem convencional) e profundidade de corte de 0,7mm. A Figura 3.26a apresenta a face do bloco do motor usinada através da estratégia convencional. Nota-se claramente a presença de rebarba em algumas regiões críticas. Já a Figura 3.26b apresenta os resultados da nova trajetória de usinagem proposta na Figura 3.25. Nota-se uma redução significativa da rebarba, principalmente nas regiões de maior prioridade.

Figura 3.26 - Análise de duas estratégias para faceamento do bloco de motor: (a) estratégia baseada na trajetória convencional da fresa; (b) estratégia baseada na trajetória ótima para minimização da rebarba. (Rangarajan, 2001)

3.4.2. Algoritmo para minimização de rebarbas em peças tipo 2

Desenvolver um algoritmo para se evitar bordas de saída em todas as partes de peças do tipo 2 é praticamente impossível, devido às restrições de tempo de usinagem e diâmetro da fresa. Assim, Rangarajan (2002) propõe modificações no algoritmo de minimização da rebarba indicado para peças do tipo 1. O objetivo do novo algoritmo ainda é o mesmo: evitar a formação da rebarba nas regiões onde isto é necessário. Uma vez que a formação da rebarba é inevitável, este novo algoritmo busca ao menos evitar os três piores casos de formação de rebarba:

- ❑ Formação de rebarbas de saída na direção do avanço.
- ❑ Formação de rebarbas de entrada para o caso de um ângulo de entrada da ferramenta muito grande. Embora as bordas de entrada são consideradas livres da formação de rebarba, tal premissa não é válida para o caso extremo de ângulo de entrada acima de 150 graus. Este fenômeno é atribuído ao efeito da geometria do inserto. Acima deste limite, a aresta adjacente à aresta de corte empurra o material da borda da peça em vez de cortá-lo. Tal fato leva a formação de uma grande rebarba.

- ❑ Formação de rebarbas de saída para o caso de um ângulo de saída da ferramenta muito grande (acima de 150 graus).

Rangarajan (2002) propôs inicialmente a definição dos deslocamentos limites do centro da fresa a fim de se evitar a ocorrência dos casos descritos acima. Os valores máximos e mínimos destes deslocamentos são apresentados na Figura 3.27. No limite superior, tem-se a formação de uma borda de entrada com o máximo ângulo permitido. Já no limite inferior, gera-se o máximo ângulo permitido para uma borda de saída. Assim, mantendo-se o deslocamento do centro da fresa entre estes dois limites, evita-se a formação de rebarbas grandes e garante-se a usinagem de toda a superfície da peça.

Figura 3.27 - Estratégia para definição dos limites inferiores e superiores do deslocamento do centro da fresa. Rangarajan (2002)

Após a definição dos deslocamentos limites, tem-se um conjunto de regiões de tolerância para o movimento de avanço da fresa. Estas regiões são definidas em azul na Figura 3.28. Rangarajan (2002) propôs, como segundo passo, a definição da trajetória mais curta de usinagem através do método *convex hull*.

Figura 3.28 - Metodologia para definição da trajetória mais curta a partir de um conjunto de regiões definidas por deslocamentos mínimo e máximo. Rangarajan (2002)

Contudo, após a definição da trajetória mais curta, deve-se analisar se esta trajetória está condizente com requisitos de borda para regiões prioritárias. Assim, em alguns casos, torna-se necessário a realização de ajustes locais na trajetória proposta a fim de se garantir a qualidade de borda especificada. A trajetória modificada localmente é então incorporada à trajetória mais curta previamente definida, removendo o segmento antigo.

Porém, modificações locais na trajetória da ferramenta podem ainda não ser suficientes, principalmente se ocorrerem algumas das seguintes situações:

- ❑ a nova trajetória pode provocar interferência entre a ferramenta e saliências e/ou concavidades da vizinhança e
- ❑ o sistema de fixação da peça durante a usinagem limita a região de movimentação da ferramenta.

Nas situações descritas acima, torna-se necessário elevar a ferramenta com relação à superfície de faceamento e reposicioná-la em um ponto adequado. Esta nova posição é calculada buscando-se minimizar o movimento em vazio da fresa, bem como evitar movimentos de mergulho sobre a peça. Devido à rigidez das máquinas atuais, a estratégia de elevação e posterior reentrada da ferramenta não compromete o acabamento superficial, nem gera degraus na superfície usinada.

Por fim, Rangarajan apresenta o resultado do algoritmo proposto para peças do tipo 2 através da Figura 3.29. As linhas mais grossas indicam a nova trajetória da fresa proposta para uma das faces de um bloco de motor. Analisando com mais detalhes, as linhas azuis indicam a trajetória definida pela etapa do caminho mais curto. As linhas vermelhas indicam elevação e reentrada da ferramenta. Já as linhas verdes indicam reprogramação local da trajetória da ferramenta.

Figura 3.29 - Resultado do algoritmo para minimização da rebarba para peças do tipo 2.
(Rangarajan, 2002)

3.4.3. Algoritmo para minimização de rebarbas baseado na ordem de saída da ferramenta

Finalmente, o algoritmo que representa o estado da arte em minimização da rebarba vem sendo desenvolvido no *Laboratory for Manufacturing Automation* da Universidade da Califórnia em Berkeley. Este algoritmo busca incorporar as variáveis de geometria do inserto, avanço e orientação da borda da peça na previsão da formação da rebarba. Para tal, Bansal (2002) define três pontos sobre o inserto da ferramenta A, B e C conforme Figura 3.30.

Figura 3.30 - Definição dos pontos ABC sobre o inserto da fresa. (Bansal, 2002)

Assim, a sequência com que estes pontos saem da peça influencia bastante no tamanho da rebarba a ser gerada. A Figura 3.31 apresenta as seis diferentes combinações de saída dos três pontos do inserto. A combinação ABC é a que determina a formação da rebarba de menor tamanho. De forma oposta, a combinação CBA é a que gera a maior rebarba. Assim, as seis combinações são apresentadas na Figura 3.31 na ordem crescente de formação de rebarba: ABC, BAC, ACB, BCA, CAB, CBA.

Figura 3.31 - Combinação dos pontos ABC, apresentados na ordem crescente de formação de rebarba. (Bansal, 2002)

Partindo-se desta premissa, Bansal e Lee (2002) propuseram um algoritmo revolucionário para minimização da rebarba. Segundo os autores, a primeira etapa deste algoritmo ainda é a minimização das bordas de saída da ferramenta, especialmente para regiões de alta prioridade. Contudo, como não é possível se evitar completamente a definição de aresta de saída, o tamanho da rebarba nestas arestas pode ser minimizado através da lógica da ordem de saída ABC.

O resultado do algoritmo de cálculo da seqüência de saída ABC foi inicialmente simulado utilizando-se uma trajetória convencional de usinagem: *zig-zag*. Partindo-se da geometria da peça e da trajetória da ferramenta, o teste apresentado na Figura 3.32 determina as regiões de saída da ferramenta e, para cada uma destas, determina-se qual é a seqüência de saída ABC.

Figura 3.32 - Determinação das bordas de saída para uma trajetória *zig-zag*, bem como a classificação destas bordas em função da ordem ABC. (Bansal e Lee, 2002)

Esta informação pode então se incorporada ao algoritmo de cálculo da trajetória ótima da ferramenta para minimização da rebarba. Realimentando o algoritmo com o tamanho previsto para a rebarba através da lógica de saída ABC, a trajetória da ferramenta pode ser reprogramada buscando-se uma melhor ordem de saída. Assim, não sendo possível evitar a definição de uma borda de saída, ao menos se tenta minimizar o tamanho da rebarba através de uma ordem de saída ABC mais adequada. Esta integração do algoritmo de cálculo da trajetória ótima da ferramenta com o algoritmo de cálculo da seqüência de saída ABC esta em fase de desenvolvimento.

3.5. Algoritmos para minimização da rebarba em processos de furação

Na Seção 3.2.1, através da análise dos resultados da Figura 3.8, Kim e Dornfeld (2000) concluíram que é mais importante controlar o tipo da rebarba a ser formada do que tentar controlar diretamente o tamanho da mesma.

Partindo-se deste princípio, foi proposto levantar experimentalmente um gráfico de controle da rebarba de furos, que se tornaria uma ferramenta para prever e controlar a sua formação sob uma certa condição de furação. Este gráfico também poderia ser utilizado para selecionar condições de corte que minimizariam a formação da rebarba. A Figura 3.33 apresenta os resultados deste gráfico, considerando a usinagem de aço inox (AISI304L) e ferramenta de ponta *split*. Os parâmetros de corte utilizados foram: diâmetro da broca (d), avanço (F) e rotação do eixo (N).

Figura 3.33 - Gráfico de controle da rebarba de furos, considerando os três tipos de rebarba. (Kim e Dornfeld, 2000)

Analisando o gráfico, nota-se a existência de regiões de concentração dos dados correspondentes às rebarbas dos tipos I, II e III. Estas regiões podem ser separadas de acordo com a Figura 3.34. Desta forma, a partir dos parâmetros de corte, pode-se prever

o tipo de rebarba a ser formada. Porém, dentro deste gráfico, existe uma região (retângulo) referente às condições recomendadas para uma furação de aço inox em alta velocidade. Dentre estas condições, destacam-se ainda aquelas (pontos azuis) que irão conduzir à formação de uma rebarba tipo I, correspondentes a um tamanho minimizado.

Figura 3.34 - Gráfico de controle da rebarba de furos, destacando as regiões de concentração de cada tipo de rebarba. (Kim e Dornfeld, 2000)

Desta forma, o algoritmo proposto por Kim se baseia no levantamento de gráficos de controle, tais como o apresentado na Figura 3.34, para cada material a ser usinado. De posse destes gráficos, torna-se possível ajustar os parâmetros de avanço e rotação da broca a fim de se estabelecer um ponto de atuação dentro da região de minimização em destaque na Figura 3.34.

Embora apresente algumas limitações, esta é a estratégia para minimização de rebarba em furação que mais se destaca na literatura. Frente aos diversos trabalhos publicações para fresamento, nota-se uma clara deficiência de soluções no ramo de furação. Visando atender a este nicho, será apresentada no Capítulo 6 uma nova proposta para minimização de rebarbas em furação, baseada em um novo movimento vibratório da ferramenta.

4. PROCESSOS DE REBARBAÇÃO

4.1. Aspectos Gerais

Apesar de já existir uma série de trabalhos buscando melhorar as técnicas de minimização e posterior remoção da rebarba, o desenvolvimento de novos materiais e os avanços das técnicas de usinagem vêm requisitando cada vez mais aprimoramentos dos sistemas de rebarbação (Proctor, 1989). Este panorama é mais aparente na indústria aeroespacial, na qual ocorre um acelerado avanço em busca de materiais cada vez mais resistentes, tais como titânio e inconel, aplicados em componentes de alto desempenho. Entretanto, estes novos materiais já começam a ser utilizados pelas demais indústrias de manufatura, principalmente a indústria automobilística. Como resultado, problemas de rebarbação vêm se tornando freqüente em um número cada vez maior de indústrias, fato que gera uma necessidade cada vez maior de pesquisas nesta área.

Contudo, Persoons (1997) ressalta que os problemas de rebarbação devem ser estudados caso a caso, uma vez que a qualidade requerida para a rebarbação varia de uma peça para a outra. Mesmo dentro de uma mesma peça, os requisitos da rebarbação podem ser diferentes dependendo da funcionalidade da superfície. Em alguns casos, simplesmente não é necessário rebarbar. Segundo Gillespie (1987), “*If you don’t have to take it off, don’t*” (se não é necessário remover a rebarba, não o faça).

Em outros casos, a única exigência é a remoção da rebarba, não havendo necessidade de se controlar a superfície a ser gerada. Nestes casos, existe uma ampla liberdade de escolha do método de rebarbação (rebarbação eletroquímica, rebarbação por escovamento, rebarbação por energia térmica, rebarbação por vibração etc) ou da ferramenta a ser utilizada (lixa, escova abrasiva, lima, fresa etc). A inspeção pode ser apenas visual.

Para casos de componentes mais precisos, a exigência pode ainda ser uma simples remoção da rebarba, contudo o processo de inspeção pode determinar que nenhuma rebarba seja visível sob diferentes aumentos, por exemplo, 4x ou 10x (Persoons, 1997). Nestes casos, deve-se avaliar cuidadosamente qual o processo de rebarbação mais indicado. Processos manuais, tais como rebarbação utilizando lima, podem não mais atender às especificações.

Por fim, o caso mais crítico de rebarbação acontece quando o desenho de produto exige a geração de um chanfro com geometria definida ou mesmo um raio específico de concordância. Este caso exige efetivamente uma operação de usinagem e não mais uma simples operação de rebarbação (apenas para remoção da rebarba). O que normalmente gera confusão nestas situações é o fato de a usinagem do chanfro ou do raio de concordância ter com consequência a remoção da rebarba. Porém, caso fosse inicialmente adotada uma simples operação de rebarbação, seria necessário um posterior processo de usinagem do chanfro ou raio. Para componentes que exigem uma geometria definida de borda, são indicadas as operações de fresamento e retificação (Sickle e Flores, 1997), utilizando equipamentos para guiar as ferramentas de forma precisa ao redor da borda da peça. Não há possibilidade de se utilizar métodos manuais. Entretanto, a própria operação de chanframento pode ocasionar a formação de uma pequena rebarba na superfície de saída do chanfro. Dependendo das especificações de qualidade da borda, pode-se ainda necessitar de uma posterior operação de remoção destas rebarbas. Neste caso, tem-se efetivamente uma operação de rebarbação.

As operações de rebarbação podem ser executadas manualmente ou através de soluções automatizadas. As vantagens e desvantagens de cada uma destas soluções serão comentadas nas seções a seguir.

4.2. Rebarbação Manual

Apesar de ser uma operação extremamente insegura e anti-ergonômica, as indústrias de manufatura ainda utilizam amplamente o trabalho de rebarbação manual. Os resultados deste trabalho dependem do operador e estão sujeitos a flutuações significantes de qualidade (Sickle e Flores, 1997).

O processo requer constante atenção do operador, que está sujeito a ruídos, poluição e vibrações. Tudo isto torna a operação perigosa, lenta, difícil, custosa e bastante susceptível a erros (Koelsch, 1990; Sickle e Flores, 1997), que são muito caros porque podem danificar uma peça em fase final de produção. São ainda freqüentes os casos nos quais os rebarbadores se esquecem de rebarbar alguma borda da peça. Isto ocorre principalmente em peças grandes (carcaça de diferencial e blocos de motores, por exemplo), com várias bordas a serem rebarbadas. Nestes casos, durante os quinze minutos gastos para a remoção completa das rebarbas, é humanamente possível que o operador se esqueça de rebarbar alguma borda, mesmo com a inclusão de uma operação posterior de inspeção.

A Figura 4.1 apresenta algumas das ferramentas utilizadas pelos operadores para efetuarem a rebarbação. Muitas destas ferramentas manuais podem causar problemas de segurança e saúde para os operadores. A Síndrome do Túnel Carpal e a doença de Raynaud (popularmente conhecida como doença dos dedos brancos ou dedos mortos) são sintomas comuns de trabalhadores sujeitos a constante vibração proveniente das ferramentas de rebarbação (Graves, 1999).

Figura 4.1 - Ferramentas manuais utilizadas nos processo de rebarbação: (a) esmerilhadeira com fresa; (b) discos abrasivos; (c) escova rotativa do tipo radial.; (d) rasquete; (e) lixa de cinta; (f) lima.

Todos estes aspectos relacionados à saúde, ergonomia e segurança da operação manual de rebarbação vêm se transformando em uma crescente fonte de problemas para as indústrias que adotam este tipo de serviço. A operação manual vem se tornando uma solução cara devido ao aumento do custo da mão-de-obra e da necessidade contínua de treinamento, ocasionada por freqüentes trocas de operador (Proctor, 1989). É difícil um rebarbador suportar as condições adversas de trabalho por muito tempo.

Desta forma, nota-se um movimento por parte das indústrias no sentido de se reavaliar ou mesmo substituir as soluções de rebarbação manual por alternativas automatizadas de rebarbação. Estas alternativas serão discutidas na seção seguinte.

4.3. Rebarbação Automática

Diversas soluções para automação das operações de rebarbação vêm sendo pesquisadas há vários anos e já estão sendo consideradas com alternativas inevitáveis para substituir a indesejável e problemática rebarbação manual. Estas soluções variam desde o desenvolvimento de equipamentos especializados, passando pela rebarbação nas próprias máquinas CNC e culminando na utilização de robôs industriais para a execução da rebarbação.

Muitos equipamentos automatizados representam soluções específicas para alguns métodos de rebarbação, tais como: equipamentos para rebarbação eletroquímica, rebarbação por energia térmica, rebarbação por vibração, rebarbação centrífuga, entre outros. Cada método acima apresenta suas particularidades e é mais adequado para alguns aspectos relacionados à geometria, ao material e aos requisitos de acabamento da borda da peça (Gillespie, 1996). O nível de automação também varia de método para método, podendo ser um simples sistema de alimentação automática de um equipamento para rebarbação por vibração ou um complexo sistema para controle dos pulsos de tensão aplicado em um equipamento para rebarbação eletroquímica, visando controlar o arredondamento final da borda. A seção 4.4.4 apresenta maiores detalhes destes métodos.

Existem também outros equipamentos específicos para rebarbação através das operações de fresamento, retificação, recalçamento e escovamento. Os três primeiros métodos são particularmente indicados para os casos em que se exige uma geometria

definida para a borda, seja mediante um chanfro ou um raio de concordância. Exemplos característicos são os equipamentos utilizados para rebarbação de dentes de engrenagem, através de operações de chanframento (utilizando uma fresa especial) e retificação (utilizando disco abrasivo). Estes exemplos são apresentados nas Figura 4.2a e Figura 4.2b respectivamente. Entretanto, para os casos onde a necessidade seja apenas a remoção da rebarba ou mesmo um arredondamento da borda sem fixar um raio específico, a operação de escovamento aparece como um dos métodos mais utilizado (Figura 4.2c).

Salvo algumas exceções, os equipamentos discutidos anteriormente apresentam um nível básico de automação, representam soluções simples e baratas e muitas vezes são construídos na própria fábrica através de reformas de máquinas antigas. Contudo, estes equipamentos normalmente se baseiam em soluções dedicadas, na qual pequenas alterações no produto podem requerer um reprojeto da máquina. Esta limitação sugere o uso de equipamentos mais flexíveis, como é o caso da rebarbação nas próprias máquinas CNC ou a utilização de robôs industriais.

Figura 4.2 - Equipamentos automáticos para rebarbação: (a) chanframento do dente; (b) retificação do dente com disco abrasivo; (c) escovamento de um cabeçote de motor.

Muitas empresas estão enxergando a possibilidade de se reduzirem os custos da operação de rebarbação através da realização deste processo nas mesmas máquinas que usinam as peças. Gillespie (1996) esclarece que as máquinas CNC são extremamente rígidas e precisas. Podem ainda ser aplicadas para a remoção das rebarbas imediatamente após as operações de fresamento, retífica ou furação das superfícies da peça. Basta a inclusão de ferramentas específicas para a operação de rebarbação ou a modificação das ferramentas existentes. Nos centros de usinagem, pode-se utilizar uma ferramenta rígida (fresa ou cabeçote escareador) para a usinagem de chanfros ou

arredondamentos da borda, ou ferramentas flexíveis (escovas) para os casos nos quais a precisão geométrica da borda é mais aberta. Nas retificadoras, existem casos nos quais é possível modificar a geometria do rebolo (alterar o seu perfil) e utilizá-lo para a rebarbação das bordas após a retificação.

Outras vantagens da utilização das máquinas CNC são:

- redução da movimentação das peças dentro da fábrica, já que a rebarbação é realizada no próprio equipamento;
- não há necessidade de ocupação de espaço extra para alocação de um equipamento específico para rebarbação, fato importante já que muitas empresas têm problema de espaço e *layout* e
- simplificação e barateamento da manutenção dos equipamentos e treinamento dos operadores.

Contudo, nem sempre a rebarbação nas máquinas CNC é possível. Em alguns casos, devido ao grande volume de produção, a máquina CNC simplesmente não tem tempo disponível para executar uma operação extra, mesmo que esta operação não demande muito tempo. Neste caso, torna-se mais viável o investimento em um novo equipamento do que a perda de uma parcela de tempo de uma máquina gargalo. Outra limitação da operação de rebarbação nas máquinas CNC é que sua aplicação não abrange o universo de peças com geometria complexas, principalmente considerando furos e concavidades internas à peça.

Este é o nicho ideal para a aplicação de robôs, aproveitando toda a flexibilidade de operação dos mesmos. Segundo Gillespie (1996), a flexibilidade dos robôs é resultado da ampla capacidade de programação de movimentos e da utilização de ferramentas e sistemas de fixação universais. Assim, eles conseguem operar todos os lados da peça, sem a necessidade de alterar a fixação, além de alcançarem regiões impossíveis para outros métodos, tais como inserções e furos. Koelsch (1990) acrescenta ainda que, enquanto processos dedicados requerem novos acessórios e outras opções, o processo robótico necessita apenas de uma troca do programa de trabalho para operar uma nova geometria de peça.

4.4. Métodos Comerciais de Rebarbação

Gillespie (1996) cita cerca de cinquenta métodos de rebarbação, cada qual com suas vantagens e desvantagens. Persoons (1997) propõe a classificação destes métodos em diretos ou indiretos, dependendo da ocorrência ou não de contato entre a ferramenta e a peça. Estes métodos são ainda sub-classificados levando-se em consideração a utilização ou não de ferramenta com geometria definida ou ainda a formação ou não de cavaco. A Figura 4.3 sintetiza estas classificações, considerando apenas os métodos mais usuais. Os demais métodos, tais como rebarbação a plasma e rebarbação por ultrassom, não serão abordados neste trabalho, pois apresentam uma utilização ainda muito incipiente.

Figura 4.3 - Classificação dos métodos mais usuais de rebarbação (adaptação de Persoons, 1997)

Por fim, Gillespie (1998) enfatiza que antes de procurar métodos de rebarbação mais adequados, é essencial definir o tamanho e a configuração da rebarba formada. Para tal, existem mais de quarenta técnicas de inspeção, que podem ser classificadas como: táteis, inspeções visuais, testes destrutivos, método da réplica, teste com água, perfilômetro, mapeamento a laser, métodos capacitivos, métodos indutivos e medição

da força aplicada. Contudo, para uma correta interpretação dos resultados das inspeções, torna-se importante também definir critérios para que uma protuberância seja considerada rebarba. Isto evita que algumas peças sejam desnecessariamente rejeitadas ou equivocadamente aprovadas.

A seguir, são descritos os principais métodos comerciais de rebarbação.

4.4.1. Rebarbação por escovamento

O processo de escovamento é amplamente utilizado na industrial metal-mecânica, sendo aplicado tanto para operações de rebarbação, como também para limpeza, polimento, e arredondamento de borda. Comparado com outros processos de rebarbação, o escovamento apresenta grandes vantagens: é rápido, relativamente barato e extremamente flexível.

As escovas são formadas por um grupo de filamentos recobertos por grãos abrasivos. Os filamentos podem ser fios de aço temperado ou fios de aço inox não temperado, fios não-ferrosos (latão, berílio-cobre, prata ou níquel), fios sintéticos (nylon, polipropileno ou estireno) ou mesmo fios naturais (cerdas da crina de cavalo) (Gillespie, 1999). Grãos abrasivos são depositados em toda a extensão do filamento, de forma que tanto as pontas como as laterais do filamento apresentam ação abrasiva. Normalmente, os abrasivos correspondem a 20-40% do peso total do filamento (Mahadev, 1999). Ainda segundo Mahadev, os abrasivos mais usados são o carbetto de silício e o óxido de alumínio, embora diamantes e CBN podem ser utilizados em casos específicos.

Gillespie (1999) ainda classifica as escovas em cinco tipos básicos: escovas radiais, escovas de copo ou de disco, escovas de topo, escovas cilíndricas e escovas para tubos (Figura 4.4). Contudo, cada um destes tipos básicos pode apresentar variações em projeto e composição.

O desempenho do processo de rebarbação por escovamento é amplamente afetado por diversos parâmetros de projeto das escovas. A qualidade do processo depende de uma escolha adequada destes parâmetros. Algumas recomendações para o ajuste correto das variáveis do processo de escovamento podem ser encontradas em Mahadev (1999). As variáveis são:

Figura 4.4 - Ilustração dos cinco tipos básicos de escovas para rebarbação
(Gillespie, 1999)

- Densidade: número de filamentos presentes na escova. A utilização de escovas com densidades elevadas pode provocar um superaquecimento das escovas e conseqüente danificação dos filamentos. De forma contrária, nas escovas com baixa densidade, os filamentos não apresentam suporte suficiente, o que pode levar à quebra prematura dos filamentos e à redução da vida da escova. Em uma escova com densidade adequada, os filamentos são dispostos próximos o suficiente para suportarem os esforços da operação de rebarbação, bem como devem ser espaçados o suficiente para permitir uma adequada dissipação do calor e apresentar flexibilidade para acompanhar os contornos das peças.
- Comprimento do filamento: distância entre o topo do filamento a sua base. O comprimento do filamento afeta a agressividade das escovas. As escovas são mais agressivas à medida que os filamentos diminuem. Segundo Gillespie (1999), nos casos de rebarbação mais pesada (presença de rebarbas caracterizadas por uma base espessa), deve-se utilizar uma configuração de escova com elevada capacidade de remoção e mínimo impacto. Nestas circunstâncias, são indicadas as escovas radiais mais densas e com filamentos curtos. A grande vantagem desta configuração de escova está na

sua capacidade de remoção de rebarbas sem modificar as características dimensionais das duas superfícies. Em contrapartida, para os casos de rebarbação leve, são indicadas as escovas com filamentos mais longos, que são mais flexíveis e podem seguir contornos de superfícies irregulares.

- Diâmetro do filamento: na maioria das aplicações, os filamentos com diâmetros menores são mais efetivos, devido a sua maior densidade e porque uma maior área abrasiva pode ser exposta à peça. Filamentos muito grossos são mais propensos à quebra, reduzindo assim a vida da ferramenta (Fultz, 2000).
- Tamanho do grão: a granulometria das escovas varia de 46 a 600 e está relacionada com o diâmetro do filamento (Fultz, 2000). Contudo, Mahadev (1999) esclarece que as escovas não removem material com a mesma velocidade dos rebolos ou demais produtos recobertos (exemplo: lixas) com abrasivos de mesma granulometria. Desta forma, as escovas são consideradas ferramentas de acabamento superficial, e não ferramentas de usinagem.

Outro fator que influencia diretamente o desempenho das escovas é a velocidade de rotação. Velocidades mais altas resultam em uma maior agressividade do filamento. Velocidades menores permitem ao filamento trabalhar por toda a sua superfície, o que contribui para o aumento da vida da escova.

A rebarbação por escovamento fatalmente resultará em um arredondamento das bordas. Contudo, o grau de arredondamento da borda pode ser controlado através de ajustes dos parâmetros da escova (densidade, comprimentos dos filamentos, diâmetro do filamento e tamanho do grão abrasivo) e de parâmetros do processo (velocidade de escovamento e tempo em que a peça fica sob ação da escova).

As escovas podem ser utilizadas em ferramentas pneumáticas ou elétricas manuais, bem como podem ser utilizadas em equipamentos especiais operados manualmente (furadeira e esmeril) ou totalmente automatizados (máquinas CNC e robôs). A Figura 4.5 apresenta algumas destas alternativas.

A utilização de escovas em máquinas CNC resulta em um processo de rebarbação bastante flexível e que reduz a movimentação de peças na fábrica. As peças

podem ser usinadas e rebarbadas na própria máquina. Na Figura 4.5a, é apresentada uma escova de disco montada em um suporte para ferramenta de uma máquina CNC. Esta é uma aplicação utilizada para rebarbação de blocos e cabeçotes de motores. Contudo, a Figura 4.5b apresenta uma configuração de ferramenta ainda mais revolucionária, que incorpora as escovas na própria fresa. Esta ferramenta permite realizar as operações de fresamento em acabamento conjugada com a rebarbação em uma única ferramenta. As escovas podem ser acionadas hidráulicamente (pela pressão do líquido refrigerante), pneumaticamente (pelo ar através dos canais de mínima lubrificação) ou eletronicamente.

Figura 4.5 - Ferramentas e dispositivos especiais empregados na rebarbação por escovamento: (a) escova de disco com filamentos de nylon, acoplada ao suporte da ferramenta, a ser aplicada em uma máquina CNC (Gillespie, 1999); (b) fresa especial que incorpora escovas para rebarbação em processo (Máquinas e Metais, 2001); (c) rebarbação robótica utilizando uma escova como ferramenta.

Por fim, Stango et al. (1999) acrescenta que apesar de ser um dos métodos de rebarbação mais utilizados, o processo de remoção de rebarba mediante escovas não está completamente dominado. Tal fato se deve principalmente pelas dificuldades associadas ao modelamento da complexa interação que ocorre entre os filamentos e a peça. No trabalho em questão, Stango et al. propõe um modelo dinâmico para a remoção de material através de ferramentas flexíveis, tais como escovas. Através deste estudo, é possível entender melhor o mecanismo e ação das escovas e conseqüentemente aumentar a eficiência da operação de escovamento.

4.4.2. Rebarbação com água a alta pressão

O método de rebarbação com água a alta pressão é utilizado tanto para rebarbação como para limpeza das peças. Em rebarbação, sua principal aplicação é a remoção de rebarbas presentes nas interseções de furos (Berger, 1998). Não são utilizadas partículas abrasivas, somente água a alta pressão. A aplicação de jato de água com partículas abrasivas será apresentada na próxima seção.

Segundo Berger, a pressão de água pode variar entre 350 a 600 bar, considerando um diâmetro do bico entre 0,8 a 1,3 mm. Tal pressão é responsável pela remoção da rebarba, contudo também provoca o desgaste acelerado do bico. A utilização de um bico desgastado provoca a redução da pressão do jato de água, que se pulveriza rapidamente após deixar o bico. Neste caso, o bico deve ser trocado rapidamente para manter a qualidade do processo de rebarbação.

Figura 4.6 - Aplicações práticas do método de rebarbação com água a alta pressão: (a) rebarbação de um virabrequim utilizando jato de água a alta pressão; (b) rebarbação de um cárter utilizando um sistema de quatro bicos em paralelo; (c) rebarbação robótica utilizando água a alta pressão. (Berger, 1998)

A Figura 4.6 apresenta algumas aplicações práticas do método de rebarbação em questão. Na Figura 4.6a, jatos de água a alta pressão são utilizados para rebarbar os furos de um virabrequim. Já na Figura 4.6b, quatro jatos de água são direcionados para as superfícies fresadas de um cárter, a fim de remover as rebarbas. Por fim, a Figura 4.6c apresenta um sistema de rebarbação robótica, na qual o robô é utilizado para manipular diversos tipos peças e posicioná-las contra um jato de água. A vantagem deste sistema está exatamente na sua universalidade, possibilitando a rebarbação de

peças de diferentes geometrias sem qualquer alteração da ferramenta ou do dispositivo de fixação da peça. Neste caso, o robô deve ser protegido por um encapsulamento de borracha ou neoprene a fim de se evitar danos às juntas do mesmo.

4.4.3. Rebarbação por jato abrasivo

O método de rebarbação por jato abrasivo é um processo de acabamento baseado na ação de um jato de água ou ar misturado com partículas abrasivas, que é lançado contra a superfície da peça. Além de ser utilizado para rebarbação, este método pode ainda ser utilizado no arredondamento de borda ou polimento de superfícies de peças de uma grande variedade de indústrias: automotiva, aeronáutica, vidro etc.

Uma das aplicações mais recentes do método em questão e que vem recebendo grande atenção é a rebarbação de canais internos para melhoria do fluxo de água, gás ou óleo, presentes em peças como bicos injetores, bloco e cabeçote de motores, coletores de admissão e escape etc (Williams, 1998). A rebarbação de áreas internas (furos, inserções, concavidades etc) pode ser torna um problema devido a uma série de fatores: dificuldade de aproximação da ferramenta de rebarbação, espaço mínimo para posicionamento e movimentação da ferramenta, áreas de trabalho pouco visíveis e dificuldade para inspeção da qualidade da borda (Balasubramaniam et al., 1999). A interseção de canais internos é uma destas geometrias de difícil rebarbação. A maioria dos métodos convencionais de rebarbação (vibração, centrífuga, escovamento, furação) não assegura a remoção completa das rebarbas nem a qualidade superficial da borda. Neste contexto, Balasubramaniam et al. apresenta um estudo das variáveis do processo de jato abrasivo para interseção de furos e os métodos necessários para a maximização da taxa de remoção de material.

No caso de utilização de jato de água como meio de transporte do abrasivo, a água é pressurizada entre 1300 e 4000 bar (Maudlin, 1995), e forçada contra um pequeno orifício de safira (tipicamente com diâmetro entre 0,25 a 0,4 mm) a uma velocidade de 850 m/s, o que corresponde a uma velocidade duas vezes e meia maior que a do som. Devido à restrição do fluxo, ocorre a formação de uma zona de baixa pressão que succiona partículas da linha de alimentação de abrasivos (Figura 4.7). Dentro do longo tubo cerâmico de mistura, ocorre a formação a união das partículas abrasivas com o jato de água, que é lançado para fora do tubo a uma velocidade de 300 m/s. Este jato de água e abrasivos é direcionado para a borda a ser rebarbada. A ação de

corte ocorre como um processo de retificação, porém as forças e movimentos são proporcionados pelo jato de água, tal como o rebolo numa operação de retificação típica (Williams, 1998). O efeito de cada um dos parâmetros envolvidos na rebarbação por jato abrasivo (pressão do jato, fluxo de ar, tamanho do grão abrasivo, diâmetro do bico etc) é discutido em Balasubramaniam et al. (1998, 2000).

Figura 4.7 - Ferramentas utilizadas para rebarbação por jato abrasivo: (a) detalhamento do bico injetor; (b) ferramentas comerciais disponíveis no mercado. (Maudlin, 1995)

Este processo apresenta algumas vantagens, o que o torna um dos métodos de rebarbação mais utilizados atualmente pela indústria:

- utilização de uma ferramenta padrão para todos os processos de rebarbação (Maudlin, 1995);
- *setups* rápidos, uma vez que não ocorre troca de ferramenta (Maudlin, 1995);
- programação facilidade, já que não ocorre contato direto entre a ferramenta e a peça (Maudlin, 1995);
- praticamente não ocorre aquecimento da peça (Balasubramaniam et al., 1998);
- pequenas forças envolvidas no processo, o que significa que mesmo peças com paredes finas (até 0,1 mm) podem ser rebarbadas sem risco de ruptura (Balasubramaniam et al., 1998);

- ❑ pouca ou nenhuma necessidade de fixação para as peças, já que as forças envolvidas muitas vezes não são suficientes para movimentar a peça e
- ❑ pode-se rebarbar peças antes ou após o tratamento térmico, ocorrendo apenas alguns ajustes no processo (velocidade do jato abrasivo)

Contudo, apesar de ser um método rápido e com uma configuração muito simples, Maudlin (1995) aponta algumas limitações da rebarbação por jato abrasivo:

- ❑ desgaste prematuro de uma peça extremamente cara: o tubo cerâmico de mistura. Isto porque o jato abrasivo corta praticamente tudo, inclusive a própria ferramenta. Este inegavelmente representa a maior parcela dos custos do processo e
- ❑ entupimento ocasional do tubo de mistura, normalmente causado por sujeira ou por alguma partícula abrasiva com dimensões elevadas.

4.4.4. Rebarbação eletroquímica (ECD - *Electrochemical Deburring*)

O método de rebarbação eletroquímica faz uso da energia elétrica, que é direcionada para áreas específicas da peça que apresentam rebarba, utilizando para isto um eletrodo conformado segundo a peça (Figura 4.8). Conforme Foudy (1998), com a imersão da peça em uma solução eletrolítica de alta resistência elétrica e com a aplicação de uma voltagem DC entre o anodo (peça) e o catodo (ferramenta), cargas eletrostáticas se concentram nas regiões mais pontiagudas da peça: as rebarbas. Como não há contato entre a ferramenta e a peça, não ocorre nenhum efeito mecânico ou térmico sobre a peça (Gillespie, 2000).

A ECD necessita que a ferramenta seja posicionada bem próximo à borda que será rebarbada, com espaçamentos típicos variando entre 0,02 a 0,7 mm (Choi e Kim, 1998a). Vale ressaltar que a densidade de campo elétrico cai substancialmente caso as partes se afastem. Conforme Gillespie (2000), um espaçamento de 4 mm reduz a densidade de campo elétrico em 10 vezes, quando comparada com a densidade que ocorre para um espaçamento de 0,5 mm.

O sucesso da ECD depende de uma correta seleção da solução eletrolítica mais apropriada para o tamanho da rebarba em questão. Tipicamente são utilizadas soluções aquosas de nitrato de sódio (NaNO_3), principalmente no caso da rebarbação de materiais ferrosos. Segundo Choi e Kim (1998a), nas áreas de maior concentração do campo elétrico, ocorre a dissolução das rebarbas e conseqüente formação de óxido de ferro. Caso não seja rapidamente removido, este óxido pode se aderir à borda, resultando em um isolamento da peça e prejudicando a continuidade do processo. Assim, é necessário que ocorra um fluxo contínuo de solução eletrolítica pelo espaçamento entre peça e o eletrodo, de forma a conduzir os resíduos do processo para fora da área de trabalho. Por fim, a solução eletrolítica é filtrada, resfriada e retornada ao processo. Através deste método, a rebarba se dissolve em 5-10 segundos, com mínimo efeito sobre o restante da peça (Foudy, 1998).

Outros fatores importantes para a efetiva remoção da rebarba incluem o tempo que a peça é submetida à ação eletroquímica e o valor da corrente aplicada (Gillespie, 2000). Se um campo elétrico mais denso for induzido, a taxa de dissolução da peça será maior. Esta taxa de dissolução é independente da dureza e outras características do metal. Aplicando voltagem em pulsos controlados, é possível resultar em uma superfície polida ou mesmo realizar um arredondamento da borda à medida que a rebarba é removida (Foudy, 1998).

Figura 4.8 - Método de rebarbação eletrolítica, destacando a áreas de concentração do campo magnético justamente na região onde ocorre a rebarba. Foudy (1998)

Além do polimento, arredondamento e rebarbação de bordas externas, o método de rebarbação eletroquímica apresenta ainda uma promissora aplicação envolvendo a remoção de rebarbas em regiões internas da peça, envolvendo bordas de difícil acesso para ferramentas convencionais. Neste contexto, alguns trabalhos (Choi e Kim, 1998a; Choi e Kim, 1998b) propõem a remoção das rebarbas resultantes da interseção de furos através da técnica de ECD. Nestes trabalhos, são estudadas diversas configurações do sistema (corrente de eletrólise, composição da solução eletrolítica, espaçamento entre a peça e a ferramenta), buscando um melhor desempenho para a aplicação em questão.

4.4.5. Rebarbação por eletropolimento (EPD – *Electropolishing deburring*)

O processo de eletropolimento se baseia na dissolução eletroquímica da superfície de metais ferrosos ou não ferrosos. Este processo é aplicado para a remoção de rebarbas pequenas, polimento das superfícies, limpeza, arredondamento de borda, geração de superfícies espelhadas ou uma combinação destes atributos.

A rebarbação por eletropolimento combina a ação de uma corrente elétrica com uma solução eletrolítica ácida. Normalmente é utilizada uma solução de ácido fosfórico (Gillespie, 1996). Durante a operação, o efeito eletroquímico é maior nas regiões pontiagudas, tais como rebarbas e bordas afiadas (Figura 4.9). Uma vez que este é um processo controlado, ocorrem mudanças mínimas nas demais dimensões da peça. Este método é mais indicado para a remoção de rebarbas pequenas e polimento.

Figura 4.9 - Processo de rebarbação por eletropolimento, destacando uma maior remoção de material nas pontas e uma influência mínima nas demais áreas da peça.

4.4.6. Rebarbação por energia térmica (rebarbação por explosão)

O processo de rebarbação por energia térmica (TEM – *thermal energy method*) baseia-se na aplicação de uma elevada quantidade de energia por um tempo bastante curto, porém suficiente para eliminar as rebarbas. As peças são colocadas dentro de uma câmara cilíndrica, que é lacrada e posteriormente pressurizada com uma mistura de oxigênio e gás natural. Uma centelha provoca a combustão da mistura gasosa, resultando em uma temperatura entre 2500 a 3500 °C por aproximadamente 20 ms (Rutgers, 1997).

Segundo Rutgers, já que os metais são bons condutores de calor, grande parte da onda de calor é absorvida pela peça. As rebarbas são as partes mais afetadas, uma vez que sua pequena massa, comparada com a sua grande superfície de contato, provoca uma elevação de temperatura local acima do ponto de alto-ignição do material. Como resultado, as rebarbas se queimam em chamas e se tornam uma fonte de calor. O processo de vaporização das rebarbas continua até que o calor seja transferido para a peça, o que resulta na diminuição da chama. A esta altura, todas as rebarbas presentes na peça já foram removidas. Uma vez que a mistura gasosa envolve todas as partes da câmara, mesma as rebarbas presentes em cavidades da peça são removidas. Vale ressaltar que este processo de oxidação não atinge o corpo (superfície) da peça e não modifica as suas características geométricas ou metalúrgicas. Isto é verdade porque a temperatura na peça raramente atinge valores superiores à 100°C.

O resultado do processo de queima da rebarba é um resíduo óxido, que se deposita na superfície da peça. Estes resíduos podem ser eliminados mediante um processo posterior de limpeza da peça. Nos casos em que a rebarbação é sucedida por um processo de tratamento térmico, a limpeza não é necessária.

O TEM pode ser aplicado na rebarbação de praticamente qualquer peça metálica, incluindo aço, aço inox, alumínio, ferro fundido, zinco, latão e termoplásticos (Rutgers, 1997). Contudo, alguns materiais são mais indicados que outros. Como mencionado anteriormente, a rebarba se vaporiza a partir do momento em que sua temperatura atinge valores elevados o suficiente para oxidar o material. Porém, para materiais com elevado coeficiente de condução térmica, uma maior parcela de calor absorvido pela rebarba será transferido para a peça. Neste caso, uma maior quantidade

de energia térmica deverá ser gerada a fim de se atingir as temperaturas de oxidação do material da rebarba.

Uma vez o TEM envolve a aplicação praticamente instantânea de uma grande quantidade de energia, algumas peças requerem dispositivos de fixação para suportarem as ondas de choque. Este dispositivo pode contribuir ainda para a absorção de uma maior parcela de energia, no caso de as peças serem finas e com massa insuficiente para absorverem a energia térmica necessária.

Uma das grandes vantagens do processo de rebarbação por energia térmica é a utilização de uma mistura gasosa como meio de rebarbação. Outros processos de rebarbação geralmente utilizam pequenas partículas abrasivas que se fluem em torno da peça. Estes processos não conseguem garantir que todas as rebarbas sejam removidas, especialmente em regiões de difícil acesso. Por outro lado, a mistura gasosa utilizada nos processos TEMs envolvem completamente a peça, atingindo mesmo as regiões mais confinadas. Assim, é virtualmente impossível perder uma rebarba.

O custo do equipamento de TEM é elevado, contudo o seu custo de operação é relativamente pequeno. Este fato torna o processo de rebarbação particularmente econômico, especialmente se for possível a inclusão de várias peças dentro da câmara em uma única combustão.

4.4.7. Rebarbação por vibração

No processo de rebarbação por vibração, as peças são colocadas dentro de um cesto juntamente com meio abrasivo e água, compondo uma massa (Figura 4.10a). A ação vibratória do cesto provoca o movimento desta massa dentro do cesto, resultando em uma abrasão do meio sobre a peça e conseqüente remoção das rebarbas.

O movimento vibratório é normalmente gerado por um eixo vertical montado no centro do cesto. Através de ajuste de pesos excêntricos acoplados ao eixo, pode-se alterar o movimento da massa, que avança dentro do cesto segundo uma trajetória (Figura 4.10b). Este movimento espiral é uma das principais características do processo, responsável por uma melhor ação abrasiva do meio e por uma melhor distribuição das peças dentro do cesto, o que conseqüentemente reduz as chances de choque entre as peças.

Figura 4.10 - Processo de rebarbação por vibração: (a) equipamento utilizado para a rebarbação, com destaque para a distribuição as peças dentro do cesto, juntamente com o meio abrasivo; (b) movimento espiral realizado pela media durante o processo.

(Regan, 1999)

O sucesso do processo de rebarbação por vibração depende de uma correta seleção do meio abrasivo (tamanho e forma), bem como de um adequado ajuste da amplitude e frequência da vibração e de uma determinação precisa da quantidade de água introduzida dentro do cesto (Regan, 1999). A utilização de muita água impedirá o movimento adequado de vibração da massa. Ao contrário, a utilização de uma quantidade reduzida de água permitirá um empacotamento do meio e uma conseqüente perda da ação abrasiva.

Devido a sua simplicidade e baixo custo, a operação de rebarbação por vibração é um dos processos mais utilizados pelas indústrias. Existem hoje equipamentos para rebarbação em lote ou rebarbação aplicações contínuas. Algumas aplicações específicas podem ainda exigir equipamentos para rebarbação em múltiplos passes. Contudo, as grandes limitações deste processo são: impossibilidade de se evitar choques entre as peças, acúmulo de meio abrasivo dentro da peça, rebarbação de áreas desnecessárias, além da criação um ambiente desfavorável ao trabalho, caracterizado pela vibração e ruído inerentes ao processo.

Além de rebarbação, o processo de vibração pode ser utilizado para suavizar as superfícies para posterior operação de revestimento, preparar as superfícies para posterior operação de pintura ou mesmo limpar as peças para posterior operação de acabamento.

4.4.8. Rebarbação centrífuga com disco

O processo de rebarbação com disco se baseia na ação da força centrífuga durante o movimento de alta rotação do equipamento. Este equipamento é formado por um cesto com paredes fixas e um disco rotativo na base (Figura 4.11a).

Figura 4.11 - Processo de rebarbação centrífuga com disco: (a) equipamento utilizado para rebarbação durante a operação de descarga automática das peças; (b) movimento espiral da mistura peça-meio-água dentro do cesto de rebarbação, resultante da alta rotação do disco localizado na base do cesto. (Regan, 1996)

Dentro do cesto, são colocadas as peças, juntamente com media abrasiva e água (existem processos a seco, nos quais não se utiliza água). A alta rotação do disco promove um movimento ascendente da mistura peça-media-água, que se atrita contra a parede do cesto. Este movimento contínuo da mistura, somado ao movimento de rotação do disco, resulta em uma trajetória espiral da mistura dentro do cesto (Figura 4.11b). Durante este movimento, ocorre uma contínua ação abrasiva da media sobre as peças, o que resulta em um processo de rebarbação muito mais eficiente e rápido do que o tradicional método vibratório apresentado anteriormente (Regan, 1996).

4.4.9. Rebarbação por tamboreamento

Este tipo de rebarbação centrífuga apresenta um mecanismo de funcionamento diferente daquele apresentado na seção anterior. O equipamento de rebarbação é

composto por quatro tambores montados na periferia de um grande disco (Figura 4.12a). Dentro de cada tambor, são colocadas as peças a serem rebarbadas, juntamente com media abrasiva e água. À medida que o disco gira em uma direção, os tambores giram na direção oposta. São utilizadas velocidades de rotação entre 60 a 100 rpm (Regan, 1999). Durante o movimento de rotação dos tambores, os componentes internos ficam sujeitos à ação de elevadas forças centrífugas (Figura 4.12b). Esta força provoca a compactação da mistura, causando uma grande ação abrasiva entre a peça e a media.

Figura 4.12 - Processo de rebarbação por tamboreamento: (a) equipamento utilizado para rebarbação, destacando os tambores; (b) movimento de rotação do disco e movimento de rotação inversa dos tambores, cujo resultado é a rebarbação das peças pela ação abrasiva da media. (Regan, 1999)

5. REBARBAÇÃO ROBÓTICA

5.1. Vantagens da Aplicação de Robôs

Segundo De-Gol (1995), a aplicação de robôs no ramo de automação da produção vem crescendo, fruto de aspectos como aumento das velocidades de trabalho dos robôs, redução do peso próprio, redução dos custos, e principalmente a capacidade de ser economicamente reprogramável para atender nova aplicação que envolve modificações no projeto ou novos componentes. Os robôs são um sucesso em operações que praticamente não envolvem contato, como nas operações de solda e pintura (Hogan, 1985a). Nestes casos, as forças de contato pequenas, ou mesmo nulas, possibilitam a utilização de controladores tradicionais de posição.

Entretanto, existe uma demanda cada vez maior para a aplicação de robôs em operações de usinagem. Tais operações envolvem chanframento (Asakawa et al., 1998; Ge et al., 1995), polimento (Jinno et al., 1995; Lee et al. 2001) e rebarbação.

A rebarbação robótica surge como uma solução extremamente interessante para substituir o ineficiente e custoso processo de rebarbação manual. De acordo com Koelsch (1990), os robôs podem ser mais consistentes, seguros e rápidos que um ser humano. Além de não conseguirem aplicar uma pressão uniforme sobre a peça, os operadores também limitam o tamanho e a velocidade das ferramentas de rebarbação.

Para comprovar as declarações acima, De-Gol (1995) apresenta uma aplicação de robôs para remoção de rebarbas de canais de fundição, na qual o tempo do rebarbação foi reduzido de 17 minutos (rebarbação manual) para 3,75 minutos (rebarbação robótica). Além da redução de custos decorrente da redução do tempo de processamento, foi dimensionado um *buffer* de alimentação a fim de permitir que o robô funcionasse continuamente por 23 horas/dia.

Por fim, Kochan (1998) descreve a aplicação de robôs na ZF (fabricante de engrenagens), cujas fábricas da Alemanha vêm adotando a rebarbação robótica como um padrão tecnológico. A empresa introduziu a operação de rebarbação robótica desde os anos 80 e havia montado, na época de publicação do referido trabalho, uma célula totalmente automatizada para rebarbação e lavagem de carcaças de transmissões, com tempo de processamento de 2,5 minutos.

5.2. Configurações do Sistema de Rebarbação Robótica

A rebarbação robótica não é exatamente um método de rebarbação, mas sim uma automação de métodos já existentes (escovamento, retificação ou fresamento) através da aplicação de robôs para a manipulação da ferramenta ou da peça (Gillespie, 1987).

Na maioria das operações de rebarbação robótica, o sistema manipula a ferramenta, que é avançada contra a borda a ser rebarbada. As principais ferramentas utilizadas são: fresas, rebolos, discos abrasivos e escovas abrasivas. Esta estratégia de manipulação é indicada principalmente nos casos em que as peças são muito pesadas, tais como carcaças de transmissões e blocos de motores. Em algumas situações, pode ser necessária a fixação da peça sobre uma mesa rotativa, a fim de se permitir a reorientação da peça e conseqüente a rebarbação de todas as bordas da mesma. Para peças mais complexas, pode ainda ser necessária a troca automática da ferramenta de rebarbação, a fim de se remover rebarbas em locais específicos. Um exemplo é a utilização de escovas internas para rebarbação de furos.

Entretanto, pode ser conveniente configurar o sistema para a manipulação da peça. Esta configuração é especialmente indicada para peças leves e que exigem várias ferramentas para a remoção das rebarbas (Gillespie, 1987). Neste caso, os mais diversos tipos de ferramentas de rebarbação podem ser montados ao redor do robô e este poderá escolher as ferramentas mais adequadas para a peça em questão. Para que todas as bordas da peça sejam rebarbadas, pode ainda ser necessário uma segunda manipulação da peça a fim de se remover as rebarbas encobertas pela primeira fixação.

Entretanto, Liu e Asada (1993) alertam que as operações de rebarbação são normalmente difíceis de serem automatizadas. Os robôs não apresentam rigidez suficiente para suportar os esforços decorrentes da interação entre a ferramenta de

rebarbação e a borda da peça. As bordas resultantes de operações como fresamento e furação têm uma característica muito irregular e imprevisível, tanto na localização quanto no tamanho. Adicionalmente, os robôs comerciais apresentam precisão de interpolação linear incompatível com algumas operações. Estas incertezas podem gerar grandes forças de contato entre a ferramenta e a peça, caso um controle tradicional de posição seja utilizado. Sendo assim, diversas soluções foram propostas, seguindo três linhas de atuação (Persoons, 1997):

- ❑ aumentar a precisão do robô através de ajustes finos do sistema;
- ❑ controle passivo baseado na inclusão de elementos elásticos ao sistema e
- ❑ controle ativo do contato entre a ferramenta de rebarbação e a peça.

Estas três abordagens serão detalhadas nas seções a seguir.

5.2.1. Ajustes finos do sistema

A maioria dos robôs apresenta baixos erros de repetibilidade, que representa a capacidade do sistema de retornar a um ponto gravado quando a mesma posição é programada novamente (Proctor, 1989). Contudo, o erro do sistema quando este é programado para atingir uma posição absoluta no espaço, denominado erro de acuracidade, é relativamente alto. Desta forma, as coordenadas fornecidas ao sistema através de uma programação *off-line* (Brown, 1998) não serão atingidas com precisão. Contudo, Persoons (1997) apresenta algumas técnicas para se realizar ajustes finos nos *resolver* (sensores de posição) e nos servos a fim de se obter uma melhor acuracidade do sistema. Através desta técnica, pode-se atingir valores de acuracidade na ordem de 0,05 mm. Teoricamente, este procedimento eliminaria a necessidade de elasticidades adicionais, uma vez que as coordenadas absolutas seriam atingidas dentro do valor de precisão indicado acima. Na prática, contudo, existem outras imperfeições no sistema de rebarbação (variação dimensional da peça, desalinhamento da peça, desgaste da ferramenta etc), de forma que esta estratégia não é muito recomendada.

5.2.2. Sistemas passivos de correção da trajetória

Uma vez que o desempenho do sistema de rebarbação é afetado por imprecisões do robô, da ferramenta, da peça e do sistema de fixação, torna-se necessário acrescentar alguma elasticidade extra ao sistema para compensar estas irregularidades (Persoons, 1997). Esta elasticidade extra é adicionada à elasticidade estrutural inerente ao sistema, localizada nas juntas do robô e no sistema de fixação da peça.

A elasticidade adicional pode estar presente na própria ferramenta, através da utilização de ferramentas flexíveis tais como escovas abrasivas e discos abrasivos flexíveis. Estas ferramentas apresentam a vantagem de não produzir rebarbas secundárias (Proctor, 1989). Contudo, normalmente apresentam uma baixa taxa de remoção de rebarba, além de não serem indicadas para rebarbação de materiais duros (aço alta liga, iniconel etc).

Para se atingirem taxas de remoção mais elevadas ou se gerar uma superfície com geometria definida (chanfros ou raios específicos), são indicadas ferramentas rígidas, tais como fresas e rebolos. Entretanto, estas geralmente produzem rebarbas secundárias, podem apresentar problemas de vibração e podem danificar a peça caso a operação não seja devidamente controlada (Proctor, 1989). Novamente, a solução para tais imperfeições da operação está no acréscimo de uma elasticidade adicional ao suporte da ferramenta, através de elementos passivos ou através de sistemas ativos de controle. Os sistemas passivos normalmente se baseiam na montagem de uma mola entre a ferramenta e o punho do robô (Warnecke e Abele, 1983)

De acordo com Proctor (1989), a grande vantagem dos sistemas passivos está na sua simplicidade, no baixo custo e no fato de estes não requererem nenhum controle externo. A desvantagem reside exatamente na impossibilidade de se controlar as força de contato, o que pode resultar em superfícies desalinhadas ou com imperfeições devido à vibração da ferramenta (Van Brussel e Persoons, 1996). Graves (1999) acrescenta ainda que o valor ideal da constante de mola varia de caso a caso, sendo que uma escolha indevida deste valor pode levar a grandes trepidações (*chatter*) da ferramenta de rebarbação.

Entretanto, alguns sistemas comerciais conseguem maior robustez através da utilização de um dispositivo pneumático de compensação (Graves, 1999), conforme Figura 5.1. Através de modificações da pressão de controle, é possível ajustar a rigidez

do movimento de compensação vertical do dispositivo. Já a velocidade de rotação da ferramenta pode ser controlada através de variações da pressão de alimentação.

Figura 5.1 - Sistema comercial de rebarbação robótica: (a) foto do sistema durante a operação de rebarbação; (b) detalhe do dispositivo pneumático de compensação vertical de irregularidades da borda da peça.(Graves, 1997)

Contudo, tais sistemas comerciais de rebarbação robótica exigem um operador extremamente treinado para a programação da operação, uma vez que é necessário ajustar precisamente o ângulo de inclinação da ferramenta, a velocidade de avanço do robô e a rigidez do dispositivo a fim de se evitar trepidações da ferramenta. Todavia, estes sistemas podem ainda se tornar instáveis caso sejam aplicados para remoção de rebarbas maiores.

5.2.3. Sistemas ativos de controle da trajetória

Os sistemas ativos apresentam algumas vantagens em relação aos sistemas passivos vistos na seção anterior. Algumas condições de impedância não podem ser obtidas por elementos passivos. No caso de sistemas ativos, a flexibilidade do sistema pode ser alterada dependendo do material ou das condições de rebarbação. Em adição, os sistemas passivos precisam sempre rotacionar a ferramenta para manter o alinhamento dos elementos elásticos em relação às direções normais e tangenciais da peça. Entretanto, considerando a utilização de dispositivos ativos com dois graus de liberdade, as flexibilidades normais e tangenciais podem ser alteradas eletronicamente, permitindo o acompanhamento de bordas complexas em uma taxa constante de avanço.

Entretanto, mesmo através de sistemas ativos, o estabelecimento de valores adequados de rigidez para as direções normais e tangenciais é uma tarefa complicada. Estes valores devem levar em conta a necessidade de se implementar dois movimentos principais da ferramenta sobre a peça, a fim de se remover todas as rebarbas (Hsu e Fu, 2000). Um primeiro movimento é responsável por aplicar uma força adequada à remoção das rebarbas, enquanto evita qualquer dano à peça. O outro movimento é responsável pelo acompanhamento do contorno da peça e assegura que a ferramenta mantenha em contato com a borda durante toda a operação de rebarbação. Para atender a estes dois movimentos, Kazerooni et al. (1986) e Her e Kazerooni (1991) apontam uma contradição entre as condições de rigidez impostas ao processo. A operação normalmente requer flexibilidade na direção tangencial à borda e rigidez na direção normal (Figura 5.2). A flexibilidade na direção tangencial permite ao sistema acomodar-se em relação às forças de corte tangenciais, enquanto a rigidez na direção normal impede que o robô responda às forças de corte nesta direção. Porém, para se acompanhar ao contorno da peça, o robô também requer flexibilidade da direção normal. Este conflito de exigências é abordado pelos pesquisadores através de dois problemas acoplados entre si: controle do processo de remoção de material e acompanhamento do contorno da peça.

Figura 5.2 - Ilustração das componentes de rigidez tangencial e normal durante a operação de rebarbação. Proctor (1989)

Partindo-se deste princípio, Kazerooni et. al. (1986) propôs um sistema de controle de impedância na direção normal, de forma que a ferramenta rejeite as variações da força de corte acima de um determinado limite ω_R (frequência de operação, estabelecida a partir das características da rebarba e da velocidade de avanço) e se acomode a variações da borda da peça e incertezas quanto à trajetória do robô. Em

outras palavras, o sistema de controle proposto proporciona alta impedância para excitações de alta frequência (rebarbas), e baixa impedância para excitações de baixa frequência (desalinhamentos da borda e imprecisões do robô). Já na direção tangencial, os autores propuseram um baixo valor de impedância para garantir as forças de corte desejadas nesta direção. Este conceito de impedância será melhor abordado na seção 5.3.2.

Tal como Her e Kazerooni, diversos outros pesquisadores buscaram técnicas de monitoramento e controle mais adequadas para atender às exigências apresentadas acima: controle do processo de remoção de material e acompanhamento do contorno da peça. Como o grande objetivo é evitar a ocorrência de forças elevadas de contato, uma grande parte dos pesquisadores partiu para a utilização de sensores de força a fim de controlar a posição do efetuador (*end-effector*) e as forças de contato (Dornfeld e Lisiewicz, 1992).

5.3. Sistema de Controle Baseados em Força

Partindo-se das informações provindas dos sensores de força, diversas propostas surgiram para atuar sobre o processo. Conforme Persoons (1997), algumas propostas mais simples utilizavam a realimentação de força para alterar o fluxo do programa. Quando a força de contato excedesse um limite estipulado, automaticamente eram inseridas algumas linhas de comando para reduzir a velocidade de avanço da ferramenta. Em outras propostas mais avançadas, a informação da força de contato era utilizada para redefinir a trajetória pré-definida, antes que o robô executasse esta trajetória. Por fim, a informação pode ainda ser utilizada para adequar *on-line* a trajetória da ferramenta. Dornfeld e Lisiewicz (1992) acrescentam que, no terceiro caso, as alterações *on-line* da trajetória podem ser realizadas através do próprio reposicionamento do braço do robô ou através de micro-manipuladores instalados no punho do robô.

Proctor (1989) afirma que o controle direto do braço do robô é dificultado por parâmetros como alta inércia do sistema, protocolos fechados de comunicação entre o controlador e os servo-motores, grandes atrasos de resposta do controlador do robô e atritos das juntas. Já considerando a implementação de um micro-manipulador, o robô

torna-se responsável pela execução de uma trajetória pré-definida, enquanto este novo dispositivo realiza ajustes finos com relação à superfície da peça. A grande maioria dos micro-manipuladores é construída através de guias lineares, que permitem ajustar a profundidade de corte da ferramenta. Para viabilizar a implementação do controle de força, elementos flexíveis também são acrescentados entre a ferramenta e o punho do robô, ou entre a ferramenta e a base do micro-manipulador. O objetivo desta montagem é reduzir tanto o ruído como a velocidade de reação do sistema (Persoons, 1997).

Ainda conforme Proctor, o controle do micro-manipulador pode ser independente ou integrado ao controle do robô. A integração é requerida quando o erro definido pelo controlador da ferramenta extrapola a área de atuação do micro-manipulador. Tal fato acontece principalmente quando o atuador está trabalhando próximo ao final de seu curso. De acordo com esta estratégia, o robô é utilizado para um posicionamento grosseiro da ferramenta, enquanto o micro-manipulador é responsável por ajustes finos da trajetória e movimentos precisos com relação à borda da peça. A implementação do controle de força ativo permite manter a força de contato constante e obter uma qualidade superficial mais adequada.

Apesar das diversas variações de controles ativos propostos, Budiman e Tomizuka (1999) e Khatib (1987) subdividem as aplicações em três grandes classes: controle híbrido força/posição, controle por impedância e controle explícito de força (controle por acomodação).

5.3.1. Controle híbrido força/posição

A estratégia híbrida de controle força/posição foi inicialmente proposta por Raibert e Craig (1981). Os controladores de força e de posição são implementados de maneira não conflitante, embora vários autores (Duffy, 1990) discordem desta premissa. Sendo assim, dois *loops* são utilizados para se controlar separadamente as variáveis de força e posição, embora estes controles apresentem ação complementar. Tal fato é atingido através da sobreposição das ações de controle. O diagrama conceitual do controle híbrido é apresentado na Figura 5.3.

Figura 5.3 - Diagrama conceitual do controle híbrido apresentado por Raibert e Craig (1981).

Asada (1986) define que é impossível comandar um único grau de liberdade através de um controle de força e posição simultaneamente. Hogan (1985a) completa que um determinado grau de liberdade pode aplicar força sobre o meio ou pode aplicar um deslocamento ou velocidade sobre o meio, porém é impossível a aplicação de ambos. Partindo-se deste princípio, a estratégia proposta por Raibert e Craig (1981) utiliza um vetor de seleção S , que especifica qual grau de liberdade estará sob controle de força e qual estará sob controle de posição. Ainda segundo os autores, enquanto cada grau de liberdade do manipulador é controlado por apenas um *loop* (*loop* de força ou *loop* de posição), ambos os *loops* agem de forma cooperativa para controlar cada junta do sistema.

Pode-se destacar os seguintes trabalhos que utilizam o controle híbrido força/posição para comandar o contato ferramenta-peça durante a operação de rebarbação robótica: Hollowell (1989), Kiguchi e Fukuda (1997), Kiguchi e Fukuda (2000) e Hsu e Fu (2000).

5.3.2. Controle de Impedância

O controle de impedância foi proposto inicialmente por Hogan (1985a, 1985b e 1985c). Segundo Hogan (1985b), a consequência mais importante da interação dinâmica entre dois sistemas é que um deve fisicamente complementar o outro. Assim, enquanto um sistema aceita uma força com entrada e reage com um deslocamento (característica de admitância), o outro sistema inversamente recebe um deslocamento e responde com uma força com saída (característica de impedância). Assim, considerando uma junta hipotética, enquanto um lado apresenta característica de impedância, o outro deve apresentar admitância, e vice-versa. Aprofundando um pouco mais, para quase todas as tarefas de manipulação, o meio externo contém inércia e/ou impõe condições de contorno ao movimento do robô. Sistemas assim descritos normalmente assumem força como entrada e determinam o seu próprio movimento como resposta à excitação provinda da ferramenta. Estes sistemas são caracterizados como admitâncias. Conseqüentemente, para o manipulador, o meio externo assume normalmente o comportamento de admitância. Desta forma, para assegurar a compatibilidade física com a admitância do meio, o manipulador deve assumir a comportamento de impedância.

Partindo-se deste princípio, Hogan (1985b) afirma que uma estratégia genérica para comando do manipulador é controlar o seu movimento e adicionar distúrbios a este movimento que têm a forma de impedância. A interação dinâmica entre o manipulador e o meio deve então ser modulada, regulada e controlada através da impedância, cuja estratégia originou o nome: controle por impedância.

Ainda segundo Hogan (1985), o que distingue o controle de impedância dos demais métodos de controle é que o controlador se baseia na implementação de uma relação dinâmica entre as variáveis de manipulação (posição da ferramenta e força exercida pela ferramenta), ao contrário de outros métodos que pregam o controle separado destas duas grandezas. Através de um controle da posição da ferramenta, o manipulador deve ser movimentado dentro de algumas condições de contorno e manter simultaneamente as forças adequadas ao contato. Esta estratégia inovadora de controlar uma relação ao contrário de uma posição ou velocidade teve um grande impacto sobre os problemas de controle de manipuladores.

Henriksson (2000) propôs uma modelagem simples, contudo bastante ilustrativa, do problema de impedância. Assim, considerando apenas o caso unidimensional, a

forma mais simples de impedância é a relação estática entre força (saída) e deslocamento (entrada):

$$F = K(x_r - x) \quad (5.1)$$

sendo,

F = força atuante no efetuador (*end-effector*);

x = posição do efetuador;

x_r = posição de referência;

K = constante que corresponde à rigidez do sistema.

Henriksson ainda define outro importante termo da impedância do manipulador, que é a relação entre força (saída) e velocidade (entrada):

$$F = D \cdot \frac{d}{dt}(x_r - x) \quad (5.2)$$

Sendo,

D = constante que corresponde ao amortecimento.

O terceiro termo utilizado na relação de impedância está relacionado com as acelerações e inércias do sistema. Contudo, em algumas circunstâncias, este termo pode ser desconsiderado, bem como os termos de atrito e ações gravitacionais sobre o sistema (Hogan, 1985). Considerando tal fato, as equações anteriores podem ser combinadas em uma única relação de impedância:

$$F = K \cdot (x_r - x) + D \cdot \frac{d}{dt}(x_r - x) \quad (5.3)$$

Por fim, pode-se definir uma variável de controle y_i através da seguinte equação:

$$y_i = K \cdot (x_r - x) + D \cdot \frac{d}{dt}(x_r - x) - F \quad (5.4)$$

Uma estratégia de controle que mantém $y_i = 0$ resultará em um comportamento desejado de impedância, ou seja, um compromisso entre os erros de trajetória e os erros de força. Caso este movimento não encontre restrições por parte do meio ($F = 0$), então o robô irá se mover sob um controle de posição.

Um diagrama de bloco ilustrativo do controle de impedância é apresentado na figura abaixo, sendo I o bloco de controle de impedância.

Figura 5.4 - Diagrama de blocos do controle de impedância. (Volpe, 1990)

Finalmente, conforme Volpe (1990), o diagrama de bloco tradicional do controle de impedância pode ser redesenhado de forma a mostrar o controle interno de força e um controle externo de posição (representado pelo bloco G). Desta forma, a figura abaixo apresenta esta nova configuração do controlador.

Figura 5.5 - Diagrama de blocos do controle de impedância reconfigurado para mostrar o controle interno de força. (Volpe, 1990)

Dentre os trabalhos que utilizam o controle de impedância para comandar o contato ferramenta-peça durante a operação de rebarbação robótica, destacam-se: Hollowell (1988), Her e Kazerooni (1991) e Asokan e Singaperumal (1997).

5.3.3. Controle direto de força

Tomastik et al. (1997) afirma, contudo, que existem algumas desvantagens na aplicação do controle híbrido e do controle de impedância. Ambos incorporam ações do controle de posição, buscando manter uma trajetória desejada. Contudo, esta trajetória ideal é influenciada por diversos fatores (desalinhamento da peça, erros dimensionais da peça, erros de posicionamento do robô etc), que prejudicam a ação de controle. Já a estratégia de controle direto de força tem como objetivo obter uma força específica de contato entre o robô e a peça, conforme Henriksson (2000). Esta estratégia pode ser implementada através de uma diversidade de técnicas, sendo mais comum o método de controle externo de força e interno de posição (Figura 5.6). Esta abordagem é exatamente o oposto do esquema do controlador proposto por Volpe (1990).

Figura 5.6 - Esquema do controle direto de força proposto por Henriksson (2000).

Segundo Henriksson, o controle externo de força compara a força medida F com a força de referência F_{REF} e determina como saída uma posição desejada q_{REF} para o controle de posição da ferramenta. O controle interno de posição, atuando como escravo dos comandos do controle de externo de força, é responsável apenas por manter a posição da q ferramenta o mais próximo possível da posição de referência.

Tomastik et al. (1997) acrescenta que a vantagem do controle direto de força é que este se acomoda aos erros de desalinhamento, fixação ou dimensão da peça, uma vez que busca manter um nível de força correspondente a uma determinada taxa de remoção de material. Contudo, esta vantagem se transforma também em um dos grandes limitadores deste método, uma vez que este não compensa possíveis variações no tamanho da rebarba. Como exemplo, nos caso de rebarbas grandes, o nível de força desejado pode não ser insuficiente para a remoção das rebarbas. De forma contrária, no caso de rebarbas pequenas, a manutenção do nível de força desejado poderá resultar em uma remoção excessiva de material da borda da peça.

Maiores detalhes sobre a estratégia de controle direto de força podem ser encontrados em Chiaverini e Siciliano (1999), Budiman e Tomizuka (1999).

5.4. Estratégias de controle para objetos desconhecidos

Kiguchi e Fukuda (2000) argumentam que o controle híbrido e o controle de impedância são implementados assumindo-se que o formato do objeto é previamente conhecido. Chen e Tung (2000) acrescentam que no controle de impedância, a trajetória da ferramenta é estabelecida de forma a manter uma profundidade δ em relação à borda conhecida da peça. Para se atingir um comportamento estável, deve-se escolher um pequeno valor para a profundidade δ , que depende a rigidez do manipulador. Contudo, para objetos desconhecidos, planejar a trajetória visando manter um valor adequado de δ e consequentemente um comportamento estável é uma tarefa praticamente impossível.

Partindo-se deste princípio, Chen e Tung propõem um método inovador de projeção geométrica que permite o planejamento da trajetória a partir de uma distância arbitrária em relação à borda da peça. Tal método projeta a porção da trajetória da ferramenta que intercede a peça em uma nova trajetória distanciada δ da borda.

Contudo, Kiguchi e Fukuda (2000) acrescentam mais uma limitação do controle híbrido e o controle de impedância, que assumem como conhecidos os valores de força e velocidades de avanço desejados. Entretanto, tais condições não são triviais considerando a aplicação do sistema em operações de rebarbação. Nestas operações, é impossível prover com exatidão o tamanho e a posição da rebarba. Analisando a

operação de rebarbação manual, nota-se os operadores escolhem a força a ser aplicada e a velocidade de avanço da ferramenta em função do tamanho da rebarba e das propriedades do material, sempre utilizando uma base de conhecimento adquirido.

Face à esta situação, Liu e Asada (1993) introduziram um método de transferência de habilidades utilizando redes neurais artificiais para armazenar relações entre as tarefas relacionadas ao processo e os parâmetros estratégicos de controle. Contudo, o controlador neural proposto não apresentou reações satisfatórias frente a situações inesperadas, com uma baixa capacidade de generalização.

Kiguchi e Fukuda (1997 e 2000) propuseram um controlador híbrido força/posição baseado em uma associação de redes neurais e lógica *fuzzy*, denominado controlador híbrido *fuzzy* neural. O projeto de um controlador *fuzzy* se baseia na transferência de habilidades humanas de controle sob a forma de regras lingüísticas. Segundo os autores, o sistema proposto não necessita de experimentação ou treinamento prévio. O sistema é composto por um planejador inteligente, capaz de adquirir conhecimento a ponto de definir as forças e velocidades desejadas, seguido pelo controlador híbrido *fuzzy* neural para comandar a tarefa de rebarbação de objetos desconhecidos.

Hsu e Fu (2000) propuseram um sistema semelhante, composto por um *loop* externo gerador de comandos, que automaticamente determina o perfil do movimento a ser executado pela ferramenta, bem como as forças desejadas para chanframento da borda. Em seguida, um controlador força/posição *fuzzy* adaptativo é responsável por manter as forças desejadas dentro de uma certa flexibilidade, bem como seguir a trajetória planejada em tempo real.

5.5. Sistemas de Controle Baseados em Outras Soluções de sensoramento

Todos os controladores vistos na seção anterior se baseiam apenas nas informações de força. Nesta análise, desconsideram-se evidentemente as informações de posição da ferramenta, visto que esta não fornece dados confiáveis sobre o contato ferramenta-peça. Entretanto, Bone e Elbestawi (1994) alertam que existem limitações do controle de força quando este atua de forma isolada. Quando ocorrem grandes

variações no tamanho da rebarba, na dureza do material ou na velocidade de avanço, a força não oferece informações corretas sobre a profundidade do chanfro. Outra desvantagem da aplicação isolada de sensores de força é que estes exigem uma remoção suficiente de material para geração de uma força de contato mensurável. Gillespie (1987) acrescenta ainda que a flexibilidade inerente ao robô (notadamente nas juntas) afeta a medida do sensor, principalmente porque é difícil determinar o valor da flexibilidade, já que esta depende da posição de cada uma das juntas. Assim, segundo Wiens et al. (1997), quando o sensor de força está montado no punho do robô, torna-se computacionalmente trabalhoso definir com exatidão as direções das forças que agem sob uma borda de geometria complexa. Por fim, Khatib (1987) acrescenta que quando em movimento, o efetuador está sujeito à ação de forças inerciais e de Coriolis. Conforme Khatib, a magnitude destas forças dinâmicas não podem ser ignoradas pelo controlador quando grandes acelerações e movimentos rápidos são permitidos.

Portanto, outras abordagens para realimentação do sistema foram propostas em adição ao controle de força. Isto inclui ferramentas especializadas para auxiliar no contorno da peça ou a aplicação de outros sensores para aprimorar o monitoramento da rebarbação. Sendo assim, foram propostos sistemas de rebarbação robótica baseados em: EA, potência, acelerômetro, torque, informações visual etc. Cada sensor apresenta suas particularidades, vantagens e desvantagens. Uma análise completa de todos estes sensores, suas características e aplicações podem ser encontradas em Byrne et al. (1995), Jemielniak (1999) e Dornfeld (1998).

Uma destas informações adicionais pode ser o sinal de emissão acústica (EA) gerada no processo. Dornfeld e Erickson (1989) propuseram um sistema de rebarbação utilizando sensores de emissão acústica, capaz de operar apenas em pequenas profundidades. Segundo Oliveira e Felipe Jr. (1998), a grande vantagem deste método é que ele não interfere no processo, uma vez que o sinal pode ser captado por um sensor acoplado em um ponto externo da estrutura da máquina. Sua grande desvantagem é a baixa repetibilidade do valor RMS (*Root Mean Square*) do sinal, que apresenta um comportamento randômico e extremamente influenciado por pequenas alterações na montagem do sensor, na fixação da peça, na topologia da ferramenta, entre outras. Contudo, o sinal acústico é excelente para avaliar a existência de contato entre superfícies móveis, com uma velocidade de resposta bastante alta.

Dornfeld e Lisiewicz (1992) ainda acrescentam que os sinais de EA saturam para profundidades de rebarbação maiores que 0,7 mm. Porém, o sensor de força

apresenta pouca sensibilidade para profundidades menores que 0,5 mm. Desta forma, o sensor de EA apresenta excelente sensibilidade para profundidades abaixo do limite de força, e o sensor de força apresenta excelente sensibilidade acima do limite de saturação do sensor acústico. A adição da informação acústica ao controlador de força permite desempenhos satisfatórios em regiões onde o sensor de força não era adequado. Este é o grande segredo da fusão de sensores: aproximar sensores com diferentes faixas de atuação para melhorar o desempenho do sistema. Surge, assim, um novo ramo de pesquisa que busca a adequada fusão de dois ou mais sensores.

Outras informações adicionais ao monitoramento do processo são ainda pesquisadas, como é o caso da informação visual. Os sensores de visão podem ser utilizados para localizar e medir as rebarbas, como também para avaliar a profundidade do chanfro durante a rebarbação. Seliger e Hsieh (1991) implementaram um sistema de rastreamento a laser para medir o perfil da rebarba e planejar *off-line* a trajetória do robô. Bone e Elbestawi (1994 e 1996) acrescentam que a fusão das informações visuais e de força permite um maior controle, sensibilidade e segurança da operação. O sensor de força pode monitorar *on-line* o contato ferramenta-peça, enquanto o sensor de visão torna-se responsável pela avaliação do desempenho da operação.

Figura 5.7 - Sistema de rebarbação robótica realimentado com informações visuais, proposto por Bone e Elbestawi (1994).

6. NOVO ALGORITMO PARA MINIMIZAÇÃO DA REBARBA EM OPERAÇÕES DE FURAÇÃO

No capítulo 3, foi apresentado o conceito de ângulo de interação em processos de furação. Este ângulo apresenta um papel fundamental no processo de formação de rebarbas na superfície de saída do furo. Conforme comentado anteriormente, ângulos de interação positivos representam bordas de saída da aresta de corte da ferramenta, com alta probabilidade de formação de rebarba. De forma oposta, ângulos de interação negativos caracterizam locais nos quais a aresta de corte entra na peça. Tais bordas representam regiões livres da formação da rebarba.

Partindo-se destes conceitos, esta seção apresentará uma metodologia inovadora para minimização da formação de rebarbas em operações de furação. Esta metodologia não está restrita apenas na alteração dos parâmetros de corte, conforme apresentado na seção 3.4. Será proposto um novo movimento vibratório da ferramenta na direção do avanço visando maximizar as bordas nas quais o ângulo de interação é negativo.

Como base para esta nova estratégia de minimização da rebarba, torna-se necessário desenvolver uma modelagem analítica para cálculo do ângulo de interação. Esta modelagem foi inicialmente desenvolvida por Min (2001) para o caso de superfícies planas de saída (vide seção 3.1 e Anexo 1). Neste trabalho, o algoritmo de cálculo proposto por Min será estendido para bordas circulares de saída, que envolvem os casos de intersecção de furos.

6.1. Cálculo do ângulo de interação para superfícies cilíndricas

No Anexo 1, foram desenvolvidas as equações para cálculo do ângulo de interação no caso de uma superfície de saída plana. Contudo, um dos grandes problemas da operação de furação é a formação de rebarba na intersecção de dois furos (exemplo: canais de refrigeração e lubrificação). A remoção desta rebarba é uma operação extremamente custosa e demorada. Em alguns casos, esta rebarbação é realizada de forma quase artesanal, com utilização de ferramentas específicas e grande dependência da habilidade do operador.

Assim, esta seção buscará modelar o contato entre as arestas primárias e secundárias da broca e uma superfície de saída cilíndrica. Tal cálculo utiliza a simplificação de que a broca apresenta uma ponta aguda, sem o ângulo Chisel.

Num primeiro momento, será demonstrado o cálculo do ângulo de interação para o caso de uma operação de furação perpendicular ao eixo do furo principal.

6.1.1. Superfície de saída cilíndrica (intersecção de furos perpendiculares)

A Figura 6.1 apresenta o modelo do processo de furação envolvendo uma superfície de saída cilíndrica. Este modelo considera a intersecção de furos perpendiculares.

Figura 6.1 - Modelagem do contato para o caso de superfície de saída cilíndrica com orientação perpendicular ao eixo da broca.

Considerando-se inicialmente um contato entre a aresta primária de corte e a superfície de saída, o ponto de contato se dará na intersecção entre a equação da superfície cilíndrica e reta definida pelos pontos A e B.

A equação da superfície cilíndrica é definida pela equação de segundo grau abaixo:

$$x^2 + (z - R)^2 = R^2 \quad (6.1)$$

$$z^2 - 2 \cdot R \cdot z + x^2 = 0 \quad (6.2)$$

sendo:

R = raio da superfície cilíndrica (raio do furo principal).

Já a equação da reta AB é dada pelas equações paramétricas abaixo:

$$\begin{cases} x = a + c \cdot r \cdot \cos \theta \\ y = 0 + c \cdot r \cdot \sin \theta \\ z = \frac{v_f \cdot t}{60} - c \cdot r \cdot \tan \bar{p} \end{cases} \quad (6.3)$$

sendo,

a = deslocamento entre o centro da broca e o centro do furo principal, medido no eixo x (mm);

c = termo paramétrico da equação (mm);

r = raio da broca (mm);

θ = ângulo definido pela aresta primária de corte e o eixo x no plano XY (graus).

Este ângulo define o movimento de rotação da broca;

v_f = velocidade de avanço da broca (mm/min);

t = tempo de operação (seg).

A intersecção da equação da superfície cilíndrica com as equações paramétricas da reta (aresta primária de corte) resulta na definição do termo paramétrico c e, por consequência, das coordenadas do ponto de contato P (Figura 6.2). Assim, a combinação entre a eq.(6.2) e a eq.(6.3) resulta em:

$$\begin{aligned} a_1 &= (r \cdot \cos \theta)^2 + (r \cdot \tan \bar{p})^2 \\ a_2 &= 2 \cdot r \cdot \tan \bar{p} (R - H) + 2 \cdot a \cdot r \cdot \cos \theta \end{aligned} \quad (6.4)$$

$$\begin{aligned} a_3 &= H^2 - 2 \cdot R \cdot H + a^2 \\ a_1^2 \cdot c^2 + a_2^2 \cdot c + a_3 &= 0 \end{aligned} \quad (6.5)$$

$$\text{sendo } H = \frac{v_f \cdot t}{60}$$

Caso a equação acima apresente solução real (duas raízes reais), a raiz de maior valor pode ser utilizada na definição das coordenadas do contato P , conforme eq.(6.6).

$$P = \left(a + c_{\max} \cdot r \cdot \cos \theta, c_{\max} \cdot r \cdot \sin \theta, \frac{v_f \cdot t}{60} - c_{\max} \cdot r \cdot \tan \bar{p} \right) \quad (6.6)$$

Da equação acima, pode-se definir um raio efetivo de contato c_R :

$$c_R = \sqrt{(a + c_{\max} \cdot r \cdot \cos \theta)^2 + (c_{\max} \cdot r \cdot \sin \theta)^2} \quad (6.7)$$

Analisando-se o valor do raio efetivo, pode-se determinar se o contato ocorre na aresta primária de corte ou na aresta secundária de corte. A primeira opção é verdadeira caso o raio efetivo de contato for menor que o raio da broca (Figura 6.2a). De forma contrária, o contato se dará sobre a aresta secundária de corte (Figura 6.2b).

Figura 6.2 - Localização do ponto de contato: (a) sobre a aresta primária de corte; (b) sobre a aresta secundária de corte.

Considerando o primeiro caso (contato com a aresta primária de corte), o ponto de contato P é definido pela eq.(6.6). Determinadas as coordenadas do ponto de contato, pode-se calcular o vetor velocidade devido à rotação da broca ($\vec{V}_R$) e o vetor velocidade devido ao avanço ($\vec{V}_F$). A combinação destes dois vetores permite a determinação do vetor de velocidade resultante ($\vec{V}$), conforme Figura 6.3:

$$\vec{V}_R = \left(\frac{2\pi N}{60} \cdot c_R \cdot \sin \theta, \frac{2\pi N}{60} \cdot c_R \cdot \cos \theta, 0 \right) \quad (6.8)$$

$$\vec{V}_F = \left(0, 0, \frac{v_f}{60} \right) \quad (6.9)$$

$$\vec{V} = \left(\frac{2\pi N}{60} \cdot c_R \cdot \sin \theta, \frac{2\pi N}{60} \cdot c_R \cdot \cos \theta, \frac{v_f}{60} \right) \quad (6.10)$$

Figura 6.3 - Definição do vetor velocidade resultante ($\vec{V}$) a partir dos vetores de velocidade devido à rotação da broca ($\vec{V}_R$) e velocidade devido ao avanço ($\vec{V}_F$). Para facilitar a visualização, é apresentado um exemplo de uma superfície de saída plana.

Já o vetor normal à superfície cilíndrica $\vec{n}$ no ponto P é dado por:

$$\alpha = 180 - \arccos\left(\frac{p_x}{R}\right) \quad (6.11)$$

$$\vec{n} = (\cos\alpha, 0, \sin\alpha) \quad (6.12)$$

sendo,

p_x = componente x do ponto de contato P.

O produto vetorial entre o vetor $\vec{n}$ e o vetor $\overrightarrow{O'P}$ resulta no vetor superfície $\vec{S}$:

$$\vec{S} = \vec{n} \times \overrightarrow{O'P} \quad (6.13)$$

Por fim, o ângulo de interação é definido pelo ângulo formado pelos vetores de velocidade $\vec{V}$ e vetor de superfície $\vec{S}$, conforme equação abaixo.

$$\phi = \arccos \frac{|\vec{v} \cdot \vec{S}|}{|\vec{v}| \cdot |\vec{S}|} \quad (6.14)$$

No segundo caso (contato com a aresta secundária de corte), as equações do contato são bem parecidas com as equações apresentadas anteriormente para o caso da aresta primária de corte. A grande diferença é que o contato na aresta secundária ocorre com uma certa defasagem angular em relação à posição da aresta primária. Esta defasagem é dada pelo ângulo ξ . Outra diferença é que o raio efetivo de contato não tem mais significado físico ($c_R > r$) e assim o contato sempre se dará no raio da broca r

Figura 6.4 - Definição do ponto de contato Q, localizado sobre a aresta secundária de corte. A posição do ponto Q é dada pelo ângulo de defasagem ξ , definido a partir da posição da aresta primária. Para facilitar a visualização, é apresentado um exemplo de uma superfície de saída plana.

Assim, de acordo com a Figura 6.4, o ponto de contato Q é dado por uma modificação da eq.(6.6), com a incorporação do ângulo de defasagem ξ :

$$Q_x = a + r \cdot \cos(\theta - \xi) \quad (6.15)$$

$$Q_y = r \cdot \sin(\theta - \xi) \quad (6.16)$$

A coordenada Q_z do contato pode ser encontrada substituindo-se as coordenadas Q_x e Q_y na equação de segundo grau da superfície cilíndrica (eq. 6.2).

$$Q_z^2 - 2 \cdot R \cdot Q_z + Q_x^2 = 0 \quad (6.17)$$

A coordenada Q_z é dada pela menor raiz da equação acima.

Na continuação, a velocidade do ponto de contato Q é dada por:

$$\vec{V} = \left(\frac{2\pi N}{60} \cdot r \cdot \sin(\theta - \xi), \frac{2\pi N}{60} \cdot r \cdot \cos(\theta - \xi), \frac{v_f}{60} \right) \quad (6.18)$$

Por fim, o ângulo de interação é dado pelo ângulo entre o vetor velocidade no ponto Q e o vetor superfície (eq. 6.12).

6.1.2. Superfície de saída cilíndrica (considerando ângulo de inclinação da broca)

Na seção anterior, considerou-se o eixo da broca paralelo ao eixo z. Considerou-se também o eixo da superfície cilíndrica (furo principal) paralelo ao eixo y. Sendo assim, o eixo da broca sempre era perpendicular ao eixo do furo principal, podendo haver apenas um deslocamento a entre os centros. Entretanto, em alguns casos, esta condição não ocorre. Nestes casos, define-se um ângulo de inclinação β conforme Figura 6.5.

Figura 6.5 - Definição do ângulo de inclinação β entre o eixo da broca e o eixo z.

Para a modelagem matemática deste problema, torna-se mais conveniente a definição de um novo sistema de coordenadas $x_1y_1z_1$, conforme Figura 6.6. As equações de transformação entre os sistemas xyz e $x_1y_1z_1$ são expressas abaixo:

Figura 6.6 - Definição do novo sistema de coordenadas $x_1y_1z_1$ alinhado com o eixo da broca.

$$\begin{cases} x = x_1 \\ y = \cos \beta \cdot y_1 - \sin \beta \cdot z_1 \\ z = \sin \beta \cdot y_1 + \cos \beta \cdot z_1 \end{cases} \quad (6.19)$$

Neste novo sistema, as equações da reta definida pela aresta primária da broca são as mesmas da seção anterior.

$$\begin{cases} x_1 = a + c \cdot r \cdot \cos \theta \\ y_1 = 0 + c \cdot r \cdot \sin \theta \\ z_1 = \frac{v_f \cdot t}{60} - c \cdot r \cdot \tan \bar{p} \end{cases} \quad (6.20)$$

Contudo, torna-se necessário a determinação de uma nova equação para a superfície cilíndrica, considerando o novo sistema de coordenadas. Substituindo-se a eq.(6.19) na eq.(6.2), tem-se a nova definição da superfície de saída no plano x'y'z':

$$x_1^2 + \sin^2 \beta \cdot y_1^2 + \cos^2 \beta \cdot z_1^2 + 2 \cdot \sin \beta \cdot \cos \beta \cdot y_1 \cdot z_1 - 2 \cdot R \cdot \sin \beta \cdot y_1 - 2 \cdot R \cdot \cos \beta \cdot z_1 = 0 \quad (6.21)$$

Substituindo as equações da aresta primária de corte na eq.(6.20) da superfície de saída, tem-se:

$$\begin{aligned} b_1 &= (r \cdot \cos \theta)^2 + (r \cdot \sin \beta \cdot \sin \theta)^2 + (r \cdot \cos \beta \cdot \tan \bar{p})^2 - 2 \cdot r^2 \cdot \sin \beta \cdot \cos \beta \cdot \sin \theta \cdot \tan \bar{p} \\ b_2 &= 2 \cdot a \cdot r \cdot \cos \theta + 2 \cdot r \cdot \sin \beta \cdot \cos \beta \cdot \sin \theta \cdot H - 2 \cdot R \cdot r \cdot \sin \beta \cdot \sin \theta + 2 \cdot R \cdot r \cdot \cos \beta \cdot \tan \bar{p} \\ &\quad - 2 \cdot r \cdot \cos^2 \beta \cdot \tan \bar{p} \cdot H \\ b_3 &= a^2 + \cos^2 \beta \cdot H^2 - 2 \cdot R \cdot H \cdot \cos \beta \end{aligned} \quad (6.22)$$

$$b_1 \cdot c^2 + b_2 \cdot c + b_3 = 0 \quad (6.23)$$

sendo $H = \frac{v_f \cdot t}{60}$

Novamente, caso a solução da eq.(6.23) apresente soluções reais (duas raízes reais), a raiz de maior valor pode ser utilizada para se definir o ponto de contato P, conforme eq.(6.6). Contudo, caso o raio efetivo c_R (eq. 6.7) for maior que o raio da broca, o contato se dará na aresta secundária de corte. Assim, as coordenadas Q_X e Q_Y são determinadas pela eq.(6.15) e eq.(6.16), e a coordenada Q_Z é definida pela raiz de menor valor da equação de segundo grau abaixo:

$$(\cos^2 \beta) \cdot Q_Z^2 + (2 \cdot \sin \beta \cdot \cos \beta \cdot Q_Y - 2 \cdot R \cdot \cos \beta) \cdot Q_Z + (Q_X^2 + \sin^2 \beta \cdot Q_Y^2 - 2 \cdot R \cdot \sin \beta \cdot Q_Y) = 0 \quad (6.24)$$

Uma vez definidas as coordenadas do ponto de contato P ou Q, pode-se calcular o vetor velocidade $\vec{V}$ para a caso de contato na aresta primária de corte (eq. 6.10) ou aresta secundária de corte (eq. 6.18). Por fim, o ângulo de interação pode ser calculado através do ângulo entre o vetor velocidade e o vetor superfície (eq. 6.12).

6.2. Simulação do ângulo de interação

Um primeiro exemplo do cálculo do ângulo de interação é apresentado na Figura 6.7, conforme trabalho de Min (2001). Neste exemplo, foi utilizada como superfície de saída um plano inclinado em 30 graus. O ponto 1 indica o local onde a ponta da broca entra em contato com a superfície de saída. À medida que a broca avança na direção z, a aresta primária usina a superfície de saída sob a hipótese de que não ocorre deformação nesta superfície. Tal fenômeno prossegue até o ponto 2, onde ocorre o primeiro contato com a aresta secundária de corte. Tal contato continua até o ponto 3, a partir do qual a aresta primária volta a atuar. Do ponto 3 ao ponto 4, as arestas primárias e secundárias se revesam na usinagem, sendo que a aresta primária atua no centro do furo e a aresta secundária atua nas bordas do mesmo. Contudo, a partir do ponto 4, todo o furo já foi usinado e apenas a aresta secundária de corte continua atuando na borda.

O ângulo de interação varia ao longo da trajetória da ferramenta. Os pontos vermelhos do gráfico indicam regiões onde o ângulo de interação é positivo. Estas regiões indicam alta probabilidade de formação de rebarba, uma vez que são regiões de saída da aresta de corte. De forma oposta, os pontos azuis representam regiões onde o ângulo de interação é negativo (regiões de entrada da ferramenta), o que indica uma baixa probabilidade de formação de rebarba. Na Figura 6.7, enquanto a aresta de corte secundária se move do ponto 2 para o ponto 3, o ângulo de interação muda gradativamente de positivo para negativo. Isto indica que a aresta secundária de corte sai da peça nas regiões vermelhas e entra nas regiões azuis.

Figura 6.7 - Simulação do ângulo de interação para uma superfície de saída plana, inclinada em 30 graus. (Min, 2001).

A Figura 6.8 apresenta a variação do ângulo de interação durante uma volta da broca, considerando como superfície de saída o mesmo plano inclinado de 30 graus. Nota-se que a região de saída da ferramenta corresponde a uma área ligeiramente maior que metade do furo. Este fato se deve a presença da componente de avanço no vetor de velocidade. A componente de avanço eleva ligeiramente o vetor de velocidade na direção z, conforme Figura 6.3. Assim, nas regiões onde o vetor superfície é positivo porém próximo da horizontal (ângulo próximo a zero), o ângulo do vetor velocidade ainda é maior.

Figura 6.8 - Gráfico do ângulo de interação, destacando as regiões de saída (vermelho) e de entrada (azul). A região de saída corresponde ao arco $-1,85^\circ \sim 180,54^\circ$. (Min, 2001)

Uma vez apresentados os resultados do trabalho de Min (2001) para o caso de superfície de saída plana, serão analisados agora os resultados para uma superfície de saída cilíndrica. Esta análise é bastante importante, uma vez que a intersecção de furos (caso típico de uma superfície de saída cilíndrica) é uma das ocorrências mais difíceis de serem rebarbadas. Um exemplo de superfície cilíndrica é apresentado na Figura 6.9. Neste caso, foi considerado um furo de 10 mm de diâmetro. A figura apresenta apenas a metade inferior do cilindro.

Superfície de saída cilíndrica
 $R = 10 \text{ mm}$
 $\beta = 0^\circ$

Figura 6.9 - Superfície cilíndrica considerada para as simulações do ângulo de interação.

Para os testes a seguir, será simulada a usinagem de um furo de lubrificação, de raio 6 mm e eixo perpendicular ao furo principal. Para tal, será considerada também uma broca de ângulo de ponta igual a 118 graus, ângulo de hélice igual a 30 graus e conseqüente diâmetro de 6 mm.

A Figura 6.10 apresenta a variação do ângulo de interação em função da variação do deslocamento entre o eixo do furo principal e o eixo da broca (deslocamento a). Para todos os testes da Figura 6.10, foram considerados os parâmetros de corte: velocidade de avanço de 100 mm/min e rotação de 1000 rpm. Nota-se que, à medida que o deslocamento a aumenta, as regiões de interação positivas (saída da aresta de corte) e negativas (entrada da aresta de corte) deixam de ser aproximadamente simétricas para se concentrarem em apenas uma das metades do furo. Sendo assim, com o aumento do deslocamento dos centros, o fenômeno de saída e entrada da ferramenta se aproxima dos resultados apresentados pelo plano inclinado. Nota-se ainda um aumento da região de saída da ferramenta (região em vermelho), o que corresponde a uma maior área de formação de rebarba.

(a1) $a = 0$ mm

(a2) $a = 0$ (vista de topo)

Região total de saída: $189,45^\circ$
Região total de entrada: $170,55^\circ$

(b1) $a = 1,5$ mm

(b2) $a = 1,5$ (vista de topo)

Região total de saída: $198,75^\circ$
Região total de entrada: $161,25^\circ$

(c1) $a = 3$ mm

(c2) $a = 3$ (vista de topo)

Região total de saída: $208,35^\circ$
Região total de entrada: $151,65^\circ$

Figura 6.10 - Variação do ângulo de interação em função da variação do deslocamento entre o eixo do furo principal e o eixo da broca. Para cada caso, é apresentada a vista tridimensional do furo, bem como a vista de topo e o comprimento do arco para as regiões de saída e entrada.

Em seguida, foram realizadas simulações considerando um ângulo de inclinação da broca com relação ao furo principal. A Figura 6.11 apresenta as duas condições de inclinação simuladas: $\beta = 10^\circ$ e $\beta = 20^\circ$. Vale lembrar que, para simplificar o modelo matemático, considerou-se a inclinação da superfície cilíndrica, sendo a trajetória da broca mantida na direção do eixo z.

Figura 6.11 - Superfícies cilíndricas de saída com diferentes ângulos de interação.

A influência do ângulo de inclinação β no processo de formação de rebarba é apresentada na Figura 6.12. Foram considerados os mesmos valores de velocidade de avanço (100 mm/min) e rotação (100 rpm) do ensaio anterior. Analisando os resultados desta figura, nota-se uma redução das regiões de saída da ferramenta em função do acréscimo do ângulo β . Esta conclusão mostra-se coerente com os resultados do plano inclinado como superfície de saída. O acréscimo do ângulo da superfície de saída também resultava numa redução da área vermelha do gráfico (Figura 3.7). Nota-se ainda, através de uma comparação de resultados da Figura 6.12b e Figura 6.12c, que o deslocamento do eixo da broca com relação ao centro do furo principal aumenta a região de formação de rebarba. Tal fenômeno está novamente condizente com a análise da influência do deslocamento a , apresentada na Figura 6.10.

(a1) $a = 0 \text{ mm}$, $\beta = 10^\circ$

(a2) $a = 0 \text{ mm}$, $\beta = 10^\circ$ (vista de topo)
Região total de saída: $192,4^\circ$
Região total de entrada: $167,6^\circ$

(b1) $a = 0 \text{ mm}$, $\beta = 20^\circ$

(a2) $a = 0 \text{ mm}$, $\beta = 20^\circ$ (vista de topo)
Região total de saída: $190,1^\circ$
Região total de entrada: $169,9^\circ$

(c1) $a = 1,5 \text{ mm}$, $\beta = 20^\circ$

(a2) $a = 1,5 \text{ mm}$, $\beta = 20^\circ$ (vista de topo)
Região total de saída: $218,7^\circ$
Região total de entrada: $141,3^\circ$

Figura 6.12 - Influência do ângulo de inclinação e do deslocamento a no cálculo do ângulo de interação para superfícies de saída cilíndricas. Para cada caso, é apresentada a vista tridimensional do furo, bem como a vista de topo e o comprimento do arco para as regiões de saída e entrada.

Por fim, foram realizadas simulações para se definir a influência dos parâmetros de corte (velocidade de avanço e rotação da broca) no processo de formação de rebarbas de intersecção de furos. Nestes testes, foram utilizadas as seguintes configurações geométricas: ângulo de inclinação de 20 graus e deslocamento entre os centros do furo principal e o centro da broca de 1,5 mm.

No primeiro teste, apresentado na Figura 6.13, a rotação foi mantida em 1000 rpm e a velocidade de avanço foi variado entre 100, 200 e 300 mm/min. O efeito do parâmetro de avanço foi o mesmo apresentado na Figura 3.5 para o caso de um plano inclinado como superfície de saída. Assim, com a elevação da velocidade de avanço, nota-se um ligeiro aumento das áreas de saída da aresta de corte, que correspondem às regiões com maior probabilidade para formação de rebarba.

Figura 6.13 - Influência da velocidade de avanço da broca no calculo do ângulo de interação para superfícies de saída cilíndricas. Para cada caso, é apresentada a vista tridimensional do furo, bem como a vista de topo e o comprimento do arco para as regiões de saída e entrada.

No segundo teste, foi simulada a influência da rotação da broca, mantendo-se a velocidade de avanço constante (200 mm/min). Mais uma vez, o comportamento do processo foi semelhante ao apresentado para superfícies planas: rotações elevadas conduzem a uma área de formação de rebarba (regiões vermelhas do gráfico) menor.

Região total saída: $200,0^\circ$ Região total saída: $190,2^\circ$ Região total saída: $188,9^\circ$
Região total entrada: $170,0^\circ$ Região total entrada: $169,8^\circ$ Região total entrada: $171,1^\circ$

Figura 6.14 - Influência da rotação da broca no cálculo do ângulo de interação para superfícies de saída cilíndricas. Para cada caso, é apresentada a vista tridimensional do furo, bem como a vista de topo e o comprimento do arco para as regiões de saída e entrada.

6.3. Novo movimento de avanço para minimização da rebarba

Nas seções anteriores, foram apresentadas a modelagem e a simulação do mecanismo de formação de rebarba em furação, baseadas no conceito de ângulo de interação. Foram considerados dois casos típicos de superfícies de saída: plana e cilíndrica. Em superfícies planas de saída, nota-se que a rebarba se forma em toda a

borda do furo no caso específico de ângulo de saída igual a zero (eixo da broca perpendicular ao plano de saída da ferramenta). Tal fato ocorre porque toda a área do furo representa uma região de saída da aresta de corte. Contudo, tal posição do furo não ocorre em todas as operações de furação. Caso ocorra uma certa inclinação do plano de saída com relação ao eixo da broca, ocorre uma modificação no fenômeno de formação da rebarba. Conforme discutido nas seções anteriores, devido à inclinação da superfície de saída, a direção do vetor velocidade de corte aponta para dentro da peça em algumas regiões do furo. Assim, estas regiões são denominadas áreas de entrada da aresta de corte. Nestas, existe uma grande probabilidade de geração de uma borda do furo sem rebarba.

Focando-se no caso de superfícies de saída planas, a Figura 6.15 reapresenta um resultado típico da simulação de formação de rebarba discutida na seção 6.2.

Região de entrada = 177°

Figura 6.15 - Reapresentação da simulação do ângulo de interação para uma superfície de saída plana inclinada. (Min, 2001)

Este gráfico mostra que mais da metade da superfície do furo corresponde a regiões de formação de rebarba (regiões em vermelho). Nestes pontos, o vetor resultante de velocidade aponta para fora da superfície, conforme Figura 6.16a. No modelo, isto é definido por um ângulo do vetor velocidade é maior que o ângulo de saída da superfície. De forma oposta, as regiões azuis correspondem a regiões nas quais a aresta de corte entra na peça, ou seja, o ângulo do vetor velocidade é menor que o ângulo de saída da superfície (Figura 6.16b).

Figura 6.16 - Posicionamento do vetor de velocidade resultante em relação ao vetor de superfície: (a) vetor de velocidade aponta para fora da superfície, definindo uma borda de saída; (b) vetor de velocidade aponta para dentro da superfície, definindo uma borda de entrada.

Partindo-se da conclusão acima, foi traçada uma estratégia para minimização das áreas de saída da ferramenta, o que diretamente resultará na minimização da rebarba. Inicialmente, propõe-se analisar a influência do movimento de avanço na definição do ângulo de interação. Numa operação convencional de furação, o vetor velocidade de avanço $\vec{V}_F$ é constante durante todo o processo e orientado na direção positiva do eixo z . Como o vetor velocidade devido à rotação $\vec{V}_R$ é sempre horizontal, o ângulo do vetor de velocidade resultante $\vec{V}$ será sempre ligeiramente positivo. Como consequência, nas regiões onde o vetor superfície $\vec{S}$ é negativo (Figura 6.16b), o ângulo de interação será sempre positivo e a região torna-se propícia à formação de rebarba.

A Figura 6.17 mostra a evolução do ângulo do vetor de superfície (linha vermelha) e do vetor de velocidade resultante (linha azul) nas primeiras dez voltas da broca. Este resultado comprova que, durante a operação, o ângulo do vetor de velocidade resultante é sempre positivo. Contudo, nota-se ainda um comportamento oscilante deste ângulo, o que é explicado pela variação do raio efetivo c_R do ponto de contato durante a operação de furação. Nas regiões mais próximas ao centro, o vetor velocidade tem uma amplitude menor, fato que aumenta a influência da parcela de avanço e determina um ângulo de velocidade mais inclinado. Nota-se ainda uma variação senoidal do vetor de superfície entre $+20^\circ$ e -20° . A figura destaca também uma variação cíclica do ângulo de interação: positivo quando o ângulo do vetor superfície é menor que o ângulo do vetor de velocidade (linha vermelha abaixo da linha

azul), e negativo quando o ângulo do vetor superfície é maior que o ângulo do vetor de velocidade (linha vermelha acima da linha azul).

Figura 6.17 - Evolução do ângulo do vetor de superfície (linha vermelha) e do ângulo do vetor de velocidade resultante (linha azul) para as primeiras 10 voltas da broca.

A estratégia proposta neste trabalho para minimização da rebarba busca estabelecer um movimento de vibração na direção axial da broca, adicionado ao movimento de avanço. Desta forma, objetiva-se reorientar o vetor de velocidade $\vec{V}$ nas regiões onde o ângulo deste é maior que o ângulo do vetor superfície $\vec{S}$. A Figura 6.18 exemplifica tal estratégia, sendo $\vec{V}_{osc}$ o vetor de oscilação acrescentado ao movimento da broca no eixo z. Assim, a resultante do movimento vertical ($\vec{V}_{osc} - \vec{V}_F$) forçará o vetor velocidade $\vec{V}$ para dentro da peça.

Figura 6.18 - Estratégia para minimização da rebarba em furação, baseada na adição de um movimento de vibração $\vec{V}_{OSC}$ ao movimento convencional de avanço da broca $\vec{V}_F$.

Para analisar o padrão de oscilação necessário à implementação do objetivo traçado acima, torna-se importante estudar o comportamento do ângulo do vetor de superfície durante uma volta da broca (Figura 6.19). Devido ao movimento de rotação da ferramenta, este ângulo apresenta um comportamento senoidal. O valor no ângulo é zero na direção do eixo x (0 e 180 graus) e apresenta valor mínimos e máximos nas direções perpendiculares ao eixo y (respectivamente 90 e 270 graus).

Figura 6.19 - Comportamento do ângulo do vetor de superfície (linha vermelha) durante uma volta completa da broca.

A área da Figura 6.19 hachurada em azul (área abaixo do gráfico de ângulo do vetor de superfície) representa o conjunto de valores que o ângulo do vetor de velocidade deve assumir para que se garanta a geração de uma borda de entrada (ângulo de interação negativo). Assim, sempre que o ângulo do vetor de velocidade resultante se posicionar na área hachurada, estará garantida a geração de uma borda livre de rebarba.

Tendo em vista esta estratégia, foi proposto inicialmente o perfil de oscilação apresentado na Figura 6.20a. Esta oscilação apresenta perfil distinto para cada metade do furo. Na primeira metade (0 a 180 graus), propõe-se um perfil de movimentação cossenoidal, na direção negativa do eixo z (considerando o avanço da broca na direção positiva do eixo z). A derivada deste perfil define uma velocidade de avanço senoidal. Contudo, conforme descrito nos parágrafos anteriores, este padrão de oscilação senoidal é o mesmo apresentado pelo ângulo do vetor superfície. A oscilação da velocidade de avanço é então repassado para o ângulo do vetor de velocidade resultante $\vec{V}$, conforme Figura 6.20b. Assim, é possível ajustar o movimento cossenoidal de vibração do avanço a fim de que sua derivada desloque o gráfico de ângulo de velocidade resultante (linha azul) para uma posição abaixo do gráfico senoidal do ângulo da superfície (linha verde) para a primeira metade do furo.

Figura 6.20 - Perfil de oscilação proposto para a minimização da rebarba, destacando apenas duas voltas da ferramenta: (a) novo movimento de avanço proposto para a broca; (b) perfil de velocidade resultante em função do novo movimento de avanço (linha azul) em comparação com a evolução do ângulo do vetor de superfície (linha verde).

Para a segunda metade do furo, o objetivo é novamente definir um novo movimento que estabeleça valores de ângulos de velocidade abaixo dos valores dos ângulos de superfícies. Outra exigência é que este movimento seja orientado na direção positiva do eixo z e que a amplitude deste movimento seja maior que a amplitude do movimento proposto para a primeira metade do furo. Esta exigência garante que após uma volta da broca, a combinação dos movimentos de vibração na primeira e segunda

metade do giro resulte num deslocamento positivo na direção z. Este deslocamento será considerado então o valor de avanço efetivo por volta da broca. Desta forma, caso seja proposto um novo movimento cossenoidal, a amplitude deste deverá ser maior que a da primeira metade. O resultado deste movimento seria um gráfico de ângulo de velocidade posicionado acima do gráfico de ângulo de superfície, o que definiria toda uma borda de saída. Foi proposto então um movimento linear de avanço (Figura 6.20a) e, conseqüentemente, de velocidade constante (Figura 6.20b). Para atender à exigência descrita acima, a amplitude deste movimento linear foi 11% superior à amplitude do movimento cossenoidal da primeira metade.

O resultado final deste movimento de vibração é simulado na Figura 6.21. Neste teste, foram utilizados os parâmetros: ângulo da superfície de saída de 15° , raio da broca de 3 mm, rotação de 100 rpm. Nesta figura, pode-se comparar o resultado do ângulo de interação para o movimento de furação convencional (sem vibração) e resultado para a furação envolvendo o movimento de vibração discutido acima. No primeiro caso, a região de entrada da aresta de corte (região azul) corresponde a 178° . No segundo caso, este valor foi aumentado para 246° , o que demonstra um aumento da área do furo sem formação de rebarba.

Figura 6.21 - Comparação entre duas estratégias de avanço da broca, analisadas a partir do cálculo do ângulo de interação: (a) movimento de avanço convencional (linear); (b) movimento de avanço vibratório, apresentado na Figura 6.20.

(a1)

(a2)

(a) $v_{f_{180_210}} = 600 \text{ mm/min}$, $v_{f_{210_330}} = 300 \text{ mm/min}$, $v_{f_{330_360}} = 600 \text{ mm/min}$

(b1)

(b2)

(b) $v_{f_{180_210}} = 720 \text{ mm/min}$, $v_{f_{210_330}} = 240 \text{ mm/min}$, $v_{f_{330_360}} = 720 \text{ mm/min}$

(c1)

(c2)

(c) $v_{f_{180_210}} = 840 \text{ mm/min}$, $v_{f_{210_330}} = 180 \text{ mm/min}$, $v_{f_{330_360}} = 840 \text{ mm/min}$

Figura 6.22 - Perfis de deslocamento (a1, b1 e c1) e velocidade (a2, b2 e c2) propostos para a minimização da rebarba. Em cada caso, são apresentados os valores de velocidade de avanço para cada um dos três segmentos de avanço propostos para a segunda metade do furo.

Contudo, o movimento de vibração pode ainda ser aprimorado. A Figura 6.22 apresenta três novos perfis de vibração. Em todos eles, a primeira metade é idêntica ao movimento cossenoidal apresentado na Figura 6.21. Porém, o movimento linear de retorno da broca (segunda metade) foi dividido em três segmentos. Foi proposta uma velocidade de avanço mais rápida na porção inicial e final da segunda metade (intervalos entre 180° a 210° e 330° a 360°) e uma velocidade de avanço intermediária mais lenta (entre 210° e 330°). Assim, considerando que o deslocamento total da broca na segunda metade é fixo (11% superior ao deslocamento cossenoidal da primeira metade), quando mais alta é a velocidade de avanço nos intervalos 180° a 210° e 330° a 360° , menor é o avanço necessário na parte intermediária. Como consequência, menor é o ângulo do vetor de velocidade resultante na porção intermediária, maior é o trecho no qual este ângulo se posiciona abaixo do gráfico do vetor de superfície e, finalmente, maior é a área de entrada da ferramenta. A Figura 6.22 apresenta três conjuntos de velocidade de avanço e o resultado destes avanços expressos no ângulo do vetor de velocidade resultante.

Por fim, o resultado de cada um dos movimentos de avanços apresentados na Figura 6.22 é simulado nos gráficos da Figura 6.23. Nota-se que, quando menor é a velocidade de avanço na porção intermediária (210° a 330°), mais ampla é a regiões de entrada da ferramenta.

(a) $v_{f_{210_330}} = 300 \text{ mm/min}$ (b) $v_{f_{210_330}} = 240 \text{ mm/min}$ (c) $v_{f_{210_330}} = 180 \text{ mm/min}$
Região de entrada = 280° Região de entrada = 294° Região de entrada = 300°

Figura 6.23 - Simulação do ângulo de interação para cada um dos perfis de avanço apresentados na Figura 6.22, indicando ainda a arco total correspondente a regiões de saída da ferramenta

Este exemplo demonstra a capacidade do algoritmo proposto de minimização da rebarba. Considerando o caso apresentado na Figura 6.23c, e comparando-o com o

resultado apresentado pela estratégia de furação convencional (Figura 6.15), nota-se uma redução de 67% das áreas propícias a formação de rebarba.

7. METODOLOGIA PARA IMPLEMENTAÇÃO DE SOLUÇÕES PARA REBARBAÇÃO ROBÓTICA

No Capítulo 5, foram apresentadas várias soluções de rebarbação robótica encontradas na literatura. Analisando estas soluções, nota-se que a grande maioria propõe a remoção da rebarba através de uma operação de chanframento, concomitante com um controle ativo da trajetória do robô baseado em uma realimentação de força. A escolha da força exercida pela ferramenta como sinal de controle se deve à relação desta com as grandezas do processo de chanframento (dimensões do chanfro, velocidades de avanço da ferramenta etc) e com a dinâmica do conjunto robô-ferramenta-peça.

Contudo, todos estes trabalhos foram implementados e testados somente em laboratório. Em nenhum deles existe uma discussão sobre as reais necessidades de um processo de rebarbação industrial e os requisitos de controle necessários para o sucesso da aplicação. Estendendo ainda mais esta discussão, vale ressaltar que, em alguns casos da indústria, não existe qualquer necessidade de aplicação de um sistema de controle ativo. Para estes casos, já existem soluções fornecidas pelos próprios fabricantes dos robôs, baseadas em sistemas passivos para acomodação de pequenas irregularidades do processo. Estas soluções apresentam custo reduzido e resultados bastante satisfatórios.

Desta forma, a grande contribuição deste trabalho é a proposição de uma metodologia para implementação de soluções de rebarbação robótica com foco na aplicação industrial das mesmas. Contudo, antes de apresentar tal metodologia, torna-se necessário classificar os principais casos de rebarbação, baseando-se na morfologia da rebarba e nas características geométricas da peça e do sistema de fixação. Esta classificação é descrita na próxima seção, sob a forma de três cenários de rebarbação.

7.1. Cenários de rebarbação

A operação de rebarbação envolve a remoção de protuberâncias residuais presentes nas bordas das peças. Nos métodos de rebarbação baseados em processos de usinagem (fresamento, torneamento, furação, retificação, escovamento etc), a remoção destas protuberâncias ocorre através de uma ação direta da ferramenta de rebarbação, que percorre todas as bordas da peça nas quais ocorre a formação da rebarba. A movimentação da ferramenta em relação à peça pode ser realizada manualmente ou através de algum equipamento automatizado. Uma discussão sobre as diversas alternativas de automação fora apresentada no Capítulo 5. No caso específico deste projeto, considera-se o robô como o equipamento utilizado para manipulação da ferramenta.

O resultado da operação de rebarbação depende da interação entre a ferramenta e a borda da peça. Diversos fatores influenciam nesta interação, com destaque para a morfologia da rebarba, a precisão de posicionamento da peça e a conseqüente dinâmica do conjunto robô-ferramenta-peça. Neste contexto, os diversos casos de rebarbação foram divididos em três cenários básicos, conforme Figura 7.1.

No primeiro cenário, foram agrupados os casos que apresentam as seguintes características básicas: rebarba pequena, tolerância fechada e sistema de fixação preciso. Estas características viabilizam a aplicação de um sistema passivo de rebarbação, baseado apenas na programação de posição do robô. Recordando as informações apresentadas no Capítulo 5, os sistemas passivos são aqueles que utilizam elementos passivos, tais como molas, para se acomodarem às imperfeições da peça. Tal simplificação é possível porque os sistemas passivos apresentam comportamento estável durante a remoção de rebarbas pequenas. Isto ocorre porque as rebarbas pequenas praticamente não exercem resistência ao processo de rebarbação, resultando em forças de corte praticamente nulas. Outra característica importante está na precisão dimensional da peça e do sistema de fixação. Estes dois fatores são responsáveis por manter a borda a ser rebarbada sempre na mesma posição e orientação, o que facilita assim a definição da trajetória da ferramenta através de uma simples programação de posições do robô. Tal programação poderá ser executada através do método *teach-in* (gravação manual de uma seqüência de posições do robô), ou utilizando softwares para programação *off-line*.

Figura 7.1 – Cenários de rebarbação, baseados na morfologia da rebarba e nas características geométricas da peça e do sistema de fixação.

Neste cenário, também se encontram os casos em que não existem rebarbas, mas é necessário um chanframento da borda da peça a fim de se remover os cantos vivos, os quais podem comprometer a segurança e dificultar posteriores operações de montagem da peça. Neste caso, desde que sejam mantidas as características de precisão dimensional da peça e do sistema de fixação, torna-se possível a utilização da solução proposta (programação de posições e utilização de elementos passivos na ferramenta). Vale lembrar ainda que, mesmo utilizando as técnicas abordadas no Capítulo 3 para minimização da rebarba, em alguns casos a operação de chanframento ainda é necessária a fim de se conseguir o acabamento desejado para a borda (neste caso, evitar cantos-vivos).

O segundo cenário diferencia-se do anterior pela presença de rebarbas grandes. Assim, a aplicação isolada de sistemas passivos pode resultar um desempenho instável do processo de rebarbação, principalmente quando forem utilizadas velocidades de avanço mais elevadas. Sistemas passivos podem ainda conduzir a uma remoção parcial de uma rebarba grande, resultando apenas na suavização da mesma. Todavia, a manutenção da precisão dimensional da borda da peça e do sistema de fixação ainda

garante uma localização precisa da borda da peça. Neste caso, torna-se possível a implementação de um sistema de controle ativo da velocidade da ferramenta na direção longitudinal a borda da peça, enquanto a ferramenta mantém a trajetória programada pelo usuário ao longo da borda. Propõe-se então a utilização de uma ferramenta com baixa rigidez na direção longitudinal a borda, a fim de se permitir o controle de velocidade. Concomitantemente, mantém-se um elevado valor de rigidez na direção perpendicular a borda, a fim de se manter a trajetória programada.

Finalmente, no terceiro cenário, encontra-se o caso mais crítico, que envolve variações dimensionais da peça ou mesmo a utilização de sistemas de fixação imprecisos. O primeiro quesito representa exatamente a característica das bordas resultantes entre superfícies fresadas e fundidas. Neste caso, a variação dimensional do fundido pode alterar bastante a localização da borda da peça, o que inviabiliza a utilização de uma programação de posição. Este efeito também é sentido quando a peça apresenta um erro de posicionamento devido à imprecisão do sistema de fixação. Somente neste cenário específico se justifica a utilização do controle ativo de trajetória, que representa a solução de rebarbação robótica mais encontrada na literatura.

Analisando os cenários acima, nota-se a importância de uma classificação das soluções de rebarbação robótica quanto à aplicação industrial. Dentre as soluções propostas, a mais simples, representada pela programação de posições do robô, possivelmente seja a mais adequada para a grande maioria dos casos encontrados na indústria. Estes incluem os casos de rebarba pequena e operações de quebra-canto. Em contrapartida, as soluções mais elaboradas, que incluem controle ativo de velocidade e trajetória somente são indicadas para casos extremos, que incluem grandes rebarbas, variações dimensionais da peça e imprecisões do sistema de fixação.

Uma vez apresentados os três cenários de rebarbação, este é o momento ideal para introduzirmos a metodologia proposta neste trabalho para implementação de soluções de rebarbação robótica.

7.2. Metodologia integrada

Nesta seção, será apresentada uma metodologia para implementação de solução de rebarbação robótica com base nos cenários de rebarbação apresentados na seção

anterior. Esta metodologia é composta por cinco fases integradas, porém não necessariamente presentes em todos os cenários de rebarbação. A Figura 7.2 sintetiza a sequência de atividades propostas.

Figura 7.2 - Metodologia proposta para implementação de soluções de rebarbação robótica.

Inicialmente, propõe-se a utilização das ferramentas computacionais desenvolvidas pelo LMA (*Laboratory for Manufacturing Automation*), da Universidade da Califórnia em Berkeley, denominadas BurrExpert®. Estas ferramentas permitem a modelagem do fenômeno de formação da rebarba e a previsão da localização e geometria da mesma. Adotando-se como entrada o modelo sólido da peça proveniente de algum software CAD (utilizando arquivos ACIS para transferência de dados), e solicitando-se ao usuário a indicação do caminho a ser percorrido pela ferramenta, o resultado final da etapa de modelamento da rebarba é um arquivo ASCII descrevendo geometricamente os locais previstos para a localização da rebarba, bem como prevendo a geometria e tamanho da mesma. Na Figura 7.2, o resultado deste modelamento é representado por linhas verdes e vermelhas traçadas sobre as bordas da face em análise. As linhas verdes representam bordas de entrada da ferramenta de usinagem (uma fresa de faceamento, neste caso), que indicam regiões livres de formação de rebarbas. Já as bordas vermelhas representam regiões de saída da ferramenta, nas quais ocorre formação de rebarba. Por fim, a geometria do corte, o caminho da fresa e os parâmetros da operação de fresamento podem ser utilizados para uma previsão do tamanho da rebarba em cada borda de saída. Os algoritmos utilizados neste modelamento foram previamente discutidos no Capítulo 3, tanto para operações de furação quanto de fresamento. Adicionalmente, a validade destes algoritmos foi comprovada através de análises experimentais do mecanismo de formação da rebarba em processos de fresamento, apresentadas no Anexo I.

O arquivo contendo informações sobre as rebarbas é repassado para a segunda etapa, responsável pela geração do programa do robô. Neste ambiente, conhecido como sistema gráfico de programação *off-line*, a célula de rebarbação (robô, peça, sistema de fixação, ferramenta de rebarbação, obstáculos etc) pode ser criada através de um ambiente CAD. A partir da representação gráfica da célula, o operador ou programador pode definir a trajetória da ferramenta de rebarbação (acoplada ao punho do robô) mediante escolha de pontos pertencentes às bordas da peça, que são utilizados na definição dos segmentos lineares e circulares da trajetória do robô. Para cada segmento, o operador pode ainda estabelecer uma velocidade de avanço do robô. Neste contexto, uma indicação na tela do software dos prováveis locais de formação de rebarba (vide linhas verdes e vermelhas na ilustração da Figura 7.2) proporciona grande suporte ao programador na definição de uma melhor seqüência de movimentos do robô e das velocidades de avanço mais adequadas. Assim, bordas de entradas não necessitam da

ação da ferramenta de rebarbação, caso a peça em questão não exija a quebra dos cantos vivos. Conseqüentemente, não é necessário incluir tais bordas na seqüência de movimentos do robô. Adicionalmente, nas regiões previstas para formação de rebarbas pequenas, ou mesmo naquelas que necessitam de quebra-canto, o usuário pode definir uma trajetória de rebarbação utilizando velocidades de avanço mais elevadas sem prejuízo para a estabilidade da ferramenta. Por fim, regiões com previsão de formação de rebarbas maiores podem exigir uma redução das velocidades de avanço ou mesmo um sistema de controle ativo de velocidade. Nas bordas de interface com fundidos, o usuário pode definir uma trajetória nominal e indicar a necessidade de utilização de um sistema de controle de trajetória.

Nota-se, portanto, que a previsão da localização e morfologia da rebarba auxilia o operador tanto na definição da trajetória otimizada para a operação, quanto na escolha da melhor solução de rebarbação, baseando-se nos três cenários propostos anteriormente.

Para cada solução particular, o programa gerado pelo software necessita um pós-processamento específico. Propôs-se então a criação de uma terceira etapa dentro da metodologia de rebarbação robótica, responsável por adequar os comandos de movimentação gerados pelo software à realidade da peça.

Assim, no caso do um problema pertencente ao cenário 1, nenhuma estratégia de controle ativo será utilizada. O programa gerado pelo software está praticamente pronto para execução. Todavia, torna-se necessária apenas uma correção da velocidade de avanço da ferramenta para bordas circulares. Este procedimento visa manter, nestas bordas, a mesma dimensão do chanfro das bordas lineares. A área de contato e a rigidez da ferramenta para segmentos de trajetória circulares são diferentes dos segmentos retilíneos, e variam com relação ao raio de curvatura. Este fenômeno será detalhado mais adiante neste mesmo capítulo.

Para trajetórias estabelecidas dentro do cenário 2, em regiões com previsão de rebarbas grandes, as instruções padrões de movimentação do robô geradas pelo software (MoveL para trajetórias lineares e MoveC para trajetórias circulares) necessitam de ajustes para incluírem a estratégia de controle de velocidade. Novos comandos são incluídos para efetuarem as ações de leitura dos parâmetros de controle e de correção da velocidade de avanço do robô durante a trajetória.

Por fim, no cenário 3, as alterações do programa original devem ser realizadas tendo em vista um controle de trajetória. Neste caso, instruções específicas serão

necessárias para alterar os pontos da trajetória nominal estabelecida pelo programador. Num primeiro momento, propõe-se a identificação manual das regiões que necessitam de ajuste de velocidade ou de trajetória. Desta forma, o usuário do sistema de programação *off-line* define identificadores específicos para destacar as instruções de movimento relacionadas à rebarbação de regiões com previsão de rebarbas grandes ou bordas de interface entre superfícies fresadas e fundidas. Na ilustração da etapa de pós-processamento da Figura 7.2, utilizou-se o identificador **vBurr3** para o comando de movimento linear sob um borda de interface fresado/fundido. Este identificador indica um caso do cenário 3 e estabelece uma necessidade de ajuste da instrução MoveL a fim de se incluírem ações de controle de trajetória.

A partir da etapa de pós-processamento, a metodologia apresenta algumas modificações dependendo do cenário de rebarbação. Considerando os casos do cenário 1, o programa resultado da etapa de pós-processamento já está pronto para ser repassado ao robô. Assim, o robô irá executar as instruções programadas sob um controle interno de posição. Contudo, para os casos do cenário 2 e 3 (controle de velocidade e trajetória respectivamente), torna-se necessária a inclusão de uma nova etapa intermediária a fim de se ajustar os parâmetros que serão utilizados pelo controlador. Esta etapa, denominada avaliação do contato, é responsável por definir limites máximos e mínimos a serem estabelecidos para o sinal de controle da operação de chanframento. Tais limites são calculados para cada borda específica da peça que necessite de controle ativo de velocidade ou trajetória. O cálculo leva em consideração modelos para avaliação do contato ferramenta-peça, que se comportam de maneira diferenciada durante a rebarbação de bordas lineares e circulares com diferentes raios de curvatura. Este fenômeno é explicado por alterações na área de contato ferramenta-peça e na utilização de porções da ferramenta com diferentes valores de rigidez. Desta forma, o resultado da etapa de avaliação do contato é um matriz contendo os limites de controle calculados para cada borda que necessite de atuação controlada da ferramenta.

Por fim, a última etapa da metodologia propõe o controle propriamente dito do robô. Este controle, que pode ser de velocidade ou posição dependendo do cenário considerado, baseia-se na utilização conjunta de dois sinais provenientes da operação de rebarbação: emissão acústica e potência consumida pelo motor da ferramenta de rebarbação. Estes dois sinais são combinados num parâmetro único de controle, denominado FAP, *Fast Abrasive Power*. Uma comparação relativa entre o nível do parâmetro FAP e os limites calculados pela etapa de avaliação do contato determinará

as ações de controle, que serão repassadas ao robô através de parâmetro digitais de controle.

A seção seguinte apresenta uma definição mais aprofundada do parâmetro de controle FAP. Por fim, no Capítulo 8, as soluções de rebarbação indicadas para cada cenário da Figura 7.1 serão implementadas de acordo com a metodologia apresentada acima. Para cada implementação, serão discutidos os resultados da metodologia, bem como destacadas as vantagens e desvantagens de cada solução, os desafios da implementação e as propostas para aprimoramentos futuros.

7.3. Definição do novo parâmetro FAP (*Fast Abrasive Power*)

Conforme comentado no Capítulo 5, o desempenho adequado da operação de rebarbação robótica quando aplicada em situações críticas (cenários 2 e 3) depende do correto estabelecimento de um sistema de correção do robô baseado na fusão das informações de múltiplos sensores.

Entretanto, a fusão de sensores não significa simplesmente a aquisição e análise isolada de múltiplos sinais gerados pelo processo de rebarbação, mas sim a combinação destes sinais de forma a extrair o maior número possível de informações sobre a operação e, conseqüentemente, aumentar a eficiência do sistema de monitoramento do contato e de controle da trajetória da ferramenta.

Contudo, torna-se importante definir quais os sinais a serem combinados e a metodologia para se determinar esta fusão. Assim, foi inicialmente analisado o comportamento dos sinais de emissão acústica, potência e força durante o processo de rebarbação (Figura 7.3).

Analisando o sinal de potência, nota-se um pico inicial do gráfico, o que corresponde à potência de partida do motor elétrico. Logo após, ocorre um outro pico bem mais suave, associado ao contato da ferramenta com a peça. Contudo, se o sinal de potência for comparado ao sinal de EA, nota-se que o último consegue detectar o contato com muito mais rapidez e precisão. A rapidez de resposta é uma característica inerente ao processo de emissão acústica, o que justifica o uso deste sinal para detectar a presença da peça, bem como corrigir a trajetória da ferramenta. A lentidão de resposta do gráfico de potência está diretamente relacionada à inércia do motor, o que induz um

certo amortecimento ao sinal. Por fim, analisando os gráficos de força, nota-se um aumento expressivo apenas na parcela F_x (direção de corte). Isto é resultado da utilização de uma ferramenta flexível, que executa um esforço muito pequeno sobre a peça.

Figura 7.3 - Gráficos de força em três direções, emissão acústica e potência obtidos durante a realização dos testes preliminares do sistema de rebarbação robótica.

Partindo-se dos resultados do teste acima e analisando a bibliografia existente, pode-se concluir que a EA é extremamente rápida e adequada para detectar o contato entre as superfícies. Contudo, o nível acústico não apresenta um comportamento homogêneo durante todo o processo, podendo ser influenciado por diversos outros parâmetros (geometria da peça, distância do sensor, montagem do sensor etc) que independem da interação ferramenta-peça. Já o nível de potência oferece uma informação bastante confiável sobre a energia consumida no processo, sendo proporcional à quantidade de material removido pela ferramenta abrasiva. O lado negativo deste sinal é a sua lentidão de resposta, diretamente relacionada à inércia do motor, o que induz um certo amortecimento o sistema.

Baseado nestas conclusões, foi proposto neste trabalho um sistema de controle da trajetória da ferramenta do robô utilizando a combinação do nível de emissão acústica (EA) da operação e da potência consumida no processo. A emissão acústica e a potência são hoje os parâmetros mais utilizados no monitoramento e controle de

processos abrasivos. Assim, a fim de melhor aproveitar o conteúdo destas informações, foi proposta uma fusão dos sinais através da seguinte equação:

$$FAP = K \cdot \frac{EA}{\overline{EA_n}} \cdot P \quad (7.1)$$

sendo:

FAP = *Fast Abrasive Power*;

K = ganho do sinal;

P = potência instantânea;

EA = emissão acústica instantânea (valor RMS);

$\overline{EA_n}$ = média do valor RMS da emissão acústica nos últimos n pontos.

O sinal resultante, FAP (*Fast Abrasive Power*), representa uma modulação do sinal original de potência pela razão entre a emissão acústica instantânea e a emissão acústica média calculada a partir de uma janela dos últimos n pontos. Esta razão busca anular o comportamento variante da emissão acústica durante a borda da peça, conservando apenas o ganho relativo do sinal. O grau de influência da emissão acústica sobre o sinal resultante pode ser ajustado a partir de variações no tamanho n da janela de pontos. Utilizando esta metodologia, o novo sinal FAP conserva a confiabilidade do sinal original de potência e incorpora a dinâmica do sinal de emissão acústica.

Foi proposto um teste para exemplificar as vantagens de aplicação do parâmetro FAP . Neste teste, foi utilizada uma chapa de aço como corpo de prova, à qual foi fixado um sensor de EA . Foi ainda utilizado um cabeçote de rebarbação, ao qual foi acoplado um disco abrasivo como ferramenta. Este ensaio preliminar consistiu da aplicação de pulsos de carga ao cabeçote de rebarbação, mediante avanços manuais da chapa de aço contra o disco abrasivo em rotação. Foram adquiridos os sinais de EA e potência consumida por um motor elétrico do cabeçote de rebarbação e calculado o parâmetro FAP . Os resultados são apresentados na Figura 7.4.

Figura 7.4 - Comportamento dos sinais de EA, potência e FAP durante a aplicação de pulsos de carga contra o disco abrasivo em rotação

Analisando os gráficos anteriores, nota-se que os instantes de início e fim de cada pulso são bem retratados a partir do sinal de EA. Contudo, a intensidade do sinal de EA não variou de pulso para pulso, embora estes tenham sido realizados com cargas diferentes. Já o sinal de potência retrata bem esta diferença de carga, sendo a intensidade do sinal proporcional à carga aplicada. Porém, a potência apresenta um grande atraso de resposta tanto no início quanto no final do pulso. Destacando o início do contato (instante T1) e analisando o comportamento da EA, percebe-se que a detecção do contato é praticamente instantânea. Analisando o sinal de potência, nota-se um atraso de resposta de aproximadamente 0,3 segundos, que corresponde ao intervalo decorrido entre a detecção do contato pela EA e o instante em que o nível do sinal de potência começou a aumentar. Analisando agora o final do primeiro pulso (instante T2), tem-se novamente uma detecção praticamente imediata por parte da EA. O sinal de potência novamente apresenta um grande atraso de resposta, e quando este estava caindo para o valor nominal (nível de potência sem carga no motor = 1,35 V), o segundo pulso já havia iniciado (instante T3). Assim, se a análise fosse baseada apenas

no sinal de potência, seria difícil detectar a existência de dois pulsos. Analisando agora o sinal FAP, nota-se que este apresenta o mesmo tempo de resposta do sinal de EA. A partir deste parâmetro, torna-se então possível detectar o início e o final de todos os pulsos, com tempo de resposta praticamente instantâneo. Nota-se ainda que, uma vez detectado o pulso, o parâmetro FAP tende a acompanhar a evolução do sinal de potência até o final de cada pulso. Cessado o pulso, o nível FAP caiu rapidamente para zero. Sendo assim, o parâmetro FAP apresenta rapidez na detecção tanto do início quanto do final do pulso de carga e mantém um nível proporcional à carga aplicada ao motor.

7.4. Descrição da bancada experimental

A fim de se estudar o comportamento do parâmetro FAP, bem como sua relação com as grandezas do processo (tamanho do chanfro, geometria da borda a ser rebarbada, velocidade de avanço do robô etc), foi proposta a montagem da bancada experimental apresentada na Figura 7.5.

Figura 7.5 – Foto da bancada experimental montada para estudo do comportamento do parâmetro FAP.

O componente principal desta bancada é o robô industrial. Ao punho do robô, foi acoplado um cabeçote de rebarbação, que foi montado a partir de uma retificadeira

industrial. Como ferramenta de rebarbação, foi utilizando um disco abrasivo flexível. A Figura 7.6 apresenta a ferramenta de rebarbação utilizada, destacando o disco abrasivo (granulometria 120) rosqueado em um suporte flexível.

Figura 7.6 - Esquema de montagem da ferramenta de rebarbação, destacando o disco abrasivo rosqueado ao suporte flexível.

Como *hardware* de monitoramento, foi utilizado um cartão PCMCIA de aquisição de dados da National Instruments modelo DAQCARD-16E4, o qual foi acoplado a um *notebook*. Para leitura e processamento dos sinais, foi utilizado o software LabView 6.1.

Nestes ensaios, foram utilizados os seguintes sensores:

- ☐ sensor de emissão acústica;
- ☐ sensor de corrente e
- ☐ sensor indutivo.

Os sinais de emissão acústica e potência foram empregados no cálculo do parâmetro FAP. Já o sinal do sensor indutivo foi utilizado para cálculo da rotação instantânea do cabeçote de rebarbação.

Antes de propormos um estudo mais aprofundado do parâmetro FAP, torna-se importante analisar o comportamento dos principais componentes da bancada experimental.

7.4.1. Robô Industrial

Neste trabalho, foi utilizado o robô industrial modelo ABB IRB 2400/10. Este robô se caracteriza por um sistema articulado de 6 eixos, todos acionados eletricamente. A carga máxima recomendada pelo fabricante é de 10 kgf.

Dentre as principais especificações do robô, uma que se destaca é a precisão de posicionamento do mesmo, uma vez que o robô será utilizado em operações de contato com a peça. Erros de posicionamento da ferramenta poderão implicar em grandes forças de contato, que podem eventualmente danificar a ferramenta ou a própria peça. Assim, os dados fornecidos pelo fabricante são:

- Resolução: 0,01° em cada eixo.
- Repetibilidade: 0,06 mm.
- Acuracidade linear: 0,45 a 1,0 mm.
- Repetibilidade linear: 0,14 a 0,25 mm.

Segundo o manual do fabricante, estes dados foram obtidos de acordo com a norma ISO 9283, sendo utilizada uma velocidade de avanço de 1 m/s.

Analisando os dados apresentados, destaca-se o erro de acuracidade linear, que será exatamente o fator que influenciará na precisão de movimentação do sistema para usinagem de chanfros sobre as bordas lineares das peças a serem rebarbadas.

Foi proposto então um ensaio para verificar tais valores. Este ensaio, ilustrado na Figura 7.7, propõe a movimentação de um relógio apalpador acoplado ao robô sobre uma superfície retificada, utilizando diferentes velocidades de avanço. O erro de retilineidade desta superfície retificada foi medido, sendo o seu valor igual a 0,005 mm. O relógio foi então deslocado do ponto P1, localizado em uma extremidade da chapa, até o ponto P2, localizado na outra extremidade. Vale ainda ressaltar que o ensaio foi realizado sem carga (o cabeçote de rebarbação foi removido do punho do robô). Assim, desvios registrados pelo relógio podem ser creditados integralmente a erros de interpolação linear do robô.

Figura 7.7 – Teste para aferição do erro de interpolação linear do robô

Os resultados deste ensaio foram resumidos na tabela abaixo:

Tabela 7.1 - Erro de repetibilidade linear do robô.

Velocidade (mm/s)	Erro (mm)
0 (ensaio estático)	0,003 (vibração)
0,1 (ensaio quase-estático)	0,07
10	0,10
100	0,15

No ensaio de chanframento, serão propostas velocidades de avanço entre 5 a 40 mm/s. Contudo, principalmente no caso de rebarbação de peças do cenário 1, que não exigem controle do robô e o sistema estará operando sob controle de posição, espera-se a programação de velocidade de avanço mais elevadas, na ordem de 100 a 200 mm/s.

Desta forma, chanfros com largura menor que a especificação do erro de retilineidade não são recomendados, uma vez que pode ocorrer a perda de contato da ferramenta com a peça devido a desvios da trajetória linear do robô. Entretanto, no caso de o desvio ocorrer para dentro da peça, no sentido de aumentar o tamanho do chanfro, o problema é minimizado porque este erro será compensado pela flexibilidade da ferramenta e variações da grandeza do erro não resultam em grandes esforços por parte do disco flexível.

7.4.2. Sensor de emissão acústica

Neste trabalho, foram utilizados sensores de emissão acústica e a unidade de processamento do sinal DM42 comercializados pela Sensis Automação. A unidade de processamento DM42 é responsável pela amplificação e filtragem do o sinal, bem como cálculo do valor RMS do sinal, utilizando constantes de tempo entre 0,02 a 500 ms. O valor RMS do sinal é então enviado diretamente à placa de aquisição.

Maiores detalhes sobre os fundamentos do sinal de emissão acústica e as características do sensor podem ser encontrados em Marineli (1997) e Felipe (1996).

7.4.3. Sensor de corrente

Neste trabalho, foram empregados sensores que utilizam o fenômeno de efeito-hall para medição da corrente consumida pelo motor elétrico do cabeçote de rebarbação. Maiores informações sobre o princípio de funcionamento destes sensores podem ser encontradas em Meireles (2000).

Neste trabalho, dois modelos de sensor de corrente foram utilizados:

- sensor LEM modelo LTA-100PR e
- sensor Newtronic modelo NW-SCD-25R.

Ambos apresentam características bastante diferentes, principalmente quando analisados o tempo de resposta do sensor. O dispositivo LEM apresenta um cálculo RMS mais rápido (devido a uma constante de tempo menor), enquanto o sensor Newtronic apresenta uma resposta mais amortecida. Porém, a fim de melhor quantificar a rapidez de resposta de ambos os sensores, foi proposto o ensaio ilustrado na Figura 7.8.

Figura 7.8 – Configuração do ensaio proposto para medição do tempo de resposta do sensor de corrente.

Neste ensaio, foi montado um circuito composto por uma série de cargas resistivas (lâmpadas incandescentes), um multímetro FLUKE para medição da corrente de referência do circuito e uma chave liga/desliga. O fio do circuito passava pelo sensor de corrente de efeito-hall para medição da corrente consumida pelas cargas resistivas. Este circuito foi então ligado à rede, nas tensões 127 e 220Vac. A proposta deste ensaio era chavear o circuito (e conseqüentemente a corrente que flui pelo mesmo) e medir o tempo demandado pelo sensor para detectar a presença e a ausência da corrente. Para tal, considerou-se um consumo de corrente praticamente instantâneo por parte das lâmpadas incandescentes. Assim, todo atraso foi creditado ao sensor. Considera-se ainda uma ação instantânea e livre de vibrações por parte do dispositivo de chaveamento. Esta última premissa pôde ser comprovada através da Figura 7.9.

O gráfico apresentado na Figura 7.9 é resultado de um ensaio particular, semelhante ao ilustrado na Figura 7.8, porém com algumas modificações: utilização de uma corrente contínua de 10V para alimentação do circuito e uma leitura direta da tensão do circuito através do cartão de aquisição. A utilização de corrente contínua facilitou a avaliação da ação de chaveamento. Assim, analisando o resultado deste ensaio, nota-se uma transição praticamente instantânea da tensão. Este resultado pode ser extrapolado para a corrente, já que em circuitos resistivos a tensão e a corrente estão em fase. Nota-se ainda que não ocorre vibração na ação mecânica da chave, uma vez que não existem variações do sinal de tensão.

Figura 7.9 – Comprovação da ação instantânea da chave.

Uma vez validadas as premissas do ensaio proposto na Figura 7.8, os gráficos de tempo de resposta foram traçados conforme Figura 7.10. O tempo de resposta de um sistema de primeira ordem é quantificado pelo termo constante de tempo, que é definido com sendo o tempo necessário, após a aplicação de uma entrada degrau, para que a saída do sistema atinja 63% do valor da entrada. Este patamar é indicado no gráfico por uma linha tracejada. Assim, para o caso do sensor Newtronic (Figura 7.10a), a constante de tempo é de 135 ms. A fim de facilitar ainda mais a comparação da resposta dos sensores, torna-se interessante calcular o tempo gasto pelo sinal para atingir o patamar de 95%. Este tempo, para o sensor Newtronic, é de 600 ms.

Analisando agora o gráfico de resposta do sensor LEM (Figura 7.10b), pode-se calcular uma constante de tempo de 35 ms, sendo ainda 70 ms o tempo necessário para se atingir o patamar de 95%. Estes valores indicam um desempenho muito rápido do sensor LEM, fruto de um cálculo RMS a partir de uma constante de tempo menor. A desvantagem deste cálculo é uma resposta bem mais susceptível a ruídos que possam acontecer no circuito.

Figura 7.10 – Gráfico de tempo resposta dos sensores de corrente utilizados no trabalho.

Por fim, são apresentados os gráficos de calibração dos sensores. Estes gráficos relacionam os valores de tensão RMS medidos pelos sensores com os valores de corrente de referência medidos pelo multímetro FLUKE. Para se determinar estes gráficos, foram variados os valores de tensão da rede (127 e 220Vac) e utilizadas lâmpadas com diferentes valores de potência (60W, 100W, 250W), conforme esquema da Figura 7.8. A combinação destes parâmetros permitiu o levantamento dos diversos pontos do gráfico de calibração apresentados na Figura 7.11.

(a) Gráfico de calibração do sensor Newtronic.

(b) Gráfico de calibração do sensor LEM

Figura 7.11 Gráfico de calibração dos sensores de corrente utilizados no trabalho.

7.4.4. Sensor indutivo

Neste trabalho, foi utilizado o sensor indutivo modelo Sense PS2-12GM50. Maiores informações sobre o princípio de funcionamento destes sensores podem ser encontradas em Meireles (2000).

O sensor indutivo foi utilizado para contar o número de voltas da ferramenta de rebarbação por unidade de tempo, determinando-se assim a velocidade de rotação da mesma. Para este cálculo, utilizou-se a montagem ilustrada na Figura 7.12. Analisando esta figura, nota-se que o sensor é desabilitado toda vez que este se alinha com o

ressalto do mandril, utilizado para acoplamento da chave fixa. De forma contrária, o sensor é habilitado nas demais regiões do corpo cilíndrico. Assim, a saída do sensor indutivo será composta por dois pulsos de tensão para cada volta da ferramenta. Este sinal é conectado ao cartão de aquisição, sendo a contagem dos pulsos e o cálculo do número de rotações da ferramenta por segundo realizada pelo *software* LabView.

Figura 7.12 – Montagem e esquema de funcionamento do sensor indutivo para cálculo da rotação da ferramenta de rebarbação.

7.4.5. Cabeçote elétrico de rebarbação

Como cabeçote de rebarbação, foi proposta a adaptação de uma retificadeira elétrica industrial, modelo Hit-Min S1J-MH-25, com potência nominal de 380W e rotação de 25000 rpm na condição sem carga.

Durante os ensaios de chanframento, a corrente consumida pelo motor elétrico do cabeçote será monitorada utilizando os sensores de corrente descritos na Seção 7.4.3. Assim, com o valor da corrente consumida pelo motor, é possível o cálculo da potência envolvida no processo. Contudo, em circuitos de corrente alternada, a potência efetiva é calculada pela seguinte equação:

$$P_{\text{EFETIVA}} = V_{\text{RMS}} \cdot I_{\text{RMS}} \cdot \text{FP} \quad (7.2)$$

sendo,

P_{EFETIVA} = potência efetiva;

V_{RMS} = tensão eficaz do circuito;

I_{RMS} = corrente eficaz do circuito;

FP = fator de potência.

O fator de potência é definido pela razão entre a potência efetiva e a potência aparente ($V_{\text{RMS}} \cdot I_{\text{RMS}}$) do circuito. O valor do FP também pode ser definido pelo co-seno do ângulo de fase entre a voltagem e a corrente. O fator de potência é a forma mais simples de descrição da porção da corrente que contribui para a potência real a ser fornecida à carga. Em circuitos puramente resistivos, o ângulo de defasagem voltagem/corrente é nulo, o que indica um FP igual a 1 (um) e, portanto, um aproveitamento total da corrente fornecida ao circuito. Contudo, circuitos indutivos (circuitos típicos de motores elétricos) apresentam FP menor que 1, uma vez que parte da corrente fornecida é consumida no próprio indutor sem geração de potência ao sistema.

Assim, para se calcular a potência efetiva consumida pelo cabeçote de rebarbação, deve-se inicialmente definir o valor do fator de potência associado ao motor elétrico da mesma. Este cálculo foi realizado utilizando-se o ensaio apresentado na Figura 7.13.

Figura 7.13 – Ensaio proposto para cálculo do fator de potência do motor elétrico do cabeçote de rebarbação.

A metodologia proposta para este ensaio buscava medir a corrente consumida pelo motor elétrico através dos sensores da Seção 7.4.3, bem como o torque e a rotação do eixo. Desta forma, o FP poderia ser calculado através das seguintes equações:

$$P_{\text{EFETIVA}} = T \cdot \omega \quad (7.3)$$

$$P_{\text{APARENTE}} = V_{\text{RMS}} \cdot I_{\text{RMS}} \quad (7.4)$$

$$\text{FP} = \frac{P_{\text{EFETIVA}}}{P_{\text{APARENTE}}} \quad (7.5)$$

sendo,

P_{APARENTE} = potência aparente

T = torque do eixo do motor

ω = rotação do motor

A potência efetiva pode ser calculada através das grandezas mecânicas de torque e rotação do motor. A razão entre a potência efetiva e a potência aparente (calculada a

partir das grandezas elétricas tensão e corrente eficazes) estabelece o fator de potência do motor elétrico do cabeçote de rebarbação.

O torque do motor foi calculado mediante um dinamômetro acoplado ao eixo mesmo. A peça responsável por este acoplamento possuía um rasgo na região de encaixe do eixo do motor. Assumindo que o dinamômetro e a peça-acoplamento são estáticos, o eixo inicialmente girava livremente no furo da peça. Na sequência, o parafuso que controlava a abertura do rasgo era gradativamente apertado. Desta forma, aumentava-se a carga (torque) aplicada ao eixo, que era medida diretamente através do dinamômetro. Ao mesmo tempo, mediam-se os valores de corrente e rotação do motor. Por fim, foi possível traçar o gráfico abaixo, relacionando diferentes cargas com o fator de potência calculado através da eq. (7.5).

Figura 7.14 – Gráfico relacionando a potência efetiva consumida e o fator de potência do motor.

Analisando a Figura 7.14, nota-se uma pequena tendência de queda do valor do fator de potência à medida que a potência consumida pelo cabeçote aumenta. Contudo, considerando uma faixa de potência a ser consumida pelo processo de chanframento entre 5 a 40 W, pode-se adotar um valor médio de FP igual a 0,8.

Este ensaio permitiu ainda o levantamento de outro gráfico interessante. A Figura 7.15 apresenta uma relação entre a rotação do motor e a corrente consumida pelo mesmo. Nota-se claramente uma relação linear (coeficiente de determinação R^2 muito próximo à unidade) entre a rotação do motor e a corrente. Este gráfico comprova a

correlação existente entre a queda da rotação do motor e o aumento da potência consumida ou torque exercido pelo mesmo.

Figura 7.15 - Gráfico relacionando a rotação do motor com a corrente consumida pelo mesmo.

7.5. Análise do Comportamento do parâmetro FAP

Na Seção 7.3, foi brevemente descrito o comportamento do parâmetro FAP através da Figura 7.4. Contudo, este foi o resultado de um ensaio bastante simples, estabelecido apenas para demonstrar as principais características do FAP.

Entretanto, torna-se necessário analisar também o comportamento do FAP perante uma operação real de chanframento. Esta seção buscará apresentar tal análise.

Inicialmente, foi proposto um novo ensaio, cuja metodologia é resumida na figura abaixo.

Figura 7.16 - Ensaio para avaliação do comportamento do parâmetro FAP durante uma operação de chanframento: (a) aproximação do robô; (b) detecção do ponto P1 da borda da peça; (c) detecção do ponto P2 da borda da peça; (d) geração do chanfro, mediante um movimento retilíneo do ponto $P1 + x1$ até o ponto $P2 + x2$.

A fim de se realizar um chanfro o mais homogêneo possível, o robô foi programado de acordo com a seqüência de movimentos descritos a seguir. Inicialmente, era necessário identificar dois pontos da borda a ser chanfrada, a fim de garantir o alinhamento da mesma. O primeiro passo adotado foi avançar a ferramenta de rebarbação contra uma das extremidades da borda da peça (Figura 7.16a) e monitorar o nível do parâmetro FAP. Considerava-se como ponto da borda (ponto P1) a posição do disco abrasivo quando o nível FAP alcançava um limite estipulado ($FAP > 0,3 \text{ V}$), conforme Figura 7.16b. Uma vez identificado o primeiro ponto, o procedimento era repetido para a outra extremidade da borda, a fim de se identificar o ponto P2 (Figura 7.16c). Uma vez identificados os pontos P1 e P2, o robô poderia traçar uma trajetória alinhada em relação à borda da peça, simplesmente executando um movimento linear do ponto P1 até o ponto P2. Contudo, para chanfrar a peça, esta trajetória deveria ser aprofundada em relação à borda. Assim, a dimensão do chanfro poderia ser controlada a partir dos parâmetros $x1$ e $x2$, que representavam as profundidades (perpendicular à borda da peça) que o robô avançava além dos pontos P1 e P2 respectivamente. Por fim, o robô traçava uma trajetória do ponto $P1 + x1$ até o ponto $P2 + x2$ (Figura 7.16d). Os ensaios foram realizados variando-se as distâncias $x1$ e $x2$ e a velocidade do robô,

sempre considerando uma nova borda da peça, para que o chanfro fosse gerando sobre um canto vivo.

Durante a execução do chanfro, foram adquiridos os sinais de emissão acústica do processo e potência consumida pelo cabeçote de rebarbação, através dos quais foi calculado o parâmetro FAP. A Figura 7.17 apresenta o comportamento destes três sinais durante o ensaio, realizado nas seguintes condições:

- $v = 10 \text{ mm/s}$ (velocidade de avanço do robô);
- $x1 = 1,0 \text{ mm}$;
- $x2 = 1,0 \text{ mm}$;
- $n = 5$ pontos (tamanho da janela para cálculo da média da EA).

Conforme esperado, o contato foi detectado pela emissão acústica, (e conseqüentemente pelo FAP, já que este incorpora a dinâmica da EA), muito antes do aumento da potência. Neste caso, o atraso do sinal de potência foi da ordem de 0,25 seg. Nota-se ainda que após o contato, o parâmetro FAP se estabeleceu no nível 2,2 V, que corresponde ao consumo da potência pela ferramenta abrasiva. Este fato era esperado devido à programação da trajetória da ferramenta para remover uma quantidade homogênea de material durante toda a borda da peça. Portanto, torna-se possível relacionar o nível 2,2 V de potência (e conseqüentemente de FAP, já que este tende a oscilar em torno do sinal de potência) com o tamanho do chanfro usinado, que neste caso foi de 0,78 mm (largura do chanfro). Esta metodologia de correlação entre o nível FAP e o tamanho do chanfro será apresentada na próxima seção.

As variações do FAP em torno deste nível representam variações locais da interação ferramenta-peça captadas pela emissão acústica. Contudo, nota-se que a emissão acústica não apresenta uma relação consistente com a quantidade de material removida da peça, uma vez que apresentou uma tendência de queda do sinal. Isto é explicado pela influência de demais parâmetros não relacionados com a operação em si, principalmente a geometria da peça e a posição do sensor. Estes fatores serão melhor abordados na seção 8.3.

Figura 7.17 - Comportamento dos sinais de EA, potência e FAP durante a usinagem de um chanfro nas condições: $v = 10 \text{ mm/s}$, $x_1 = x_2 = 1 \text{ mm}$, $n = 5$.

Através de ajustes no tamanho n da janela de EA, pode-se controlar a influência da emissão acústica no cálculo do FAP. Quanto maior a janela, maior será a influência da EA e mais oscilante ficará o nível FAP. Isto ocorre porque o valor instantâneo de EA será dividido por um valor médio mais suavizado, já que leva em conta um número maior de pontos (Figura 7.18a). É possível notar que o parâmetro FAP incorpora todos os picos de EA. De forma contrária, uma redução da janela n resultará em uma menor influência da EA no nível FAP, que apresentará um comportamento mais amortecido. Isto ocorre porque o valor médio de EA estará mais próximo do valor instantâneo, e a razão entre eles será praticamente unitária (Figura 7.18b).

Figura 7.18 - Gráficos indicando a influência do tamanho da janela no cálculo do parâmetro FAP, para as condições $v = 10 \text{ mm/s}$, $x1 = x2 = 1 \text{ mm}$: (a) $n = 8$; (b) $n = 3$.

Por fim, foi proposta a usinagem de um chanfro com profundidade crescente, através do estabelecimento de valores diferentes para $x1$ e $x2$. Desta forma, as seguintes profundidades foram utilizadas: $x1 = 0,5 \text{ mm}$ e $x2 = 2,0 \text{ mm}$. O resultado deste ensaio, apresentado na Figura 7.19, demonstra um crescimento constante do nível de potência e do nível FAP, fato que é explicado pela usinagem de um chanfro de tamanho também crescente. Desta forma, este resultado permite comprovar definitivamente as características que habilitam a utilização do FAP como sinal de controle do sistema de rebarbação robótica:

- detecção praticamente instantânea de alterações bruscas no contato entre a ferramenta e a peça, devido à influência da dinâmica do sinal de EA e
- durante um corte em regime constante, o nível FAP acompanha a evolução do sinal de potência, que é proporcional à taxa de remoção de material em processos abrasivos.

Figura 7.19 – Resultado do ensaio envolvendo a usinagem de um chanfro de profundidade crescente.

Finalmente, resta estabelecer uma relação entre o nível do parâmetro FAP e o tamanho do chanfro usinado. Este procedimento, denominado neste documento como calibração do parâmetro FAP, tornará possível o controle do tamanho do chanfro indiretamente através do controle do nível FAP.

7.6. Calibração do parâmetro FAP

Nesta seção, serão apresentados os resultados do processo de calibração do parâmetro FAP, determinando-se assim uma relação do nível deste parâmetro com o tamanho do chanfro a ser usinado. Esta relação será definida para diferentes velocidades de avanço do robô e diferentes geometrias de borda. Assim, será possível um estudo da influência da geometria da borda no estabelecimento do contato entre a ferramenta e a peça. Em bordas circulares, o raio de curvatura influencia significativamente no nível de

potência consumido pela operação, considerando a usinagem de um mesmo tamanho de chanfro. Estes níveis de potência também são diferentes daqueles encontrados para bordas lineares.

Os resultados desta seção serão de grande importância para a implementação da quinta etapa da metodologia proposta na Figura 7.2, referente à avaliação do contato ferramenta-peça e ao cálculo dos limites de controle para cada uma das bordas da peça.

Contudo, embora busca-se uma relação do nível FAP com a dimensão do chanfro gerado, os gráficos a seguir apresentarão apenas os níveis de potência. Este procedimento será utilizado porque o sinal de potência apresenta uma correlação mais pura com a taxa de remoção de material. Já o parâmetro FAP incorpora a dinâmica da EA, que está mais relacionada com alterações locais do contato ferramenta-peça do que com a dimensão do chanfro. Porém, todas as correlações e gráficos de calibração levantados para o sinal de potência podem perfeitamente ser estendidos para o parâmetro FAP, uma vez que já foi comprovada a tendência deste de sempre acompanhar a evolução do sinal de potência quando ocorrem situações de corte em regime (sem variações bruscas do contato).

7.6.1. Calibração do nível FAP para bordas lineares

Nesta seção, serão apresentados e discutidos os resultados do ensaio para estabelecimento de uma relação entre o parâmetro FAP e as dimensões do chanfro em bordas lineares. Para tal, foi utilizado a mesma metodologia de ensaio descrita na Figura 7.16, no qual os pontos das extremidades da borda do corpo de prova são identificados anteriormente a realização de um chanfro de dimensões controladas pelos valores x_1 e x_2 . Entretanto, nos ensaios a seguir, estes valores de profundidade foram mantidos sempre iguais para um mesmo corpo de prova, buscando-se assim a usinagem de um chanfro de dimensões constantes ao longo da borda. A Figura 7.20 destaca ainda os ângulos de orientação do disco abrasivo com relação à peça. Inicialmente, o disco foi inclinado 45 graus em relação à superfície superior do corpo de prova, buscando-se assim a usinagem de um chanfro de mesmo ângulo. Em seguida, a ferramenta foi rotacionada 5 graus em relação à borda a ser chanfrada, buscando-se reduzir a área de contato com a peça. Desta forma, apenas uma pequena porção da borda do disco entra em contato com a peça, minimizando assim os esforços de corte.

Figura 7.20 – Foto do ensaio, destacando os ângulos de orientação da ferramenta com relação ao corpo de prova: (a) inclinação da ferramenta com relação superfície superior da peça; (b) inclinação da ferramenta com relação a borda a ser chanfrada.

Os resultados deste ensaio foram gráficos de potência consumida para cada uma das várias operações de chanframento, sendo possível então relacionar o nível de potência em cada gráfico com o tamanho do chanfro em questão. As seguintes variações foram adotadas no teste:

- Velocidade de avanço = 5, 20 e 40 mm/s.
- Profundidades x_1 e x_2 = 0,5 , 0,7 e 1,1 mm.

Cada combinação em particular de velocidade e profundidade foi repetida pelo menos três vezes, a fim de testar a repetibilidade da operação.

Como corpo de prova, foram utilizadas chapas de aço ABNT 1020 nas dimensões 300 x 50 x 5 milímetros, conforme Figura 7.21. Destaca-se que todas as faces do corpo (com exceção das faces das extremidades) foram retificadas para garantir o alinhamento da borda, bem como a geração de um canto perfeitamente reto. Evitou-se assim a influência de erros da superfície da chapa na geração de um chanfro de dimensões constantes.

Figura 7.21 – Corpo de prova, destacando as duas faces retificadas e a geração de um canto perfeitamente reto.

Antes que seja apresentada uma análise dos resultados gráficos do ensaio, torna-se interessante estudar as características do chanfro gerado. A Figura 7.22 apresenta duas fotos de um chanfro realizado com velocidade de avanço igual a 5 mm/s e profundidade de penetração da ferramenta (valores x_1 e x_2) igual a 0,5 mm. Em ambas as fotos, nota-se a geração de um chanfro bastante homogêneo, contudo apresentando marcas da ação do disco abrasivo. Neste caso, as marcas são devido à ação excêntrica da ferramenta como consequência da imprecisão de montagem do conjunto apresentado na Figura 7.6. Estas marcas, embora apareçam em todos os chanfros, não comprometem a qualidade dos mesmos. De forma funcional, o importante é descrever a boa qualidade macroscópica do chanfro e ressaltar a ausência de rebarbas nas interfaces da superfície do chanfro com as faces da peça (lateral e superior). Embora pareça contraditório, mas algumas operações de rebarbação (principalmente aquelas que utilizam ferramentas de fresamento) conduzem inevitavelmente à formação de pequenas rebarbas nas bordas do chanfro devido à própria ação de usinagem. No caso em questão, a escolha de um processo abrasivo, utilizando uma lixa de grão fino (granulometria 120), determinou a geração de uma rebarba praticamente nula.

Ainda em relação às marcas do chanfro linear, é importante salientar que a direção das mesmas comprovam uma atuação apenas da borda do disco abrasivo, consequência direta da sua inclinação imposta à ferramenta (Figura 7.20b).

Figura 7.22 - Fotos do chanfro em bordas lineares: (a) descrição das vistas e dos valores de largura (L_H) e altura (L_V) do chanfro; (b) vista 1; (c) vista 2.

Todos os chanfros usinados foram medidos, utilizando-se para tal o microscópio Zeiss modelo Stemi 2000-C, com uma câmera CCD acoplada. Desta forma, foi possível determinar com precisão os valores de altura (L_V) e largura (L_H) do chanfro conforme Figura 7.22a, mensurados em seis posições igualmente espaçadas ao longo da borda. Por fim, calculava-se a média destas seis medidas e estabeleciam-se os valores de altura e largura médios a serem utilizados para caracterizar a dimensão de cada chanfro em particular. Estes valores de largura e altura médios foram todos agrupados no gráfico abaixo.

Figura 7.23 - Relação entre largura e altura do chanfro para bordas lineares.

Nota-se, portanto, uma correlação praticamente linear entre a largura e a altura do chanfro. Contudo, uma vez que a linha de tendência do gráfico não apresenta uma inclinação de 45 graus, conclui-se que os chanfros gerados também não possuíam tal inclinação. Assim, a inclinação média apresentada por todos os chanfros, com uma variação muito pequena conforme pode ser notada pelo gráfico acima, pode ser calculada através do coeficiente angular da reta:

$$y = 0,8075 \cdot x + 0,0166 \quad (7.6)$$

$$\theta = \arctan(0,8075)$$

$$\theta = 38,9^\circ$$

sendo,

θ = ângulo de inclinação real do chanfro.

A diferença entre a inclinação da ferramenta (45 graus) e a inclinação real do chanfro usinado (38,9 graus) se deve exatamente à deformação do disco abrasivo flexível. Contudo, na grande maioria dos casos, esta diferença não compromete a funcionalidade do chanfro. Em casos específicos onde a inclinação 45 graus deve ser

rigorosamente respeitada, uma compensação na inclinação da ferramenta deve ser adotada.

Por fim, conforme anunciado inicialmente, é proposta deste ensaio relacionar as dimensões dos chanfros apresentadas acima com o nível de potência consumida durante a operação que as usinou. Desta forma, a Figura 7.24 apresenta um gráfico típico do processo de chanframento. Analisando este gráfico, nota-se um nível inicial de corrente, que está relacionado ao consumo do motor sem carga. Logo após o início do contato (determinado pelo sinal de EA), ocorre uma elevação deste nível. Em seguida, tem-se um patamar bastante estável do sinal de corrente, resultado de uma remoção constante de material da peça. Este resultado é fruto de uma criteriosa preparação da borda, com a retificação de todas as superfícies da peça. Calculando-se a diferença entre nível do patamar durante a operação de chanframento e o nível de corrente sem carga, e multiplicando-a pela tensão de alimentação do motor (neste caso, 110V) e pelo fator de potência estabelecido na Seção 7.4.5, torna-se possível determinar com precisão o valor da potência consumido nesta operação.

Continuando a análise do gráfico, nota-se que o valor da rotação do motor é inversamente proporcional ao valor de corrente. Este fenômeno vem novamente comprovar a discussão apresentada na Figura 7.15. Finalmente, destaca-se o comportamento bastante oscilante do sinal de emissão acústica, mesmo frente a uma operação de chanframento devidamente homogênea.

Figura 7.24 - Gráfico típico do ensaio de chanframento linear.

Associando-se o cálculo do consumo de potência mediante o critério estabelecido acima com a medição das dimensões médias dos chanfros conforme descrito anteriormente, pode-se traçar os gráficos apresentados na Figura 7.25

Figura 7.25 – Gráfico de calibração da largura do chanfro pelo consumo de potência do cabeçote elétrico de rebarbação.

Através do resultado da Figura 7.25, denominado gráfico de calibração, torna-se possível estabelecer um patamar de potência a ser mantido constante durante operação de rebarbação a fim de se controlar indiretamente a dimensão desejada do chanfro. Este gráfico apresenta a relação potência x largura do chanfro para as três condições de velocidade de avanço propostas. A fim de se facilitar a análise dos resultados de calibração, a tabela abaixo apresenta os dados utilizados na construção do gráfico de calibração.

Analisando-se inicialmente a largura do chanfro (L_{II}), nota-se que esta grandeza é sempre inferior à profundidade estabelecida para lixa (referente aos valores $x1$ e $x2$). Esta diferença novamente ocorre devido à flexibilidade da ferramenta de rebarbação. Nota-se ainda que esta diferença é mais pronunciada nos casos de velocidades de avanço 20 e 40 mm/s, devido a um aumento nos esforços de corte. Desta forma, o disco abrasivo flexível se deforma em relação à borda e encontra uma posição de equilíbrio em um valor de profundidade menor (vide Figura 7.26). Este fenômeno é sentido no

gráfico a partir de um deslocamento das curvas para a esquerda. Entretanto, esta diferença entre a profundidade do disco abrasivo e a largura real do chanfro não prejudica a estratégia de controle da operação de rebarbação robótica, uma vez que a largura do chanfro é controlada pela sua relação com a potência consumida no processo. Assim, por exemplo, considerando uma velocidade de avanço de 20 mm/s e uma requisição de largura de chanfro de 0,4 mm, o robô irá aprofundar a ferramenta até atingir o nível de corrente indicado pela equação de calibração correspondente.

Tabela 7.2 – Dados da calibração da largura do chanfro pelo consumo de potência da ferramenta.

Velocidade de Avanço (mm/s)	Profundidade (mm)	L_{II} (mm)	Potência (W)
5	0,5	0,46	3,26
5	0,5	0,46	3,87
5	0,7	0,66	5,90
5	0,7	0,62	5,81
5	1,1	0,77	8,98
5	1,1	0,78	8,18
20	0,5	0,21	2,90
20	0,5	0,22	3,34
20	0,5	0,22	2,90
20	0,7	0,26	4,40
20	0,7	0,28	4,75
20	0,7	0,26	4,31
20	1,1	0,41	12,94
20	1,1	0,39	9,86
20	1,1	0,41	11,00
40	0,5	0,22	4,05
40	0,5	0,20	3,43
40	0,7	0,31	7,30
40	0,7	0,28	7,13
40	0,7	0,25	6,95
40	1,1	0,38	10,91
40	1,1	0,35	10,47
40	1,1	0,35	12,23

Outra característica dos gráficos de calibração da Figura 7.25 é a mudança de inclinação das linhas de tendência. Nota-se que os dados do ensaio para $v = 20$ e 40 mm/s apresentam uma inclinação maior que os dados para $v = 5$ mm/s. Isto significa que um determinado acréscimo no tamanho desejado do chanfro resulta num acréscimo maior do nível de potência a ser controlado para os casos de velocidades maiores. A explicação deste fato está na alteração da área de contato da ferramenta com a peça, que é resultado também da redução da inclinação do disco devido à sua deformação (vide novamente Figura 7.26). Assim, devido à ação do disco abrasivo sob um inclinação

menor, tem-se uma maior área de contato para uma mesma largura de chanfro. Por consequência, tem-se uma maior contribuição das parcelas da potência relacionadas com o contato ferramenta-peça. Isto eleva o nível de potência a ser consumido para um mesmo tamanho de chanfro e provoca um aumento na inclinação do gráfico de calibração. Um estudo mais detalhado destas parcelas que compõem o sinal de potência será apresentado na seção 7.7.

Figura 7.26 – Ilustração da deformação da ferramenta frente à mudança dos esforços de corte para diferentes velocidades de avanço.

Uma comprovação deste aumento de área de contato é apresentada na tabela abaixo. Nesta tabela, são apresentados os valores de comprimento e ângulo do chanfro em relação à borda para três condições de ensaio. Estas condições foram escolhidas porque utilizaram velocidades de avanço diferentes, porém resultaram em larguras de chanfro semelhantes (aproximadamente 0,4 mm).

Tabela 7.3 – Medição dos chanfros com diferentes velocidades de avanço, mas com larguras semelhantes.

Condição do ensaio v (mm/s) e prof (mm)	Comprimento do chanfro (mm)	Ângulo do chanfro (graus)
v = 5 e prof = 0,5	4,2	4,5
v = 20 e prof = 1,1	7,5	2,5
v = 40 e prof = 1,1	7,7	2,3

Nota-se que, embora as larguras dos chanfros gerados são semelhantes, os ensaios de maior velocidade ($v = 20$ e 40 mm/s) apresentam comprimentos do chanfro bem maiores, consequência de menores ângulos de inclinação da ferramenta. A metodologia para cálculo destes valores é mostrada na Figura 7.27, utilizando novamente a imagem do microscópio. A Tabela 7.3 ainda explica porque as inclinações dos gráficos de calibração não se alteraram para estas duas condições de velocidade. Nota-se que não existe variação significativa do comprimento e ângulo de contato entre estas. Assim, para um mesmo tamanho de chanfro, o acréscimo de potência da condição 20 mm/s para a condição 40 mm/s deve-se apenas ao aumento da taxa de remoção de material, que tem um comportamento linear com relação à taxa de remoção de material.

Figura 7.27 – Fotos do chanfros, destacando os valores de comprimento e ângulo de inclinação: (a) $v = 5$ mm/s e prof = 0,5 mm; (b) $v = 20$ mm/s e prof = 1,1 mm; (c) $v = 40$ mm/s e prof = 1,1 mm

7.6.2. Calibração do nível FAP para bordas circulares

Nesta seção, será repetida a mesma proposta do ensaio da seção anterior, mudando-se apenas a geometria do corpo de prova. Esta alteração visa determinar uma relação de potência e tamanho de chanfro para bordas com diferentes raios de curvatura. Assim, foi proposto o corpo de prova ilustrado na Figura 7.28. Nota-se a existência de bordas com quatro valores de curvatura diferentes, desde um diâmetro de 34 mm até um diâmetro de 160 mm.

Figura 7.28 – Corpo de prova projetado para possibilitar o estudo da relação potência e tamanho do chanfro para bordas circulares com diferentes raios de curvatura.

Novamente, a fim de se realizar um chanfro o mais homogêneo possível, o robô foi programado para identificar automaticamente pontos pertencentes à borda da peça. Desta forma, estes pontos são utilizados na definição do comando de interpolação circular (MoveC), evitando-se assim problemas relacionados com o desalinhamento da peça. Adotando-se a borda A para demonstração desta metodologia, foram propostos os pontos A1, A2, A3, A4, A5, A6 e A7 conforme apresentado na Figura 7.29:

Figura 7.29 – Seqüência de pontos de identificação adotados para a borda A a fim de se programar automaticamente a trajetória do robô e se evitarem problemas relacionados ao desalinhamento da peça.

Para identificação destes pontos, foi utilizada a seqüência de movimentos apresentada na Figura 7.30. Em cada situação particular, a ferramenta era movimentada na direção radial à borda e o parâmetro FAP era utilizado para monitorar o contato com a peça. Uma vez detectado o ponto do contato, este era armazenado para posterior definição da trajetória do robô. Este procedimento foi repetido para as sete posições da Figura 7.30.

Por fim, a trajetória de chanframento pôde ser estabelecida utilizando-se os pontos de identificação. Adicionalmente, para minimizar os erros do comando de interpolação circular do robô e aumentar ainda mais a precisão da trajetória de chanframento, esta trajetória foi dividida em três segmentos de comprimentos iguais. Assim, a Figura 7.31 apresenta os pontos de identificação e os segmentos de trajetória estabelecidos para as quatro bordas circulares da peça. Em cada caso, são apresentados os pontos de identificação (pontos azuis numerados de 1 a 7), a parcela da borda da peça a ser chanfrada (linha azul) e os três segmentos da trajetória circular do robô (setas).

Figura 7.30 – Metodologia para definição automática dos pontos de identificação da trajetória circular de chanframento. Nesta figura, assumiu-se a borda A como exemplo.

Adotando-se novamente a borda A como exemplo, os segmentos da trajetória circular da ferramenta são descritos da seguinte forma, considerando o ponto A1 como partida:

- MoveC A2, A3, v5 ...
(movimento circular até A3 utilizando A2 para cálculo do raio de curvatura)
- MoveC A4, A5, v5 ...
(movimento circular até A5 utilizando A4 para cálculo do raio de curvatura)
- MoveC A6, A7, v5 ...
(movimento circular até A7 utilizando A6 para cálculo do raio de curvatura)

Figura 7.31 – Trajetória estabelecida para o chanframento das quatro bordas circulares da peça. Em cada figura, são destacados os pontos de identificação (pontos azuis), a parcela da borda a ser chanfrada (linha azul) e a divisão desta trajetória em três segmentos circulares (setas escuras).

É importante destacar que todos os ensaios com bordas circulares foram realizados adotando-se uma velocidade de avanço da ferramenta igual a 5 mm/s, conforme descrito nas instruções acima através do parâmetro v5.

O resultado de cada uma destas instruções pode ser visualizado através das fotos da Figura 7.32. As três cenas foram extraídas respectivamente de cada um dos três segmentos circulares que compõem a trajetória completa de chanframento.

Figura 7.32 – Cenas extraídas respectivamente de cada um dos três segmentos circulares que compõem a trajetória completa de chanframento.

Uma vez finalizada cada operação, as dimensões do chanfro (largura e altura) foram medidas ao longo de seis pontos da borda. Foi adotado o mesmo procedimento de medição descritos na seção anterior, através do uso do microscópio e da câmera CCD. Após a medição, a face da borda em análise era novamente torneada, a fim de se remover o chanfro usinado e se gerar uma nova borda com cantos retos. Para cada raio, os seguintes valores de profundidade da lixa foram testados: 0,5 , 0,7 e 1,1 mm. Cada condição em particular foi repetida três vezes para se verificar a repetibilidade do ensaio.

Associando-se a largura do chanfro e o consumo de potência medido em cada ensaio, foi possível estabelecer os gráficos de calibração da Figura 7.33. Cada ponto do gráfico representa a média dos três ensaios realizados para a condição em questão.

Figura 7.33 – Gráfico de calibração para diferentes valores de curvatura e largura de chanfro, considerando ainda uma velocidade de avanço constante e igual a 5 mm/s.

Para facilitar a análise da influência do raio sobre o nível de potência consumida na operação, torna-se necessário reordenar as informações apresentadas na figura acima. Fixando-se duas larguras de chanfro (0,6 e 0,8 mm), foi possível calcular os valores de potência para cada raio utilizando-se as equações das retas apresentadas no gráfico. Desta forma, foi traçado um novo gráfico de calibração, relacionando o nível de potência consumida com os valores de curvatura da borda para as condições de velocidade de avanço da ferramenta constante ($v = 5\text{ mm/s}$) e duas larguras do chanfro (0,6 e 0,8 mm). Este gráfico é mostrado na Figura 7.34:

Figura 7.34 – Gráfico destacando a influência do raio de curvatura no nível de potência consumido na operação de chanframento, considerando dois valores de largura do chanfro e velocidade de avanço da ferramenta constante ($v = 5\text{ mm/s}$).

Analisando o resultado da Figura 7.34, nota-se um aumento do nível de potência em função do aumento do raio de curvatura da borda da peça para um mesmo valor de largura do chanfro. Este fenômeno se explica novamente pelo aumento da área de contato da ferramenta com a peça, elevando-se assim a contribuição das parcelas da potência dependentes desta área (atrito e riscamento). Uma melhor descrição destas parcelas será apresentada na seção a seguir.

Buscando-se comprovar esta teoria, os valores de comprimento dos chanfros foram medidos para uma mesma dimensão de largura e variando-se as condições de diâmetro. A Tabela 7.4 apresenta os valores desta medição.

Tabela 7.4 – Valores de comprimento

Diâmetro (mm)	Largura L_H (mm)	Comprimento (mm)
34	0,86	4,85
74	0,86	6,8
115	0,84	8,0
160	0,81	11,3

Os valores de comprimento apresentados nesta tabela também podem ser visualizados através dos fotos da Figura 7.35. Para obtenção destes valores, foram programados movimentos de avanço e retorno do disco abrasivo, perpendiculares a cada uma das bordas da peça. Assim, durante a operação de chanframento (deslocamento longitudinal da ferramenta em relação à borda), a área de contato será metade da área mostrada nos três casos da figura abaixo.

Figura 7.35 – Fotos dos chanfros destacando o comprimento de contato dos mesmos:

(a) borda A; (b) borda B; (c) borda C.

Por fim, torna-se importante comparar o nível de potência consumida para bordas circulares e bordas lineares. Para tal, serão comparadas os gráficos das figuras 7.25 e 7.33. Uma vez que os valores de calibração para o caso circular foram levantados considerando a velocidade de avanço da ferramenta constante ($v = 5 \text{ mm/s}$), apenas o gráfico correspondente será considerado para o caso linear. Assim, comparando-se uma mesma largura de chanfro nos dois casos, nota-se um consumo mais elevado de potência para o caso circular. A Tabela 7.5 exemplifica esta comparação.

Tabela 7.5 – Comparação do consumo de potência para bordas lineares e circulares

Largura (mm)	Potência – borda linear (W)	Potência – Diam 34 (W)	Potência – Diam 160 (W)
0,5	4,0	5,4	6,2
0,6	5,6	7,9	9,7
0,7	7,2	10,4	13,2
0,8	8,7	13,0	16,8

Contudo, a principal razão para esta diferença está na variação do comportamento da região do disco abrasivo que atua em cada borda. No caso linear, conforme comentado anteriormente (vide Figura 7.26), a borda do disco é a região que efetivamente entra em contato com a peça. Este fato é comprovado pelas marcas inclinadas deixadas na superfície do chanfro. Contudo, no caso circular, o contato é estabelecido numa região mais central do disco, conforme Figura 7.36. Esta ação também pode ser comprovada analisando-se as marcas retas deixadas na superfície do chanfro devido a ação abrasiva (Figura 7.37).

Figura 7.36 – Região do disco abrasivo que efetivamente atua sobre a peça durante chanframento de bordas circulares.

Assim, como o centro do disco abrasivo é uma região mais rígida que a borda, o contato nesta região resultará em forças normal mais elevadas, aumentando-se assim a parcela de atrito e, conseqüentemente, os esforços de corte necessários para vencê-la. Tal fenômeno explica o consumo mais elevado de potência durante o chanframento de bordas circulares.

Figura 7.37 – Marcas paralelas na superfície do chanfro que comprovam a ação da região central do disco abrasivo.

7.7. Avaliação do modelo de Malkin

A seção anterior apresentou uma série de ensaios visando estabelecer relações entre o consumo de potência do cabeçote de rebarbação e o tamanho do chanfro usinado. A partir destes dados experimentais, foram analisados diversos aspectos da operação de chanframento, que possibilitaram um melhor entendimento da interação entre a ferramenta de rebarbação e a peça. Como resultado final, foi possível traçar os gráficos de calibração do parâmetro FAP (figuras 7.25 e 7.33), a serem utilizados para determinação dos limites de controle da operação de rebarbação robótica. Estes cálculos serão utilizados na implementação do módulo de avaliação do contato, referente à quarta etapa da metodologia para soluções de rebarbação robótica proposta neste trabalho.

Contudo, nesta seção, será proposta uma abordagem analítica do processo abrasivo de chanframento. O objetivo é determinar um modelo genérico que possa ser utilizado no cálculo dos limites de controle para diferentes condições de chanframento e geometria de borda, estendendo assim a aplicação dos gráficos de calibração da seção anterior. Contudo, estes dados de calibração serão de grande importância para o ajuste e a verificação da validade do modelo proposto.

Para este estudo, será considerado o modelo de força e potência proposto por Malkin (1980) para operações de retificação. Neste modelo, Malkin definiu a potência de retificação como sendo o somatório de três parcelas:

$$P = P_{cav} + P_{risc} + P_{atr} \quad (7.7)$$

sendo,

P_{cav} = potência devido à formação de cavaco;

P_{risc} = potência de riscamento;

P_{atr} = potência de atrito entre a peça e o rebolo.

Para a operação de retificação apresentada na Figura 7.38, cada uma das parcelas pode ser definida através das seguintes equações:

$$P_{cav} = 13.8 \cdot V_W \cdot a \cdot b \quad (7.7)$$

$$P_{risc} = 1.0 \cdot 10^{-3} \cdot V_S \cdot b \quad (7.8)$$

$$P_{atr} = \left(C_1 + C_2 \cdot \frac{V_W}{V_S} \cdot d_E \right) \cdot l_C \cdot b \cdot A_S \quad (7.9)$$

sendo,

a = profundidade de penetração do rebolo;

b = largura de corte;

V_W = velocidade periférica da peça;

V_S = velocidade periférica do rebolo;

d_E = diâmetro equivalente;

l_C = comprimento de contato;

A_S = porcentagem da área do rebolo que realmente está com contato com a peça;

C_1 e C_2 = constantes de combinação rebolo-peça.

Figura 7.38 - Ilustração de uma operação de retificação plana, destacando os parâmetros utilizando pelo modelo de Malkin (1980).

Analisando as equações anteriores, nota-se que a parcela correspondente à formação de cavaco é constantes para uma mesma taxa de remoção de material ($V_w \cdot a \cdot b$). Porém, as parcelas correspondentes ao riscamento e ao atrito variam em função da área de contato real entre o rebolo e a peça. Esta relação é expressa a partir da largura de corte b na parcela de riscamento, e mais diretamente a partir do termo ($l_c \cdot b \cdot A_s$) na parcela de atrito. Desta forma, modificações na geometria do contato influenciam diretamente na potência total consumida pela operação.

Contudo, vale ressaltar que a estratégia proposta neste trabalho para remoção da rebarba considera uma operação de chanframento a 45 graus, conforme Figura 7.39. Assim, torna-se necessária uma pequena reformulação deste modelo a fim de se considerarem as modificações no cálculo da área de contato e da taxa de remoção de material. Neste modelo modificado, as parcelas de remoção de cavaco e riscamento apresentam valores equivalentes à metade das parcelas do modelo original.

Figura 7.39 – Ilustração de uma operação de chanframento utilizando o disco abrasivo flexível.

Desta forma, torna-se possível comparar o consumo de potência medido nos ensaios da seção anterior com o valor de potência previsto através do modelo modificado de Malkin. Esta relação é apresentada na Tabela 7.6 para o caso de bordas lineares. Nesta tabela, L_H representa a largura do chanfro, L_V representa a altura do chanfro, C representa o comprimento do chanfro e V_{S_med} representam a velocidade tangencial do disco abrasivo medido na posição intermediária do comprimento do chanfro. Comparando-se os dados experimentais e os dados estimados, nota-se que o valor de potência calculado pelo modelo modificado de Malkin resulta em um consumo superestimado. Vale ressaltar que a potência de Malkin mostrada na tabela representa um valor ainda parcial, uma vez que não foi incluída a parcela de atrito. Esta parcela depende do ajuste dos parâmetros $C1$, $C2$ e A_s , conforme equação (7.9). Contudo, a implementação de um procedimento para ajuste destes parâmetros não foi necessária, uma vez que o somatório parcial já demonstra que o modelo proposto não é adequado para representar o comportamento da operação em questão.

Tabela 7.6 – Comparação entre os dados experimentais e os dados calculados a partir do modelo modificado de Malkin para discos abrasivos.

Dados Experimentais						Malkin Modificado		
Avanço (mm/s)	L_H (mm)	L_V (mm)	C (mm)	$V_{S_méd}$ (m/s)	Potência (W)	P_{cav} (W)	P_{risc} (W)	Potência * (W)
5	0,49	0,42	4,7	37,47	5,8	7,1	12,1	19,2
5	0,62	0,51	5,2	36,13	7,9	11,0	14,6	25,6
5	0,84	0,70	8,1	32,89	12,2	20,4	18,0	38,4
20	0,22	0,19	2,7	39,21	4,4	5,8	5,7	11,5
20	0,26	0,24	5,1	37,28	6,4	8,6	6,6	15,2
20	0,40	0,35	7,4	31,91	16,3	19,4	8,5	28,0
40	0,21	0,18	2,6	39,68	4,7	10,1	5,4	15,5
40	0,28	0,24	5,2	35,99	10,3	18,1	6,6	24,7
40	0,36	0,31	7,7	31,10	16,0	30,9	7,4	38,3

* Potência parcial, considerando apenas as parcelas de formação de cavaco e riscamento.

A explicação da falha na utilização do modelo de Malkin para o processo de chanframento com disco abrasivo pode estar no fato da ferramenta considerada ter uma flexibilidade muito superior a de um rebolo abrasivo. Assim, outros elementos importantes como a dinâmica dos grãos na direção normal ao corte e o seu posicionamento orientado na superfície da lixa promovem uma redução muito significativa na potência consumida para o corte e uma mudança no balanço de energia observado por Malkin. Desta forma o modelo de Malkin não foi utilizado no presente trabalho para modelagem das relações entre a taxa de remoção e a potência consumida pelo processo. Foi considerado apenas um modelo linear que tem como base os resultados obtidos nos experimentos.

8. IMPLEMENTAÇÃO DAS SOLUÇÕES DOS CENÁRIOS DE REBARBAÇÃO

Na seção anterior, foi proposta uma metodologia para implementação de soluções de rebarbação robótica com foco na aplicação industrial das mesmas. Assim, três cenários de aplicação foram adotados, que englobam os casos típicos encontrados na indústria. Para cada cenário, uma solução particular de rebarbação robótica foi proposta, buscando atender às exigências específicas da aplicação. Evitou-se assim a proposição de uma solução única e complexa, que atenderia a todos os casos, mas que traria recursos e custos desnecessários para os casos mais simples de rebarbação, que representam a grande maioria dos problemas da indústria.

Nesta seção, cada solução proposta será implementada, discutindo-se as vantagens de sua aplicação e os desafios particulares a serem enfrentados.

8.1. Cenário 1 (Soluções de programação de posição)

Neste cenário, foram agrupados os casos que se caracterizam por:

- ☐ rebarba pequena;
- ☐ tolerância fechada e
- ☐ sistema de fixação preciso.

Estas características viabilizam a aplicação de um sistema passivo de rebarbação, baseado apenas na programação de posição do robô. Assim, a presença de rebarbas pequenas garante a estabilidade do processo, enquanto a precisão dimensional

da peça e do sistema de fixação garante o posicionamento e orientação da borda a ser chanfrada. A utilização de elementos flexíveis permite a acomodação do sistema a pequenas irregularidades do processo. Na solução proposta, este elemento estará presente na própria ferramenta de rebarbação, através da utilização de discos abrasivos flexíveis.

A programação de posições poderá ser executada através do método *teach-in*, ou utilizando softwares para programação *off-line*. As estratégias de programação adotadas para cada caso são bastante diferentes, justificando assim uma descrição separada de cada solução.

8.1.1. Programação pelo método *teach-in*

A estratégia de programação *teach-in* (também conhecida como programação *on-line*) utiliza o próprio robô como mecanismo de programação. Assim, a ferramenta é conduzida a cada um dos pontos que definem a trajetória, tomando-se o devido cuidado de estabelecer a correta posição e orientação da ferramenta. No caso do chanframento de uma borda linear, deve-se estabelecer os ângulos de inclinação de 45 graus com relação à superfície superior da peça e 5 graus com relação à borda a ser rebarbada. Uma vez estabelecida a correta orientação e a posição de contato com a borda, esta configuração é armazenada pelo robô. Esta é uma operação bastante trabalhosa e pode levar até um mês para casos mais complexos (Brown, 1998) que envolvam uma programação totalmente nova.

Nesta seção, buscar-se-á apresentar uma nova solução de programação de posições, na qual, uma vez estabelecida a orientação da ferramenta, os pontos de contato são identificados automaticamente pelo robô. Contudo, antes de apresentar esta solução, torna-se importante apresentar a geometria do corpo de prova que foi considerada nos ensaios.

Figura 8.1 – Corpo de prova utilizado para demonstração da solução de programação *teach-in* em operações de rebarbação robótica.

A linha em vermelho da figura acima demonstra a trajetória de chanframento a ser testada. Nota-se portanto a presença de duas bordas lineares de 65 mm de comprimento e uma borda circular com raio de curvatura de 20 mm. Desta forma, a geometria proposta permite a demonstração de todos os aspectos da interação ferramenta-peça descritos no Capítulo 7. A este corpo de prova, foi acoplado um sensor de emissão acústica.

Considerando-se então a trajetória estabelecida acima, uma série de pontos será utilizada para a programação da trajetória completa de rebarbação. A maior dificuldade desta programação é realizar a transição de uma borda linear para uma borda circular, já que a interação do disco abrasivo com a peça muda bastante de um caso para o outro. Assim, conforme discutido na seção 7.6, o contato deve ser estabelecido com a borda do disco abrasivo para o caso linear e com a porção central do disco abrasivo para o caso circular. Uma metodologia de transição foi então proposta a partir do estabelecimento de uma seqüência de movimentos da ferramenta visando otimizar a sua reorientação. Esta seqüência é apresentada na Figura 8.2 e será descrita abaixo. Nesta figura, destaca-se a presença de um ponto branco, que vem representar a posição da TCP (*tool center point*).

Iniciando-se pela transição linha-raio, o primeiro passo é estabelecer a posição do ponto de destino da trajetória linear que antecede a transição. Assim, a posição do ponto p20 é definida de forma a alinhar o TCP com relação à linha de centro da borda circular. Vale lembrar que, além da posição acima, o disco deve estar em contato com a peça e deve ainda manter a inclinação indicada para bordas lineares: 45 graus com relação à face superior e 5 graus com relação à borda.

Figura 8.2 – Sequência de movimentos do robô para identificação automática dos pontos da trajetória da ferramenta, utilizando o sinal de emissão acústica ou FAP para detecção do contato.

Buscando-se facilitar a identificação do contato, foi proposta uma detecção automática dos pontos da trajetória a partir do sinal de emissão acústica ou FAP (caso este parâmetro esteja sendo calculado). Assim, para cada ponto, a ferramenta é orientada de acordo com as exigências descritas acima, sendo posteriormente avançada

na direção perpendicular à borda da peça até que ocorra um pico do sinal de emissão acústica ou FAP. Este ponto é então considerado com ponto da trajetória. Por fim, a ferramenta é então recuada e reposicionada para identificação do próximo ponto. No caso do ponto p30, este reposicionamento busca manter o alinhamento da TCP com relação à linha de centro do furo, bem como manter o ângulo de inclinação com relação à face superior da peça (45 graus). Contudo, propõe-se o alinhamento da face do disco com relação à borda da peça, eliminando-se assim o ângulo de folga de 5 graus. Adotando-se novamente o procedimento de detecção automática, é estabelecido o ponto p30. Desta forma, tem-se já a posição indicada para o chanframento de bordas circulares, com o contato estabelecido na porção central do disco. A transição poderia ser finalizada neste ponto. Todavia, qualquer erro de alinhamento do disco abrasivo com relação à borda da peça conduziria a um erro de detecção do ponto p30. Este fato ocorre por uma particularidade deste ponto. O contato com a peça ocorre sob toda uma linha de interface, e não em um único ponto como nos demais casos. Um erro de detecção do ponto p30 afetaria a precisão de interpolação do movimento circular. Assim, propõe-se a identificação de um novo ponto, p40, localizado já na borda circular, a 5 graus do início da mesma. Neste caso, a identificação é pontual e a possibilidade de erro descrita acima é eliminada. O ponto p40, então, é considerado como ponto inicial do movimento de interpolação circular.

Já a transição oposta, raio-linha, é mais simples. O primeiro passo é a definição do ponto de destino da trajetória circular. Este ponto ocorre a 5 graus do final da borda circular. Neste caso, a ferramenta é orientada perpendicularmente a esta região do círculo (lembrando-se ainda da inclinação de 45 graus com relação à face superior) e avançada em relação à borda de acordo com a metodologia de identificação automática descrita anteriormente, definindo-se assim o ponto p60. Nota-se que a orientação deste ponto já é igual à orientação indicada para a borda linear subsequente. Isto explica porque o movimento circular foi finalizado antes do término da borda circular. Por fim, o ponto p70 é identificado na região inicial do segmento linear, mantendo-se a orientação do ponto p60.

Além dos pontos descritos acima (p20 a p70), a mesma estratégia de detecção automática dos pontos de contato é utilizada para identificação do ponto inicial do primeiro segmento linear (p10) e do ponto final do segundo segmento linear (p80).

Uma vez identificados todos os pontos da trajetória (p10 a p80), é possível programar os movimentos de chanframento, incluindo os movimentos da ferramenta nas transições, conforme Figura 8.3. A seguinte sequência de movimentos é proposta:

- ❑ Interpolação linear de p10 a p20: chanframento da primeira borda linear.
- ❑ Rotação de p20 a p30 e interpolação linear até p40: movimentos de transição
- ❑ Interpolação circular de p40 a p60: chanframento da borda circular (o ponto p50 é utilizado para definir o raio da trajetória circular).
- ❑ Interpolação linear de p60 a p70: movimento de transição.
- ❑ Interpolação linear de p70 a p80: chanframento da segunda borda linear.

Figura 8.3 – Conjunto de movimentos programados para chanframento de um corpo de prova composto por duas bordas lineares e uma borda circular.

Os resultados desta sequência de movimentos para chanframento de bordas lineares e circulares podem ser analisados através de um gráfico típico do processo, apresentado na Figura 8.4. Este gráfico mostra a evolução dos sinais de corrente e emissão acústica durante a operação. O sinal de corrente foi medido através do sensor LEM (vide seção 7.4.3). As condições utilizadas neste ensaio foram: profundidade da lixa igual a 0,6 mm e velocidade de avanço da ferramenta igual a 5 mm/s.

Figura 8.4 – Gráfico típico do processo de chanframento utilizando a solução de programação de posição pelo método *teach-in*.

Analisando o gráfico, identifica-se todo o intervalo de contato da ferramenta com a peça através do sinal de emissão acústica. Como esperado, o sinal de corrente tem uma resposta bastante atrasada. O primeiro patamar deste sinal (entre os instantes 20 a 28 segundos) corresponde à corrente consumida para chanframento da primeira borda linear. Ao final deste período, nota-se uma grande elevação do consumo de corrente, correspondente aos movimentos de transição e à ação de chanframento sobre a borda circular. Este consumo elevado de corrente, e conseqüentemente potência, nas regiões circulares já foi comprovado na seção 7.6.2. Tal resultado é explicado pelo estabelecimento do contato na região central do disco abrasivo, que é mais rígida que a porção lateral do mesmo. A causa deste fato pode ser verificada na Figura 8.5. Nota-se a usinagem de um chanfro muito maior na região circular, com largura correspondente à profundidade definida para a ferramenta ($p = 0,6 \text{ mm}$). Isto comprova o comportamento mais rígido do disco abrasivo nas bordas circulares. Em contrapartida, nas bordas lineares, devido a uma maior deformação do disco, usinou-se um chanfro muito menor que a profundidade estabelecida. As dimensões dos chanfros em cada uma das bordas podem ser verificadas na Tabela 8.2, analisando a linha referente à condição de velocidade de avanço de 5 mm/s . Nota-se que a largura média do chanfro na borda circular é praticamente o dobro da largura nas bordas lineares.

Figura 8.5 – Fotos dos chanfros considerando uma velocidade de avanço de 5 mm/s: (a) foto geral da transição linha-raio-linha; (b) detalhe do chanfro na primeira borda linear; (c) detalhe do chanfro na borda circular.

Assim, para compensar a diferença de dimensão do chanfro em bordas circulares e lineares, foi proposta uma estratégia para compensação da diferença de rigidez da ferramenta em cada caso. Assim, duas estratégias poderiam ser utilizadas: adotar valores de profundidade da lixa diferentes para bordas lineares e circulares, ou adotar velocidades de avanço da ferramenta diferentes para cada situação. Neste trabalho, será testada a segunda opção, que propõe um aumento da velocidade de passagem da lixa sobre as bordas circulares, reduzindo-se assim o tempo de ação do disco abrasivo e conseqüentemente, o tamanho do chanfro gerado. Desta forma, propôs-se repetir o ensaio analisado acima, porém utilizando velocidades de avanço gradativamente maiores. A Tabela 8.1 traz também as larguras dos chanfros para as demais condições de avanço da ferramenta para as bordas circulares. Neste caso, a velocidade de avanço da ferramenta nas bordas lineares foi mantida em 5 mm/s,

Tabela 8.1 – Relação das larguras médias dos chanfros medidas em bordas lineares e circulares considerando diferentes velocidades de avanço na porção circular.

Velocidade (mm/s)	Largura chanfro (mm)		
	Borda linear 1	Borda Circular	Borda linear 2
5	0,34	0,65	0,32
10	0,28	0,59	0,31
20	0,30	0,48	0,31
40	0,33	0,46	0,33

Conforme esperado, é possível verificar uma redução da largura do chanfro à medida que se aumenta o valor de avanço da ferramenta. Analisando a última linha da tabela, relativo ao avanço de 40 mm/s, nota-se uma largura do chanfro igual a 0,46 mm, que corresponde a um valor bem menor que o primeiro caso e mais próximo do valor medido nas bordas lineares. Assim, esta estratégia permite a geração de um chanfro mais homogêneo ao longo da peça, compensando a diferença de área de contato e rigidez da ferramenta nos segmentos de trajetória lineares e circulares.

Figura 8.6 – Fotos dos chanfros considerando correção de velocidade. Neste caso, foi adotada uma velocidade de avanço de 40 mm/s, que resultou na geração de um chanfro de largura mais homogênea.

8.1.2. Programação *off-line* de posição

A técnica de programação *off-line* é caracterizada pela geração da sequência de instruções que compõem o programa sem ocupar o robô, nem mesmo seu dispositivo de manipulação (*teach pendant*). Desta forma, a programação pode ser realizada em paralelo ou até mesmo anterior à execução da operação.

Existem diversos tipos de programação *off-line*. Porém, se destacam os métodos gráficos, oferecidos a partir de pacotes comerciais como: Grasp, AutoMod, CimStation, Workspace, RobCAD, IGRIP etc. Nestes pacotes, torna-se possível gerar ambientes de simulação precisos, envolvendo geometrias e modelos de robôs, atributos de movimento, cinemática dos mecanismos, sistemas de fixação, lógicas I/O, entre outras.

No presente trabalho, será utilizado o software Workspace 5TM para simulação do ambiente de rebarbação e geração das instruções de movimentação do robô. O cenário da célula de rebarbação foi modelado conforme Figura 8.7. Assim, foi importado da biblioteca do software o modelo de robô ABB IRB 2400, que corresponde exatamente ao modelo utilizado nos ensaios experimentais. Foram então implementados os demais componentes da célula, com destaque para o cabeçote de rebarbação e o corpo de prova.

Figura 8.7 – Modelo da célula de rebarbação, destacando os principais componentes do cenário.

O modelo do cabeçote de rebarbação foi desenvolvido incorporando-se os principais elementos do modelo real: chapa suporte, retificadeira elétrica e disco abrasivo. Contudo, os elementos mais importantes deste modelo são o sistema de coordenada inicial e o sistema de coordenadas do TCP. O sistema de coordenada inicial é utilizado para se definir a posição e orientação de montagem da ferramenta ao punho do robô. Já sistema de coordenadas do TCP é utilizado para se definir a posição e orientação de trabalho do robô. A utilidade deste último estará mais clara após a definição dos pontos da trajetória a ser programada.

Figura 8.8 – Modelo do cabeçote elétrico de rebarbação, com destaque para os sistemas de coordenadas inicial e do TPC.

Como corpo de prova, foi utilizado o modelo apresentado no destaque da Figura 8.9. Este modelo apresenta a mesma geometria do corpo de prova da seção anterior (programação *teach-in*): duas borda lineares intercaladas com uma borda circular. As demais bordas do corpo não serão utilizadas na análise.

A trajetória da ferramenta é então definida a partir de pontos identificados na geometria do modelo. Estes pontos, denominados pontos geométricos ou GPs (*geometric points*), são apresentados em verde na figura abaixo. A localização e orientação destes pontos são estabelecidas de forma a se definirem os diversos segmentos da trajetória de rebarbação. A trajetória final é destacada na figura mediante uma linha preta, cujos segmentos são descritos abaixo:

- ❑ Aproximação: movimento linear entre P_{APROX} e $P10$.
- ❑ Chanframento da borda linear 1: movimento linear entre $P20$ e $P30$.
- ❑ Chanframento da borda circular: movimento linear entre $P20$ e $P60$, utilizando-se $P40$ para a definição do raio de curvatura (neste caso igual a 20 mm).
- ❑ Chanframento da borda linear 2: movimento linear entre $P60$ e $P70$.
- ❑ Afastamento: movimento linear entre $P70$ e P_{AFAST} .

Figura 8.9 – Modelo do corpo de prova e indicação dos pontos geométricos que definem a trajetória da ferramenta.

A orientação da ferramenta ao longo da trajetória é definida pela orientação dos sistemas de coordenadas dos GPs. Tal fato ocorre porque, durante a trajetória, o sistema de coordenadas do TCP da ferramenta será alinhado com o sistema de coordenadas de cada GP. Isto explica a importância de uma correta definição da posição e orientação do TCP, bem como da orientação de cada GP. Neste cenário, a orientação de todos os GPs foi estabelecida de acordo com as recomendações descritas na Seção 7.6.1:

- ❑ eixo y (perpendicular à superfície do disco) inclinado 45 graus com relação à superfície superior da peça;
- ❑ eixo x (paralelo à superfície do disco abrasivo) inclinado 5 graus com relação à direção longitudinal às bordas lineares, ou com relação à direção tangencial às bordas circulares.

Desta forma, o contato da ferramenta com a peça sempre ocorrerá na posição do TCP (porção periférica do disco), e serão mantidos os valores de inclinação descritos acima. Esta configuração será proposta tanto para bordas lineares quando circulares.

Este contato descrito acima representa a grande diferença da trajetória proposta nesta seção e a trajetória estabelecida pela programação *teach-in*. Assim, devido à precisão e facilidade de programação proporcionada pelo ambiente gráfico do software, é possível manter a configuração acima (contato na porção periférica do disco abrasivo) durante todo o trajeto da ferramenta, inclusive para bordas circulares. Isto garante uma maior homogeneidade do processo e elimina qualquer movimento de transição. Porém, tal configuração só é indicada para programação utilizando ambientes gráficos. No caso de uma programação *teach-in*, torna-se bastante trabalhosa a definição de contato periférico do disco com bordas circulares. Nestes casos, propõe-se o estabelecimento do contato na porção central do disco e a definição dos movimentos de transição, conforme seção anterior.

Por fim, a partir da trajetória estabelecida pelo usuário, o software automaticamente gera a sequência de códigos para que o robô execute tais movimentos. Como exemplo, o seguinte programa foi gerado para a execução da trajetória da Figura 8.9.

MODULE Chafro_LRL

```
CONST robtarget P_Aprox:=[[868,966,185,208,710,3] ... ;  
CONST robtarget P10:=[[878,967,185,2,710,3] ... ;  
CONST robtarget P20:=[[878,967,252,203,710,3] ... ;  
CONST robtarget P60:=[[898,966,272,206,710,3] ... ;  
CONST robtarget P40:=[[884,824,266,348,710,3] ... ;  
CONST robtarget P70:=[[944,966,272,206,710,3] ... ;  
CONST robtarget P_Afast:=[[944,966,282,206,710,3] ... ;  
CONST robtarget P_Home:=[[607,815,258,833,1074,84] ... ;
```

```
PROC Chanfro_LRL()

MoveJ P_Aprox,v100,fine,hitmin4;
MoveL P10,v5,fine,hitmin4;
MoveL P20,v5,fine,hitmin4;
MoveC P40,P60,v5,fine,hitmin4;
MoveL P70,v5,fine,hitmin4;
MoveL P_Afast,v10,fine,hitmin4;
MoveJ P_Home,v100,z5,hitmin4;
ENDPROC

PROC main()

! Program generated by Workspace 5
! Copyright 1999 Flow Software Technologies

Chanfro_LRL;

ENDPROC

ENDMODULE
```

O resultado desta trajetória pode ser visualizado através das Figura 8.10 e 8.11. A Figura 8.10 apresenta uma visão mais geral do processo, enquanto a Figura 8.11 apresenta o detalhe do contato da ferramenta com a peça. Nota-se portanto a perfeita adequação do modelo simulado com o cenário real.

Uma vez implementado o processo de chanframento a partir de uma programação *off-line* da trajetória da ferramenta, seu resultado pode ser inicialmente analisado mediante a evolução do consumo de corrente (proporcional ao consumo de potência) e o comportamento da emissão acústica. Assim, Figura 8.12 apresenta um gráfico típico do processo proposto. As condições utilizadas neste ensaio foram: profundidade da lixa igual a 1,0 mm e velocidade de avanço da ferramenta igual a 5 mm/s durante todo o trajeto de chanframento.

Figura 8.10 – Comparação entre o cenário real e o modelo simulado.

Figura 8.11 – Visão detalhada do processo de rebarbação real e do processo simulado.

Figura 8.12 – Gráfico típico do processo de chanframento utilizando a solução de programação *off-line* da trajetória da ferramenta.

Este gráfico mostra um patamar inicial do sinal de corrente, correspondente ao chanframento da primeira borda linear (intervalo entre 8 e 22 segundos). Logo após, nota-se uma queda do gráfico exatamente na região correspondente à borda circular (intervalo entre 22 e 28 segundos). Esta queda está relacionada com a redução da área de contato entre a ferramenta e a peça, devido ao raio de curvatura da borda. Além disto, o contato ocorre numa porção ainda mais periférica do disco, o que facilita a deformação do mesmo. A consequência direta destes fatores é a geração de um chanfro menor nas bordas circulares, comportamento exatamente oposto ao descrito na seção anterior. Esta redução de largura do chanfro pode ser qualitativamente visualizada mediante a Figura 8.13. Adicionalmente, uma análise quantitativa desta redução é apresentada na Tabela 8.2.

Figura 8.13 – Fotos dos chanfros gerados a partir do método de programação *off-line* da trajetória da ferramenta: (a) visão geral ; (b) borda linear; (c) borda circular. Em todas as situações, foi utilizada um velocidade de avanço constante e igual a 5 mm/s

Tabela 8.2 – Relação das larguras médias dos chanfros medidas em bordas lineares e circulares considerando diferentes velocidades de avanço na porção circular.

Velocidade (mm/s)	Largura chanfro (mm)	
	Borda linear	Borda circular
5	0,66	0,56
2,5	0,64	0,65

Assim, para compensar a diferença de dimensão do chanfro em função da geometria da borda, foi proposta uma redução da velocidade de avanço nas bordas circulares. Esta estratégia busca elevar o tempo de ação do disco abrasivo sobre a borda e, conseqüentemente, aumentar o tamanho do chanfro gerado. Desta forma, propôs-se

repetir o ensaio analisado acima, porém utilizando uma velocidade de avanço de 2,5 mm/s (metade do valor proposto para bordas lineares). O resultado desta estratégia é apresentado na segunda linha da Tabela 8.2. Nota-se agora uma largura média do chanfro na seção circular equivalente à largura média da seção linear.

Assim, para os casos de rebarbação pertencentes ao cenário 1 (*teach-in* e *off-line*), esta estratégia de compensação da velocidade de avanço para bordas circulares será a base para a elaboração do módulo de pós-processamento, referente à terceira etapa da metodologia para implementação de soluções de rebarbação robótica proposta neste trabalho.

Por fim, ao invés do chanframento de uma borda reta para avaliação o contato ferramenta-peça (ensaio típico adotado até aqui), foi proposta uma operação de rebarbação propriamente dita. A peça a ser rebarbada é apresentada nas Figura 8.14a e 8.14b. Trata-se do mesmo corpo de prova dos ensaios anteriores, contudo a operação de faceamento foi planejada para a geração de bordas de saída, conduzindo assim à formação de rebarbas de saída. Este é o típico caso de rebarbação do cenário 1, com a presença de rebarbas pequenas, além de bordas precisamente posicionadas.

Figura 8.14 – Ensaio de rebarbação propriamente dito: (a) e (b) bordas de saída destacando a presença de rebarbas; (c) e (d) bordas chanfradas, com a geração de um chanfro homogêneo ao longo das mesmas.

O resultado da operação de rebarbação é inicialmente apresentado nas Figuras 8.14c e 8.14d. Nota-se o sucesso na remoção das rebarbas, através da geração de um chanfro bastante homogêneo ao longo das bordas. O bom desempenho da operação pode ser melhor visualizado na figura abaixo, que detalha algumas regiões da peça antes e depois do chanframento.

Figura 8.15 – Detalhes de algumas regiões da peça antes e depois da operação de chanframento: (a) e (b) pontos da borda linear 1; (c) ponto da borda circular; (d) ponto da borda linear 2.

8.2. Cenário 2 (Soluções de controle de velocidade)

Neste cenário, foram agrupados os casos que se caracterizam por:

- ☐ rebarba grande;
- ☐ tolerância fechada e
- ☐ sistema de fixação preciso.

Desta forma, o segundo cenário diferencia-se do cenário anterior devido à presença de rebarbas grandes. Esta diferença inviabiliza a utilização de um sistema convencional de programações de posição, uma vez que este pode levar a uma instabilidade do processo ou mesmo a uma remoção parcial da rebarba.

Contudo, as demais características são mantidas, o que garante uma correta localização da borda da peça. Este fato viabiliza a programação de uma trajetória fixa de rebarbação, associada contudo a um controle ativo da velocidade da ferramenta na direção longitudinal a borda da peça.

Para implementação do cenário em questão, foi proposta uma geometria de corpo de prova que simulasse a presença de rebarbas grandes. Desta forma, foi utilizada

uma chapa de aço ABNT 1020 parcialmente chanfrada, conforme apresentado na Figura 8.16. A largura deste chanfro foi ajustada para 1 mm. Mantêm-se porém alguns segmentos da bordas intactos, na forma de ressaltos de 50 mm de comprimento. Assim, considerando-se uma nova operação para aprofundamento do chanfro inicialmente gerado, os ressaltos funcionariam como rebarbas de altura 1 mm, medidas a partir da superfície do chanfro original.

Figura 8.16 – Corpo de prova adotado para teste da metodologia de controle de velocidade como solução de problemas de rebarbação pertencentes ao cenário 2.

Como critério de comparação, foi inicialmente adotada uma estratégia de programação de posições através do método *teach-in* (sugerida apenas para casos do cenário 1). Os resultados podem ser analisados através do gráfico abaixo. Neste ensaio, foi utilizada uma velocidade de avanço da ferramenta constante e igual a 10 mm/s e uma profundidade de 0,5 mm em relação à superfície já chanfrada.

Notam-se dois grandes picos de consumo de potência, que correspondem à ação do disco abrasivo sobre os ressaltos do corpo de prova. Estes picos podem causar danos à ferramenta, bem como podem resultar numa excessiva deformação do disco abrasivo. Neste último caso, a consequência é uma remoção parcial da rebarba, resultando apenas na suavização da mesma. Tal comportamento pode ser visualizado na Figura 8.18, que mostra uma foto da região da peça correspondente ao primeiro ressalto.

Figura 8.17 – Gráfico da operação de chanframento com velocidade constante $v = 10$ mm/s, realizada sobre uma borda caracterizada pela presença de rebarbas grandes.

Figura 8.18 – Foto do resultado do chanframento, definindo uma remoção parcial da rebarba na região correspondente ao primeiro ressalto.

Assim, é possível notar uma clara redução da largura do chanfro na presença do ressalto. Contudo, para quantificar tal redução, foi proposta a implementação de uma metodologia para processamento da imagem acima. Assim sendo, após uma etapa de detecção manual das bordas do chanfro, foi implementado um algoritmo para o rastreamento de todas as colunas que compõem a imagem e, para cada coluna, a medição da distância entre as duas bordas do chanfro.

O resultado desta metodologia foi a medição da chanfro ao longo de toda a borda da região em destaque, o que resultou no gráfico apresentado na Figura 8.19. Nota-se assim uma largura inicial de 1,2 mm, que corresponde a um aprofundamento real de 0,2 mm em relação ao chanfro original do corpo de prova. Contudo, na região do ressalto, esta largura se reduziu para 0,8 mm. Considerando-se a dimensão inicial do

ressalto (rebarba) de 1 mm, este não foi totalmente removido, o que caracteriza uma falha do processo de rebarbação.

Figura 8.19 – Medição da largura do chanfro ao longo da borda da região do primeiro ressalto.

Frente ao resultado insatisfatório da estratégia descrita acima, foi proposta então a implementação da estratégia de controle ativo da velocidade de avanço da ferramenta, que representa a solução indicada neste documento para problemas do cenário 2. Para implementação do controle ativo, foi proposta o seguinte sistema de monitoramento e controle da operação.

Este sistema é basicamente o mesmo utilizado para calibração do parâmetro FAP, exceto pela presença de parâmetros de realimentação do robô. Assim, neste novo sistema, são retornadas ao robô as informações de estado do contato (intenso ou fraco) e um erro R a ser utilizado para correção da trajetória quando necessário.

Para controlar o avanço da ferramenta, foram estabelecidos limites mínimos e máximos para o consumo de potência, denominados respectivamente T1 e T2. Desta forma, através de uma programação realizado no software LabView 6.1, o nível FAP é comparado com estes dois valores. Sempre que o nível FAP exceder o limite T2, um sinal de controle é enviado para o robô (via interfaces digitais) indicando um contato muito intenso entre a ferramenta e a peça. De forma contrária, sempre que o nível FAP cair abaixo do limite T1, outro sinal de controle é enviado para o robô indicando um

contato muito fraco. Utilizando esta configuração, a seguinte estratégia de controle foi definida:

Figura 8.20 –Configuração do sistema de monitoramento e controle da solução de rebarbação robótica baseada no controle da velocidade de avanço da ferramenta.

- se o nível FAP estiver entre os limites T1 e T2, a velocidade atual da ferramenta é mantida;
- se o nível FAP estiver abaixo do limite T1, a velocidade da ferramenta é aumentada até que o nível FAP retorne à faixa de trabalho e
- se o nível FAP estiver acima do limite T2, a velocidade da ferramenta é reduzida até que o nível FAP retorne à faixa de trabalho.

Contudo, um dos fatores mais importantes para o sucesso do sistema de controle proposto é exatamente definir qual será o valor da correção de velocidade. Para isto, foi inicialmente implementada a estratégia de controle detalhada a seguir.

Inicialmente, sempre que o nível FAP ultrapassa algum dos limites, define-se percentualmente o quanto este nível está acima ou abaixo dos limites a partir do parâmetro C%.

$$\text{Nível FAP acima do limite T2:} \quad C\% = (FAP / T2) \cdot 100 \quad (8.1)$$

$$\text{Nível FAP abaixo do limite T1:} \quad C\% = (T1 / FAP) \cdot 100 \quad (8.2)$$

A partir desta porcentagem, é estabelecido um erro R para o sistema de correção da trajetória. Todavia, como a transferência do valor do erro para o robô ocorre mediante uma comunicação digital de 3 bits, a seguinte relação foi utilizada:

Tabela 8.3 - Definição do erro R em função do parâmetro C%

Relação	R (decimal)	R (binário)
$C\% < 102,5$	0	000
$102,5 < C\% < 105$	1	001
$105 < C\% < 107,5$	2	010
$107,5 < C\% < 110$	3	011
$110 < C\% < 112,5$	4	100
$112,5 < C\% < 115$	5	101
$115 < C\% < 117,5$	6	110
$C\% > 117,5$	7	111

Uma vez interpretado pelo programa do robô, o erro R era utilizado no cálculo da correção de velocidade conforme eq. (8.3) e (8.4), que representa uma equação de controle proporcional. No futuro, pode-se implementar estratégias de controle mais eficientes.

$$V = V_{20} \cdot \frac{50 + R \cdot K}{100} \quad (8.3)$$

$$V = V_{20} \cdot \frac{50 - R \cdot K}{100} \quad (8.4)$$

sendo,

V = velocidade de avanço a ser estabelecida, em mm/s.

V_{20} = velocidade de avanço máxima (20 mm/s).

K = ganho proporcional do controlador.

Assim, na situação onde o erro R é zero, a velocidade do robô será estabelecida em 10 mm/s. Trata-se da mesma velocidade utilizada nos testes do cenário 1. Isto significa que, na ausência de rebarbas grandes ou de qualquer outro elemento que desvie a trajetória nominal da borda da peça, o comportamento do robô é idêntico ao discutido na seção anterior para uma programação simples de posição. Entretanto, quando o nível FAP encontra-se abaixo do limite $T1$, a eq. (8.3) será responsável por elevar a velocidade de avanço da ferramenta. De forma oposta, a eq. (8.4) será ativada quando o nível FAP ultrapassar o limite $T2$.

No primeiro teste do sistema de controle de velocidade, foi ajustado um ganho proporcional $K = 7$. Sendo assim, a velocidade da ferramenta poderia variar entre 0,2 mm/s a 19,8 mm/s. Os resultados deste ensaio são apresentados na figura abaixo, que destaca o comportamento do parâmetro FAP, bem com os termos de porcentagem da velocidade ajustados durante a trajetória.

Analizando este gráfico, nota-se um comportamento mais controlado do sinal do consumo de potência quando comparado ao gráfico da Figura 8.17, embora este ainda apresente picos devido ao desempenho limitado do controlador proposto. Entretanto, parte deste desempenho limitado está associada à grande lentidão de resposta do sistema interno de controle do robô a comandos externos. O robô demora a responder ao comandos de ajuste de velocidade apresentados na Figura 8.21b. A consequência imediata à cada pico é uma drástica redução da fator de correção de velocidade, que é ajustado para 1%. Assim, após cada pico, a ferramenta praticamente pára e o resultado são marcas profundas na superfície do chanfro. Analisando a região correspondente ao primeiro ressalto, nota-se uma perfeita associação entre os quatro picos de gráfico de FAP com os vales do gráfico de correção da velocidade e, finalmente, com as regiões destacadas na Figura 8.22. Estas regiões representam marcas na superfície do chanfro devido a uma ação mais prolongada da ferramenta abrasiva. No segundo ressalto, ocorrem novamente três picos de FAP, que originam vales correspondentes no valor da correção de velocidade.

Figura 8.21 - Gráfico da operação chanframento com controle proporcional de velocidade e ganho proporcional $k = 7$.

Figura 8.22 - Foto do chanfro como resultado da operação com controle proporcional de velocidade e ganho proporcional $k = 7$. São destacadas marcas na superfície do chanfro devido ao atraso da resposta do robô e ao baixo desempenho do controlador proposto.

As marcas na superfície do chanfro são destacadas na figura abaixo, que mostra o valor da largura do chanfro ao longo do primeiro resalto. Desconsiderando o efeito

negativo do aparecimento das marcas, nota-se que ocorreu uma remoção completa do ressalto devido a geração de um chanfro de largura sempre superior a 1 mm.

Figura 8.23 - Medição da largura do chanfro ao longo da borda correspondente ao primeiro ressalto para um controle proporcional de ganho $K = 7$.

Por fim, foi proposta uma pequena modificação na estratégia de controle proposta acima visando minimizar o efeito negativo da lentidão de resposta do robô. Assim, o aparecimento de uma sequência de picos no gráfico de FAP é explicado na seguir. Conforme comentada inicialmente, após cada pico, ocorre uma drástica redução do parâmetro de correção de velocidade visando corrigir rapidamente a situação de grande interação entre a ferramenta e a peça. Assim, esta correção provoca a queda do sinal FAP. Porém, de acordo com as eq. (8.4), com a queda gradativa do sinal, era também esperado um aumento gradativo da velocidade de avanço da ferramenta. Porém, como o robô também demora a responder a este aumento, quando ele ocorre, o fator de correção já está próximo do valor nominal de 50% e a velocidade é diretamente ajustada para valores próximos a 10 mm/s. Assim, a consequência é uma rápida aceleração da ferramenta, o que causa um novo pico do sinal FAP e o ciclo se repete.

Para evitar este ciclo vicioso, foi proposta a inclusão de uma parcela de punição às equações (8.3) e (8.4). Propõe-se ainda uma redução do ganho do sinal. Desta forma, as novas equações são apresentadas abaixo.

$$V = V_{20} \cdot \frac{50 + \beta + R \cdot K}{100} \quad (8.5)$$

$$V = V_{20} \cdot \frac{50 - \beta - R \cdot K}{100} \quad (8.6)$$

sendo,

β = termo de punição.

Assim, adotando-se a mesma tabela de definição do erro R (Tabela 8.3) e assumindo-se os valores de ganho $K = 3$ e punição $\beta = 20\%$, o termo de correção da ferramenta é permitido variar entre 9% a 30% para uma condição acima do limite T2. Nota-se portanto que, uma vez acima desta condição, a velocidade da ferramenta estará limitada aos valores 1,8 mm/s e 6 mm/s. Evita-se assim a adoção de uma velocidade muito baixa para a condição de máximo erro (que no caso anterior era de 0,2 mm/s). Adicionalmente, o termo de punição reduz a diferença entre a velocidade mínima e máxima, evitando-se assim grandes acelerações da ferramenta.

Os resultados destas novas equações de controle são apresentados na figura abaixo. Nota-se portanto um comportamento muito mais controlado do sinal FAP com relação ao resultado apresentado na Figura 8.21. Analisando ainda o gráfico de correção da velocidade, nota-se também uma variação bem mais suave da mesma, o que evita a geração de marcas na superfície do chanfro.

O resultado prático desta nova estratégia é finalmente apresentado nas figuras abaixo. Nota-se a geração de um chanfro bastante homogêneo, sem marcas e que garante a remoção completa do ressalto (largura sempre maior que 1 mm). Contudo, ocorre ainda uma pequena variação da largura do chanfro, que pode ser reduzida através da adoção de estratégias de controle mais elaboradas. Entretanto, este resultado já é suficiente para cumprir os objetivos desta seção, que é demonstrar a solução de controle de velocidade proposta para problemas do cenário 2, apresentar resultados iniciais do sistema de controle proposto e compará-los com os resultados da solução de programação de posição do cenário 1.

Figura 8.24 – Gráficos da operação de chanframento com controle proporcional de velocidade e inclusão do termo de punição

Figura 8.25 - Foto do chanfro usinado utilizando a estratégia de controle proporcional de velocidade com inclusão do termo de punição.

Figura 8.26 - Medição da largura do chanfro ao longo da borda correspondente ao primeiro ressalto

8.3. Cenário 3 (Soluções de controle de trajetória)

Neste cenário, foram agrupados os casos que se caracterizam por:

- ☐ variação dimensional e/ou e
- ☐ sistema de fixação impreciso.

A consequência dos desvios acima é a variação da posição e/ou orientação nominal da borda. Desta forma, torna-se inviável a manutenção de uma trajetória fixa, seja através de um sistema de programação de posições, ou mesmo através de um sistema de controle da velocidade de avanço da ferramenta.

A solução para este problema é a implementação de uma estratégia para modificação da trajetória programada em função de parâmetros da operação. Neste trabalho, propõe-se o controle a partir do parâmetro FAP. Foi utilizado então um sistema de monitoramento e controle semelhante ao apresentado no cenário 2. A diferença estará na forma com que o programa do robô interpreta o comportamento do parâmetro FAP. A nova estratégia é descrita abaixo:

- ☐ A ferramenta é avançada em direção à peça. O contato é determinado quando o nível FAP excede o limite T1 (Figura 8.27a). Esta informação é repassada

ao robô mediante o sinal digital de controle correspondente. A partir deste ponto, a ferramenta avança na direção do ponto P1. Este ponto P1 pode ser passado para o robô a partir de um sistema de programação off-line. Durante o movimento, o sistema estará continuamente monitorando o nível FAP e corrigindo a trajetória da ferramenta a fim de manter o nível FAP dentro dos limites estabelecidos. Esta correção segue os passos abaixo.

- Se o nível FAP estiver entre os limites T1 e T2: o contato entre a ferramenta e a peça está adequado. Desta forma, a ferramenta continua avançando em direção ao ponto P1 (Figura 8.27b).

Figura 8.27 - Estratégia de controle de trajetória, baseada na evolução do parâmetro FAP em relação a uma faixa de trabalho, delimitada pelos valores T1 e T2.

- Se o nível FAP estiver abaixo do limite T1: a ferramenta está perdendo contato com a peça e deve ser avançada em sua direção até que o nível FAP retorne à faixa de trabalho. Esta ação é conseguida através de um

deslocamento do ponto P1 na direção da peça, de forma a assumir um novo valor P1' (Figura 8.27c).

- Se o nível de emissão acústica estiver acima do limite 2: o contato excedeu as condições adequadas, o que pode danificar a ferramenta e a peça. A ferramenta deve então ser afastada da peça até que o nível FAP retorne à faixa de trabalho. Para tal, o ponto P1 deve ser deslocada na direção oposta à peça, de forma a assumir um novo valor P1'' (Figura 8.27d).

Para definir o valor do deslocamento do ponto P1, foi implementada uma estratégia de controle proporcional muito semelhante à descrita na seção anterior. Assim, utilizam-se as mesmas equações (8.1) e (8.2) propostas para cálculo do parâmetro de porcentagem $C\%$. A partir daí, propõe-se uma nova tabela para definição do erro R.

Tabela 8.4 - Definição do erro R em função do parâmetro $C\%$

Relação	R (decimal)	R (binário)
$C\% < 110$	0	000
$110 < C\% < 120$	1	001
$120 < C\% < 130$	2	010
$130 < C\% < 140$	3	011
$140 < C\% < 150$	4	100
$150 < C\% < 160$	5	101
$160 < C\% < 170$	6	110
$C\% > 170$	7	111

Uma vez interpretado pelo programa do robô, o erro R era utilizado no cálculo da correção do ponto P1 conforme ilustrado na Figura 8.28, que representa um controle proporcional. No futuro, pode-se implementar estratégias de controle mais eficientes.

No atual sistema, foi ajustado um ganho proporcional $K = 10$. Sendo assim, o ângulo de correção a poderia variar de 10 a 80 graus. Vale lembrar que este ângulo sempre é tomado com relação à trajetória atual e que a correção D sempre é realizada

perpendicular à trajetória. Desta forma, um valor de erro $R = 7$ resultaria em uma ação de correção praticamente perpendicular à trajetória seguida no momento.

Figura 8.28 - Estratégia de controle proporcional adotada para correção da trajetória da ferramenta de rebarbação

Os resultados da estratégia de controle são apresentados na Figura 8.29, considerando dois testes distintos. No primeiro teste, o objetivo era usinar um chanfro de aproximadamente 0,6 mm. Consultando a Figura 7.25 para a condição de velocidade adotada ($v = 5$ mm/s) e a dimensão de chanfro requerida, foram adotados os limites $T1 = 4,0$ W e $T2 = 8,2$ W. Analisando os resultados, nota-se que o algoritmo de controle obteve sucesso na conservação do nível FAP dentro da faixa de trabalho. É possível notar também que a potência variou dentro de uma faixa ainda menor, o que demonstra o sucesso da estratégia de controle. Já no segundo teste, os limites foram modificados para se usinar um chanfro de dimensão 0,8 mm. Foram utilizados os valores $T1 = 6,5$ W e $T2 = 9,8$ W. Novamente, a estratégia de controle foi bem sucedida. Em todos estes testes, o parâmetro FAP foi calculado mediante uma janela $n = 3$ pontos.

Figura 8.29 - Resultados da estratégia de controle da trajetória da ferramenta durante a operação de rebarbação robótica: (a) limites T1 e T2 estabelecidos para usinagem de um chanfro de 0,6 mm; (b) limites estabelecidos para usinagem de um chanfro de 0,8 mm.

Os resultados dos testes descritos anteriormente também podem ser comprovados a partir de fotos e medições dos chanfros gerados. A Figura 8.30 apresenta fotos de ambos os chanfros. Analisando o primeiro teste (Figura 8.30a), nota-se um chanfro bastante homogêneo, resultado já esperado devido ao comportamento suave do sinal de potência. Já no segundo teste (Figura 8.30b), nota-se um acabamento com qualidade inferior ao primeiro, consequência de uma maior variação do sinal de potência. Este acabamento pode ser melhorado através de aprimoramentos da estratégia de controle. Por fim, as medições dos chanfros comprovam o cumprimento das dimensões alvo definidas iniciais, sendo 0,58 e 0,72 mm os valores encontrados respectivamente para o primeiro e segundo chanfros.

Figura 8.30 - Fotos de dois chanfros usinados sob condições diferentes: (a) FAP = 4,0 – 8,2 W; (b) FAP = 6,5 – 9,8 W

A fim de se testar a estratégia de controle de trajetória sob circunstâncias mais adversas, foi fixada à placa suporte uma chapa rotacionada com relação a sua posição original em 30 graus. A Figura 8.31 apresenta o posicionamento da chapa, com destaque para o desalinhamento desta com relação à placa suporte.

Figura 8.31 - Controle da trajetória da ferramenta considerando a peça rotacionada em relação a sua posição original: (a) resultados do controle de trajetória; (b) destaque da peça rotacionada; (c) foto do chanfro gerado, destacando a presença de marcas.

O resultado deste teste é apresentado na Figura 8.31a. Apesar da complexidade da situação, o sistema foi capaz de controlar adequadamente o nível FAP. É possível perceber que o controle de trajetória manteve o nível FAP sempre em torno do limite

inferior. Tal fato ocorre porque neste caso a ferramenta sempre tende a afastar-se da peça ao seguir a trajetória programada, enquanto o sistema de controle sempre busca retornar ao contato para um valor de FAP dentro da faixa de trabalho.

O resultado prático deste controle pode ser visualizado através da foto do chanfro (Figura 8.31c). Nota-se que apesar do sucesso da estratégia de controle, o acabamento deste chanfro apresenta algumas marcas. O motivo destas marcas está no posicionamento do disco abrasivo em relação à borda da peça. Como a peça foi rotacionada, a face do disco ficou muito desalinhada com relação à borda (Figura 8.32a).

Figura 8.32 - Estratégia a ser adotada para corrigir o problema de marcas no chanfro: (a) rotação da peça resulta em um grande desalinhamento do disco abrasivo com relação à borda da peça; (b) desalinhamento pode ser compensado com uma rotação do sistema de coordenadas da ferramenta de um valor igual ao ângulo de correção da trajetória

Embora a inclinação do disco alguns graus em relação à borda é benéfica (cria-se um pequeno ângulo de folga entre a superfície do disco e a borda da peça), o grande desalinhamento da peça acabou por prejudicar o contato. Com consequência, apenas uma pequena parte do disco abrasivo estava em contato com a peça, o que resultou nas marcas. Uma possível solução para este problema está no aperfeiçoamento da estratégia de controle da trajetória. Basta rotacionar o sistema de coordenadas da ferramenta, utilizando o mesmo ângulo de correção da trajetória (Figura 8.32b).

Para finalizar esta seção de resultados, é importante comentar o desempenho de duas outras estratégias de controle da trajetória implementadas com o objetivo de compará-las com a estratégia baseada no parâmetro FAP. São elas: estratégia de

controle de trajetória baseada somente no sinal de potência e estratégia de controle de trajetória baseada somente no sinal de emissão acústica.

Inicialmente, foi implementada a estratégia baseada na potência. Neste caso, não foi realizada qualquer alteração na estratégia baseada no FAP, apenas foi definida uma janela $n = 1$. Neste caso, o parâmetro FAP se sobrepõe ao sinal de potência, conforme pode ser visualizado no gráfico da Figura 8.33a. O teste foi realizado nas mesmas condições de peça desalinhada da Figura 8.31b.

Nota-se uma grande oscilação do sinal de potência, que corresponde às bruscas alterações de intensidade do contato entre ferramenta e peça. Estas alterações podem ser melhor visualizadas pelo comportamento extremamente variante do sinal de EA. Este fato é resultado da lentidão de resposta do sistema de controle, devido principalmente ao atraso do sinal de potência. Com isto, o chanfro apresentou marcas muito mais acentuadas (Figura 8.33b) do que aquelas apresentadas pelo controle FAP (Figura 8.31c). A profundidade destas marcas não é mais justificada pelo desalinhamento do disco abrasivo, mas sim como uma consequência direta das alterações bruscas da intensidade do contato.

Figura 8.33 - Resultados do controle de trajetória baseado somente no sinal de potência: (a) grandes oscilações do sinal de potência e principalmente do sinal de EA; (b) marcas profundas na chanfro usinado, indicadas pelas setas azuis.

Por fim, os resultados da estratégia de controle baseada somente na emissão acústica são apresentados na Figura 8.34. Nesta estratégia, os sinais digitais de controle da trajetória e o valor do erro R passaram a ser calculados através das relações entre o nível de EA e os limites $T1$ e $T2$. Uma vez definido o valor de R , o cálculo da correção da trajetória D foi realizado através do mesmo equacionamento apresentado na Figura 8.28.

Figura 8.34 - Resultados do controle de trajetória baseado somente no sinal de emissão acústica: (a) evolução controlada do sinal EA, porém nota-se uma queda acentuada do sinal de potência; (b) posição do sensor de EA em relação ao contato da ferramenta com a peça.

É possível notar, analisando os gráficos acima, que o sistema obteve sucesso no controle do nível EA entre os limites $T1$ e $T2$. Contudo, nota-se que este comportamento controlado não foi seguido pelo gráfico de potência. Na Figura 8.34a, o valor de potência estava bastante alto (2,5 V) no início da operação, ao passo que apresentou uma queda significativa até o final, concluindo a operação com um consumo no nível de 1,5 V. Isto afetou diretamente o tamanho do chanfro, que apresentou uma dimensão muito maior no início do contato (1,1 mm) do que no final (0,6 mm). A explicação para esta queda do sinal de potência está na alteração da posição relativa entre o contato ferramenta-peça e o sensor de EA. Conforme Figura 8.34a, o sensor estava posicionado no centro da placa suporte, enquanto o contato se movia de uma extremidade da chapa para o centro. O contato não se estendeu até a outra extremidade da chapa por que o robô foi programado para recuar a ferramenta assim que percorresse uma trajetória de chanframento de 70 mm. Assim, como a posição relativa entre o

contato e o sensor vai diminuindo, o nível de EA medido pelo sensor naturalmente tende a aumentar. Contudo, como este nível estava limitado pelo valor T2, uma correção de trajetória era imposta no sentido de afastar o robô da peça. A consequência imediata é a queda do sinal de potência e a redução do tamanho do chanfro usinado. Desta forma, conclui-se que estratégia de controle baseada na emissão acústica não obteve sucesso no controle da dimensão do chanfro, principalmente porque foi influenciada pela posição do sensor.

Estes resultados vêm comprovar que a emissão acústica apresenta uma grande velocidade de resposta, porém o nível do sinal depende de uma série de variáveis não relacionadas diretamente com a operação em si. No caso estudado, a operação foi influenciada pela posição do sensor. Outros fatores são: geometria da peça, montagem do sensor, fixação da peça (no caso estudo, isto significa variações na fixação do corpo de prova sobre a placa suporte), entre outras.

9. CONCLUSÕES

Este trabalho teve como objetivo principal analisar as soluções de eliminação da rebarba propostas na literatura, envolvendo tanto os algoritmos pra minimização da rebarba como as técnicas para remoção automática da mesma. Assim, foi possível identificar alguns pontos não abordados pelos trabalhos anteriores, que representam nichos para uma melhor investigação científica. Tais pontos constituem a contribuição deste doutoramento para a resolução dos problemas relacionados às rebarbas resultantes de processos de usinagem. Este conjunto diversificado de objetivos tem também a intenção de preparar este doutorando para desenvolver e orientar projetos nesta área no futuro. Abre-se assim, com este trabalho, uma nova frente de pesquisas no NUMA sobre rebarbas e rebarbação.

Seguindo este objetivo, notou-se uma deficiência nos algoritmos para minimização de rebarba em operação de furação. Enquanto os algoritmos propostos para operações de fresamento apresentam recursos bastante avançados, as soluções de minimização para furação se limitavam a ajustes dos parâmetros de rotação e avanço da broca com vistas à formação de uma rebarba do tipo I (rebarba de menor tamanho). Foi proposto então um novo algoritmo, baseado no conceito de ângulo de interação. Assim, buscando-se maximizar as bordas de entrada da ferramenta (condição na qual o ângulo de interação é negativo), define-se um novo movimento vibratório da ferramenta na direção de avanço.

Uma nova deficiência foi identificada com relação ao foco de aplicação das soluções de rebarbação robótica apresentadas na literatura. Uma grande parte destes trabalhos foi implementada e testada somente em laboratório. Em nenhum destes existe uma discussão sobre as reais necessidades de um processo de rebarbação industrial e os requisitos de controle necessários para o sucesso da aplicação. Estendendo ainda mais esta discussão, vale ressaltar que, em alguns casos da indústria, não existe qualquer

necessidade de aplicação de um sistema de controle ativo. Para estes casos, já existem soluções fornecidas pelos próprios fabricantes dos robôs, baseadas em sistemas passivos para acomodação de pequenas irregularidades do processo. Estas soluções apresentam custo reduzido e resultados bastante satisfatórios. Desta forma, uma outra contribuição deste trabalho é a proposição de uma metodologia para implementação de soluções de rebarbação robótica com foco na aplicação industrial das mesmas. Assim, os casos típicos de formação de rebarba na indústria foram classificados em cenários de rebarbação e, para cada caso, foi proposta uma solução particular de aplicação de robôs industriais.

Por fim, foi proposta a pesquisa e implementação de um sistema para monitoramento e controle da operação de rebarbação baseado na técnica de fusão de sensores. Neste caso, foi definido um novo parâmetro para controle da operação, denominado FAP (*Fast Abrasive Power*). Este parâmetro, calculado a partir de uma fusão dos sinais de corrente e emissão acústica, representa uma modularização do sinal de corrente consumido pelo motor do cabeçote de rebarbação pela dinâmica da emissão acústica.

Todos os pontos identificados acima foram implementados e testados, sendo as principais conclusões traçadas a seguir:

- **Influência do ângulo de interação em furação:** nota-se que o processo de formação da rebarba em operações de furação está intimamente ligado à definição de ângulo de interação, que representa um conceito estendido do ângulo de saída da ferramenta em operações de fresamento. Torna-se possível analisar a influência dos parâmetros de corte no resultado final da rebarba, mediante simulações do comportamento do ângulo de interação. Nota-se portanto um comportamento semelhante destes parâmetros para o caso de superfícies de saída planas e cilíndricas (intersecção de furos).
- **Minimização através do movimento de vibração:** o algoritmo proposto para minimização de rebarbas em furação apresentou sucesso na maximização das bordas que apresentam ângulo de interação negativo (bordas de entrada). Como resultado, notou-se uma redução de 67% nas áreas propícias a formação de rebarba.

- **Calibração do sistema parâmetro FAP:** os gráficos de calibração apresentados no Capítulo 7 demonstram a capacidade de relacionar o nível do parâmetro FAP (através de sua parcela de potência) com a quantidade de material removido da peça. Esta relação foi levantada tanto para o caso de bordas lineares com para bordas circulares com diferentes raios de curvatura. Neste último caso, nota-se a influência do raio de curvatura, sendo que uma maior potência é necessária para chanfrar uma borda com raio de curvatura maior. A explicação deste fato está diretamente relacionada com a área de contato da ferramenta com a peça.
- **Aplicação do Modelo de Malkin:** No Capítulo 7, foi proposta uma modelagem dos dados experimentais através da adaptação das equações de Malkin para processos de retificação. Nota-se, porém, que o modelo de Malkin aplicado a processos de chanframento com lixa abrasiva apresenta um resultado superestimado. Esta falha do modelo pode estar no fato da ferramenta considerada ter uma flexibilidade muito superior a de um rebolo abrasivo. Assim, outros elementos importantes como a dinâmica dos grãos na direção normal ao corte e o seu posicionamento orientado na superfície da lixa promovem uma redução muito significativa na potência consumida para o corte e uma mudança no balanço de energia observado por Malkin.
- **Implementação dos cenários:** Analisando os resultados do Capítulo 8, nota-se o sucesso das soluções de rebarbação robótica propostas para cada um dos três cenários de aplicação. Embora foram utilizadas técnicas de controle simples, o sistema ainda foi capaz de rebarbar/chanfrar as bordas frente às dificuldades apresentadas por cada cenário.

Finalmente, a análise dos resultados apresentados neste documento permite traçar algumas sugestões para trabalhos futuros, visando aprimorar as soluções inicializadas neste doutoramento.

- Testes experimentais da metodologia proposta para minimização de rebarbas em furação, através de movimentos vibratórios da broca.

- ❑ Avaliação do desempenho do parâmetro FAP em outras aplicações, tais como retificação e fresamento.
- ❑ Propor um novo modelo analítico para a operação de chanframento utilizando discos abrasivos flexíveis.
- ❑ Projeto de um novo cabeçote de rebarbação, incluindo a capacidade de movimentação fina em dois graus de liberdade para correções rápidas da trajetória do robô.
- ❑ Implementação de estratégia de controle mais avançadas para as soluções de rebarbação robótica aplicadas para os cenários 2 e 3 (controle e velocidade e trajetória).

REFERÊNCIAS

- ASADA, H. (1986) *Robot Analysis and Control*. New York, J. Wiley, N.Y, EUA.
- ASAKAWA, N.; KENJI, T.; TAKEUCHI, Y. (1998) Automation of chamfering by an industrial robot; for the case of machined hole on a cylindrical workpiece. In: IEEE INTERNATIONAL CONFERENCE ON ROBOTICS AND AUTOMATION, Leuven, Bélgica. Anais. p. 2452-2457.
- ASOKAN, T.; SINGAPERUMAL, M. (1997) Control of interaction impedance using an electrohydraulic servosystem: an application to robotic deburring. *Journal of Materials Processing Technology*, v.65, p.172-128.
- BALASUBRAMANIAM, R., KRISHNAN, J.; RAMAKRISHNAN, N. (1998) Investigation of AJM for deburring. *Journal of Materials Processing Technology*. v.79, p.52-58.
- BALASUBRAMANIAM, R., KRISHNAN, J.; RAMAKRISHNAN, N. (1999) An experimental study on the abrasive jet deburring of cross-drilled holes. *Journal of Materials Processing Technology*, v.91, p.178-182.
- BALASUBRAMANIAM, R., KRISHNAN, J.; RAMAKRISHNAN, N. (2000) An empirical study on the generation of an edge radius in abrasive jet external deburring (AJED). *Journal of Materials Processing Technology*, v.99, p.49-53.
- BANSAL, A. (2002) Comprehensive approach to burr prediction. *LMA Research Report, University of California at Berkeley*, EUA.
- BANSAL, A.; LEE, K. (2002) Tool Path Planning in Conjunction with Exit Order Sequence *LMA Research Report, University of California at Berkeley*, EUA.
- BEIER, H.M. (1999) *Handbuch Entgrattechnik*, Carl Hanser Verlag, München.

- BERGER, K. (1998) Developments in High-Pressure Water Jet Deburring. *Anais do Deburring and Surface Finishing Conference*, São Francisco, CA, EUA.
- BONE, G. M.; ELBESTAWI, M. A. (1994) Sensing and control for automated robotic edge deburring. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, v.41, n.2, p.137-146.
- BONE, G. M.; ELBESTAWI, M. A. (1996) Dual-sensor based robotic deburring. *Journal of Manufacturing, Science and Engineering*. v.118, Aug, p.439-441.
- BROWN, L. (1998) The development of software to assist in off-line programming for robotic fettling of cast components. *Industrial Robots*, v.25, n.4, p.282-287.
- BUDIMAN, E. S.; TOMIZUKA, M. (1999) Position/force control with a frequency-based switch for robots interacting with a compliant environment. In: IEEE INTERNATIONAL CONFERENCE ON ADVANCED INTELLIGENT MECHATRONICS, Atlanta, EUA. Anais. p. 973-975
- BYRNE, G.; DORNFELD, D. A.; INASAKI, I.; KETTELER, G.; KÖNIG, W.; TETI, R. (1995) Tool condition monitoring (TCM) – The status of research and industrial application. *Annals of the CIRP*, v.44, n.2, p.541, 567.
- CHEN, S.C.; TUNG, P.C. (2000) Trajectory planning for automated robotic deburring on an unknown contour. *International Journal of Machine Tools and Manufacturing*, v.40, p.957-978.
- CHERN, G.; DORNFELD, D. A. (1996) Burr/breakout model development and experimental verification. *Journal of Engineering Materials and Technology*, v.118, p.201-206.
- CHIAVERINI, S.; SICILIANO, B. (1999) A survey of robot interaction control schemes with experimental comparison. *IEEE/ASME Transactions of Mechatronics*, v.44, p.273-285.
- CHOI, I. H.; KIM, J. D. (1998a) Electrochemical deburring system using electroplated CBN wheels. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v.38, n.1-2, p.29-40.

- CHOI, I. H.; KIM, J. D. (1998b) A study of the characteristics of the electrochemical deburring of a governor-shaft cross hole. *Journal of Materials Processing Technology*, v.75, p.198-203.
- CHU, C. H. (1998) Integrated design and manufacturing for milling burr minimization. *LMA Research Report, University of California at Berkeley*, EUA.
- CHU, C. H. (1999a) A framework for burr minimization in a CAD/CAM integrated environment. *LMA Research Report, University of California at Berkeley*, EUA.
- CHU, C. H. (1999b) Geometric Approaches for Enhancing Edge Quality in Planar Milling (II): by Adjusting Tool Positions. *LMA Research Report, University of California at Berkeley*, EUA.
- CHU, C.H. (2000) "Integrated Edge Precision Machining". Ph.D. Thesis, University of California at Berkeley, EUA.
- CRAIG, J. J. (1986) Introduction to robotics, mechanics and control. 2ª Edição, John Wiley & Sons, Inc, EUA.
- DE-GOL, G. (1995) Robots for workpiece handling to stationary tools. *Assembly Automation*, v.15, n.3, p.26-28.
- DORNFELD, D. A.; ERICKSON, E. (1989) Robotic Deburring with real time acoustic emission feedback control. *PED, ASME*. v.38, p.13-25.
- DORNFELD, D. A.; LISIEWICZ, V. (1992) Acoustic emission feedback for precision deburring. *Annals of the CIRP*. v.41, n.1, p-93-96.
- DORNFELD, D. A. (1998) Process monitoring for precision manufacturing. *LMA Research Report, University of California at Berkeley*, EUA.
- DORNFELD, D. A.; MIN, S.; KIM, J.; HEWSON, J.; CHU, C. H.; TYLER, P. (1999) Burr Prevention and Minimization for the Aerospace Industry. *LMA Research Report, University of California at Berkeley*, EUA.
- DUFFY, J. (1990) The Fallacy of Modern Hybrid Control Theory that is Based on "Orthogonal Complements" on Twist and Wrench Spaces. *Journal of Robotics Systems*, v.7, n.2, p.139-144.
- FELIPE, J. (1996) *Contribuição para implantação de funções de retificação inteligente (ri) utilizando técnicas de monitoramento por emissão acústica*. 138p Tese

- (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos. 1997
- FOUDY, T. (1998) ECD Speeds Metal Deburring, Boosts Productivity. *Industrial Products News Online*, Junho.
- FULTZ, D. M. (2000) Abrasive Filament Brush Deburring of Powdered Metal Components. *Technical Report, Abtex Corporation*, Dresden, NY.
- GE, D.; TAKEUCHI, Y.; ASAKAWA, N. (1995) Dexterous polishing of overhanging sculptured surfaces with a 6-axis control robot. In: IEEE INTERNATIONAL CONFERENCE ON ROBOTICS AND AUTOMATION, Nagoia, Japão. Anais. p. 2090-2095.
- GILLESPIE, L. K.; BLOTTER, P. T. (1976) The formation and properties of machining burrs. *Transactions of the ASME*. Feb.
- GILLESPIE, L. K. (1987) *Robotic Deburring Handbook*. Society of Manufacturing Engineering, Dearborn, MI, EUA.
- GILLESPIE, L. R. (1996) The Battle of the burr: new strategies and new tricks. *Manufacturing Engineering*. v.116, n.2, p.69-78.
- GILLESPIE, L. K. (1998) Inspecting for burrs. *Manufacturing Engineering*, v.120, n.4, p.70-74.
- GILLESPIE, L. K. (1999) Brushes and brush deburring application. *Machining technology*, v.10, n.3, p.1-7.
- GILLESPIE, L. K. (2000) Fighting the battle of the burr. *Manufacturing Engineering*, v.5, p.114-125.
- GRAVES, B. A. (1999) Robots Take Over Unhealthy Deburring Jobs. *Automotive Finishing Online*, Winter.
- HASHIMURA, M.; UEDA, K.; DORNFELD, D. A.; MANABE, K. (1995) Analysis of three-dimensional burr formation in oblique cutting. *Annals of the CIRP*. v.44, n.1, p.27-30.
- HASHIMURA, M.; CHANG, Y. P.; DORNFELD, D. A. (1999a) Analysis of burr formation mechanism in orthogonal cutting. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. v.121, p.1-7.

- HASHIMURA, M.; HASSAMONTR, J.; DORNFELD, D. A. (1999b) Effect of in-plane exit angle and rake angles on burr height and thickness in face milling operation. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. v.121, p.13-19.
- KENRIKSSON, D. (2000) Observer-based impedance control in robotics. Master Thesis No ISRN LUTFD2/TFRT—5657--SE, Lund Institute of Technology, Lund, Suécia
- HER, M. G.; KAZEROONI, H. (1991) Automated robotic deburring of parts using compliance control. *Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control*, v.113, p.60-66, Mar.
- HOGAN, N. (1985) Impedance control: an approach to manipulation: Part I – Theory. *Journal of Dynamic System, Measurement, and Control*, v.107, p.1-7.
- HOGAN, N. (1985) Impedance control: an approach to manipulation: Part II – Implementation. *Journal of Dynamic System, Measurement, and Control*, v.107, p.8-16.
- HOGAN, N. (1985) Impedance control: an approach to manipulation: Part II – Applications. *Journal of Dynamic System, Measurement, and Control*, v.107, p.17-24.
- HOLLOWELL, R. (1988) Automated robotic deburring using impedance control. *IEEE Control Systems Magazine*, v.8, n.1, p.21-25.
- HOLLOWELL, R. (1989) Hybrid Force/Position Control for Light Machining. In: ROBOTICS AND REMOTE SYSTEMS CONFERENCE, Charleston, EUA. Anais.
- HSU, L. F. Y.; FU, L. C. (2000) Intelligent robot deburring using adaptive fuzzy hybrid position/force control. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, v.16, n.4, p.325-335.
- JEMIELNIAK, K. (1999) Commercial tool condition monitoring systems. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v.15, p.711-721.
- JINNO, M. et al. (1995) Development of a force controlled robot for grinding, chamfering and polishing. In: IEEE INTERNATIONAL CONFERENCE ON ROBOTICS AND AUTOMATION, Nagoia, Japão. Anais. p. 1455-1460.

- KAZEROONI, H.; BAUSCH, J. J.; KRAMER, B. M. (1986) An approach to automated deburring by robot manipulators. *Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control*, v.108, p.354-359.
- KIGUCHI, K.; FUKUDA, T. (1997) Intelligent Position/Force controller for industrial robot manipulators – Application of fuzzy neural networks. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, v.44, n.6, p.753-761.
- KIGUCHI, K.; FUKUDA, T. (2000) Position/Force control of robots manipulators for geometrically unknown objects using fuzzy neural networks, v.47, n.3, p.641-649.
- KIM, J.; DORNFELD, D. A. (2000) Development of a Drilling Burr Control Chart for Stainless Steel. *Transactions of the North American Manufacturing Research Institute*, v. 28, p.317-322.
- KHATIB, O. (1987) A unified approach for motion and force control of robot manipulators: the operational space formulation. *IEEE Journal of robotics and automation*, v.3, n.1, p.43-53.
- KO, S. L.; DORNFELD, D. A. (1991) A study on burr formation mechanism. *Journal of Engineering materials and technology*. v.111, p.75-87.
- KO, S. L.; DORNFELD, D. A. (1996) Burr formation and fracture in oblique cutting. *Journal of Materials Processing Technology*. v.62, p.24-36.
- KOBAYASHI, S.; HERZOG, R. P.; EGGLESTON, D. M.; THOMSEN, E. G. (1960) A critical comparison of metal cutting theories with new experimental data. *ASME Journal Engineering for Industry*, v.82, n.4, p.333-347.
- KOCHAN (1998) ZF deburrs transmission housings with robots. *Industrial Robot*, v.25, n.4, p.256-258.
- KOELSCH, J. R. (1990) Banish manual deburring. *Manufacturing Engineering*. p.71-75, July.
- LEE, M. C.; GO, S. J.; LEE, M. H.; JUN, C. S.; KIM, D. S.; CHA, K. D.; AHN, J. H. (2001) A robust trajectory tracking control of a polishing robot system based on CAD data. *Robotics and Computer Integrated Manufacturing*, v.17, p.177-183.

- LIN, T. R. (2000) 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.
- LIU, S.; ASADA, H. (1993) Teaching and learning of deburring robots using neural networks. *Anais do IEEE INTERNATIONAL CONFERENCE ON ROBOTICS AND AUTOMATION*, Nagoia, Japão. *Anais.*, p.339-344.
- MAUDLIN, E. (1995) Job shop gets abrasive jet edge on competition. *Shop Talk*, n. 30, Agosto.
- MAHADEV, P. (1999) Understanding nylon abrasive filament brushes. *Manufacturing Engineering*, v.3, p.142-146.
- MALKIN, S.; KOREN, Y. (1980) Off-line grinding optimization with a micro-computer. *Annals of the CIRP*, v.29, n. 1, p.213-216.
- MÁQUINAS E METAIS (2001) Notas & Informações – Produção de ferramentas especiais ganha espaço em Minas. São Paulo, ano XXXVII, n.422, p.14, Março.
- MARINELI, N. (1997) *Monitoramento da operação de dressagem de rebolos através da emissão acústica*. 113p. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos. 1997.
- MEIRELES, G. S. C. (2000) *Desenvolvimento de sistema de aquisição de dados em operações de usinagem visando o monitoramento de linhas ou células de produção*. 98p. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos. 1997
- MIN, S. (1999) Mesh Separation Criteria in Finite Element Simulation for Drilling Burr Formation. *LMA Research Report, University of California at Berkeley*, EUA.
- MIN, S. (2001) “Finite Element Model for burr formation in metal cutting”. PhD Thesis, University of California at Berkeley, EUA.
- NAKAYAMA, K.; ARAI, M. (1987) Burr formation in metal cutting. *Annals of the CIRP*. v.36, n.1, p.33-36.
- NARAYANASWAMI, R.; DORNEFELD, D. A. (1997) Burr minimization in face milling; a geometrical approach. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. v.119, p-170-177.

- OLIVEIRA, J. F. G.; FELIPE Jr., J. (1998) Intelligent Grinding Systems (IGS): High reliability and automation level in precision grinding. *Abrasives Magazine*, p.11-22, Jun/Jul.
- OLVERA, O.; BARROW, G. (1996) An experimental study of burr formation in square shoulder face milling. *International Journal of Machining Tools and Manufacturing*. v.36, n.9, p.1005-1020.
- PEKELHARING, A. J. (1978) The exit angle failure in interrupted cutting. *Annals of the CIRP*. v.27, n.1, p.5-10.
- PERSSENS, W. (1997) "Model based off-line programming of robots", PhD Thesis No 97D5, Katholieke Universiteit Leuven, Leuven, Bélgica.
- PROCTOR, F. M.; MURPHY, K. N. (1989) Advanced deburring system technology. *Proceeding of the Winter Annual Meeting of the American Society of Manufacturing Engineers*, São Francisco, CA.
- RAIBERT, M. H.; CRAIG, J. J. (1981) Hybrid position/force control of manipulators. *Journal of Dynamics Systems, Measurement, and Control*, v.102, p.126-133.
- RANGARAJAN, A. (2001) Tool path planning based on feature priorities. *LMA Research Report, University of California at Berkeley*, EUA.
- RANGARAJAN (2002) Optimization of the face milling process: tool path and tool design issues. *LMA Research Report, University of California at Berkeley*, EUA.
- REGAN D. T. (1996) Centrifugal Disc Finishing. *Products Finishing Magazine Online*, Maio.
- REGAN, D. T. (1999) High-Energy Mass Finishing. *Products Finishing Magazine Online*, Julho.
- ROBOTIC INDUSTRIES ASSOCIATION (2001) *The Robotics Market – First Quarter 2001, Results and Trends*.
- RUTGERS, J. (1997) Thermal Energy Deburring. *Research Paper, Grand Valley State University*.
- SELIGER, G.; HSIEH, H. L. (1991) Sensor-aided programming and movement adaptation for robot-guided deburring of castings. *Annals of the CIRP*. v.40. n.1, p.487-490.

- SICKLE, C. V.; FLORES, G. (1997) How to pick the right deburring process. *Manufacturing Engineering*, p.56-62, Feb.
- STANGO, R. J.; CHEN, L.; CARIAPA, V. (1999) Automated deburring with a filamentary brush: Prescribed burr geometry. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, v.121, p.385-392.
- TOMASTIK, R. N.; ENOMOTO, A.; ENGEL, T.W. (1997) Concept for robotic deburring using multipass active control. *Journal of Vibration and Control*, v. 3, p.351-369.
- VAN BRUSSEL, H.; PERSOONS, W. (1996) Robotic deburring of small series of castings. *Annals of the CIRP*, v.45, n.1, p.405-410.
- VOLPE, R. A. (1990) *Real and Artificial Forces in Control of Manipulators: Theory and Experiments*. Ph.D. Thesis. Robotics Institute, Carnegie Mellon University, EUA.
- WARNECKE, H. J.; ABELE, E. (1983) Fettling of castings with industrial robots. *Annals of the CIRP*, v.32, n.1, p.405-409.
- WILLIAMS, R. E. (1998) Acoustic Emission characteristics of abrasive flow machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, v.120, p.264-271.
- WIENS, G. J.; MUSUNUR, L. P.; WALKER, C. W. (1997) Process model-based force-controlled chamfering and deburring. *Journal of Vibration and Control*, v.3, p.331-350.

ANEXO 1

ANEXO 1 – CÁLCULO DO ÂNGULO DE INTERAÇÃO PARA SUPERFÍCIES DE SAÍDA PLANAS

Este anexo visa apresentar o modelamento analítico proposto por Min (2001) para o cálculo do ângulo de interação no caso de superfícies de saída planas. Neste caso, o contato se dará sobre a aresta primária de corte quando a inclinação da aresta primária de corte ($\bar{p}$) for maior que o ângulo de inclinação do plano (α). Neste caso, o centro da broca atinge a superfície de saída (Figura A1.1).

$$\bar{p} = 90 - \frac{p}{2} \quad (\text{A1.1})$$

$$\bar{p} > \alpha \quad (\text{A1.2})$$

Figura A1.0.1 - Relação entre a inclinação da aresta primária de corte $\bar{p}$ e o ângulo da superfície de saída α . (Min, 2001).

Todo o cálculo será baseado no modelo apresentado abaixo:

Figura A1.0.2 - Modelo matemático para definição do ângulo de interação em superfícies de saída planas. (Min, 2001).

Da Figura A1.0.2, pode-se definir a equação da superfície de saída (equação do plano), iniciando-se pela definição de um ponto K pertencente ao plano e do vetor $\vec{n}$ normal à superfície:

$$K = (0, 0, k) \quad (A1.3)$$

$$\vec{n} = (-\sin \alpha, 0, \cos \alpha) \quad (A1.4)$$

Considerando a equação do plano:

$$\eta_1 \cdot k_1 + \eta_2 \cdot k_2 + \eta_3 \cdot k_3 + d = 0 \quad (A1.5)$$

e substituindo a eq.(A1.3) e eq.(A1.4) na eq.(A1.5), tem-se a equação do plano em questão:

$$z = k + \tan \alpha \cdot x \quad (A1.6)$$

Por outro lado, pode-se definir a equação da reta correspondente à aresta principal de corte (AB):

$$A = (0, 0, \frac{f \cdot t}{60}) \quad (A1.7)$$

$$B = (r \cdot \cos \theta, r \cdot \sin \theta, \frac{f \cdot t}{60} - r \tan \vec{p}) \quad (A1.8)$$

sendo:

r = raio da broca (mm).

f = velocidade de avanço da broca (mm/min).

t = tempo de operação (seg).

A definição paramétrica desta reta resulta nas seguintes equações:

$$\begin{cases} x = 0 + c \cdot r \cdot \cos \theta \\ y = 0 + c \cdot r \cdot \sin \theta \\ z = \frac{f \cdot t}{60} - c \cdot r \cdot \tan \vec{p} \end{cases} \quad (A1.9)$$

sendo:

c = termo paramétrico da equação

θ = ângulo definido pela aresta primária de corte e o eixo x no plano XY.

A intersecção da equação do plano (superfície de saída) com as equações paramétricas da reta (aresta primária de corte) resulta na equação do termo paramétrico c e, por consequência, das coordenadas do ponto de contato P (Figura A1.3).

Figura A1.0.3 - Definição do ponto P sobre a aresta primária de corte. (Min, 2001).

$$c = \frac{\frac{f \cdot t}{60} - k}{r \cdot \tan \vec{p} + r \cdot \tan \alpha \cdot \cos \theta} \quad (\text{A1.10})$$

$$c_R = c \cdot r \quad (\text{A1.11})$$

$$P = (c_R \cdot \cos \theta, c_R \cdot \sin \theta, k + c_R \cdot \tan \alpha \cdot \cos \theta) \quad (\text{A1.12})$$

sendo:

c_R = raio efetivo de contato.

Para o caso em questão (contato sobre a aresta primária de corte), o termo paramétrico varia entre 0 e 1, o que corresponde a um raio efetivo de corte variando entre 0 e o raio da broca.

Determinado o ponto de contato, pode-se calcular o vetor velocidade devido à rotação da broca ($\vec{V}_R$) e o vetor velocidade devido ao avanço ($\vec{V}_F$). A combinação destes dois vetores permite a determinação do vetor de velocidade resultante ($\vec{V}$), conforme Figura A1.0.4:

$$\vec{V}_R = \left(\frac{2\pi N}{60} \cdot c_R \cdot \sin \theta, \frac{2\pi N}{60} \cdot c_R \cdot \cos \theta, 0 \right) \quad (\text{A1.13})$$

$$\vec{V}_F = \left(0, 0, \frac{f}{60} \right) \quad (\text{A1.14})$$

$$\vec{V}_R = \left(\frac{2\pi N}{60} \cdot c_R \cdot \sin \theta, \frac{2\pi N}{60} \cdot c_R \cdot \cos \theta, \frac{f}{60} \right) \quad (\text{A1.15})$$

Figura A1.0.4 - Definição do vetor velocidade resultante ($\vec{V}$) a partir dos vetores de velocidade devido à rotação da broca ($\vec{V}_R$) e velocidade devido ao avanço ($\vec{V}_F$).

(Mín, 2001).

O produto vetorial entre o vetor normal à superfície de saída $\vec{n}$ e o vetor segmento $O'P$ determina a vetor superfície $\vec{S}$:

$$\vec{S} = \vec{n} \times \overrightarrow{O'P} \quad (A1.16)$$

Por fim, o ângulo de interação é dado pelo ângulo entre o vetor velocidade $\vec{V}$ e o vetor superfície $\vec{S}$.

$$\phi = \arccos \frac{|\vec{V} \cdot \vec{S}|}{|\vec{V}| \cdot |\vec{S}|} \quad (A1.17)$$

Contudo, com o avanço da broca, o ponto de contato migra da aresta primária de corte para a aresta secundária de corte. Tal fato é expresso nas equações por um raio efetivo de corte maior que o raio da broca (Figura A1.5a). O contato também ocorrerá

na aresta secundária de corte caso a inclinação da aresta primária de corte $\bar{p}$ for menor que o ângulo de inclinação do plano α (Figura A1.5b).

Figura A1.0.5 - Casos nos quais o contato ocorre sobre a aresta secundária de corte: (a) continuação do avanço da broca; (b) ângulo de inclinação da aresta de corte menor que o ângulo de inclinação do plano. (Min, 2001).

Em ambos os casos, as equações do contato são bem parecidas com as equações apresentadas anteriormente para o caso da aresta primária de corte. A grande diferença é que o contato na aresta secundária ocorre com uma certa defasagem angular com relação a posição da aresta primária (ângulo θ com relação ao eixo x). Esta defasagem é dada pelo ângulo ξ . Outra diferença é que o raio efetivo de contato não tem mais significado físico ($c_R > r$) e assim o contato sempre se dará no raio da broca r .

Assim, de acordo com a Figura A1.0.6, o ponto de contato Q entre a superfície de saída e a aresta secundária de corte é dado por uma modificação da eq.(A1.12), acrescentando o ângulo de defasagem ξ

$$Q = (\quad r \cdot \cos(\theta - \xi), \quad r \cdot \sin(\theta - \xi), \quad k + r \cdot \tan \alpha \cdot \cos(\theta - \xi) \quad) \quad (A1.18)$$

Figura A1.0.6 - Definição do ponto de contato Q, localizado sobre a aresta secundária de corte. A posição do ponto Q é dada pelo ângulo de defasagem ξ , definido a partir da posição da aresta primária. (Min, 2001).

Por conseqüência, o vetor velocidade no ponto Q é dado pela mesma modificação da eq.(A1.15):

$$\vec{V} = \left(\frac{2\pi N}{60} \cdot r \cdot \sin(\theta - \xi), \frac{2\pi N}{60} \cdot r \cdot \cos(\theta - \xi), \frac{f}{60} \right) \quad (A1.19)$$

Por fim, o ângulo de interação é dado pelo ângulo entre o vetor velocidade no ponto Q e o vetor superfície.

ANEXO 2

ANEXO 2 - ESTUDOS PRELIMINARES DO PROCESSO DE FORMAÇÃO DE REBARBA

Neste anexo, foi proposto um ensaio que permitisse variar diversos parâmetros da operação de faceamento (ângulo de saída da fresa, profundidade de corte e avanço) e analisar o tamanho final da rebarba formada. Os resultados deste teste foram confrontados com as informações bibliográficas apresentadas no Capítulo 3.

A2.1. Descrição da Bancada Experimental

As Figuras A2.1 e A2.2 apresentam a configuração utilizada no ensaio.

Figura A2.0.1 - Configuração dos testes para analisar o comportamento da rebarba frente a diferentes condições de usinagem, destacando a ferramenta, o corpo de prova e o seu dispositivo de fixação.

Um corpo de prova de aço ABNT 1045 e formato cúbico (100 mm de aresta) foi fixado à mesa de um centro de usinagem CNC vertical Varga, através de uma cantoneira e uma placa de adaptação. Uma vista explodida com todos os detalhes desta fixação pode ser analisada na Figura A2.2.

Figura A2.0.2 - Vista explodida do dispositivo de fixação do corpo de prova na mesa do centro de usinagem.

A Tabela A2.1 apresenta as especificações da ferramenta utilizada.

Tabela A2.0.1 - Especificações da ferramenta utilizada nos ensaios de formação de rebarba.

Suporte	Inserto
Sandvik	Sandvik
Faceadora de canto a 90° passo fino	Inserto de metal duro revestido
R290-080Q27-12M	R290.90-12 T3 20M-PM classe 4030
$\kappa_r = 90^\circ$ (ângulo de posição)	$r = 2\text{mm}$ (raio de ponta)
$\gamma = +10^\circ$ (ângulo de saída do inserto)	$\alpha = 18^\circ$ (ângulo de folga)

A2.2. Teste da Influência do Ângulo de Saída da Fresa

No primeiro teste, buscou-se analisar a influência do ângulo de saída da ferramenta (ψ) no processo de formação da rebarba de saída. Foram analisados quatro valores de ψ (150° , 120° , 90° e 60°), reproduzidos na peça mediante planejamento da trajetória da fresa durante a operação de faceamento do corpo de prova (Figura A2.3). Utilizando estas trajetórias planejadas, tornou-se possível analisar as rebarbas formadas em toda extensão das borda lateral da peça, resultado da ação da fresa sob um ângulo de saída constante.

Figura A2.0.3 - Planejamento da trajetória da fresa (azul) durante operação de faceamento do corpo de prova (vermelho). Nesta ilustração, a fresa gira no sentido horário. A porção hachurada indica uma sobra de material retirada em um terceiro passe de usinagem.

A figura A2.4 apresenta o resultado deste primeiro teste. A altura da rebarba foi medida através de um paquímetro digital e o valor apresentado no gráfico é a média de seis medidas tomadas em pontos específicos das bordas laterais. O gráfico comprova os resultados publicados por Narayanaswami e Dornfeld (1997) e demonstrando uma tendência de formação de rebarbas de pequeno porte a partir da utilização de valores reduzidos de ψ (vide seção 3.1) A Figura A2.5 apresenta as fotos das rebarbas de saída para cada um dos ângulos analisados.

Teste 1 - Influência do ângulo de saída da fresa

Figura A2.0.4 - Gráfico relacionando a altura final da rebarba de saída com o ângulo de saída da ferramenta, para uma profundidade de corte $p = 0,75 \text{ mm}$.

Figura A2.0.5 - Fotos da morfologia final das rebarbas de saída para cada um dos ângulos analisados.

Em um segundo teste, foi novamente analisada a influência do ângulo de saída da ferramenta, porém sob uma profundidade de corte $p = 2,25 \text{ mm}$ (Figura A2.6). Neste segundo teste, ocorreu um fenômeno importante previsto por Olvera e Barrow (1996): formação de rebarbas primárias e secundárias (Seção 3.1). Para os ângulos $\psi = 150^\circ$ e $\psi = 120^\circ$, nota-se a formação de uma rebarba primária, caracterizada por uma altura aproximadamente proporcional à profundidade de corte. Porém, para $\psi = 90^\circ$ e $\psi = 60^\circ$, ocorre uma queda acentuada na altura final rebarba, caracterizando a formação de uma rebarba secundária. As fotos das rebarbas de saída para cada um dos casos analisados

são apresentadas na figura A2.7. Analisando a foto para $\psi = 60^\circ$, praticamente não se observa a formação de rebarba ($h = 0,2 \text{ mm}$).

Teste 2 - Influência do ângulo de saída da fresa

Figura A2.0.6 - Gráfico relacionando a altura final da rebarba de saída com o ângulo de saída da ferramenta, para uma profundidade de corte $p = 2,25 \text{ mm}$.

Figura A2.0.7 - Fotos da morfologia final das rebarbas de saída para diferentes ângulos de saída da fresa, considerando uma profundidade de corte $p = 2,25 \text{ mm}$.

A2.3. Teste da Influência da Profundidade de Corte

Em um terceiro teste, foi utilizado um ângulo fixo de contato final da fresa ($\psi = 150^\circ$) e variada a profundidade de corte da operação de faceamento. Os resultados são apresentados na Figura A2.8. Nota-se uma relação aproximadamente proporcional entre o valor da profundidade de corte e a altura da rebarba. Isto ocorre devido ao fenômeno de flexão da porção de material próximo à borda da peça, correspondente à formação de uma rebarba de saída primária. Para valores de profundidade superior a 2 mm, nota-se a ocorrência de pontos de fratura no processo de formação da rebarba, o que indica a tendência de formação de uma rebarba secundária. Esta tendência é indicada no gráfico através de uma linha pontilhada. Conclui-se que esta já é uma região de transição entre rebarba primária e secundária. Não foi possível atingir a região do gráfico correspondente à formação de rebarba secundária (conforme Figura 3.3), devido à impossibilidade da máquina de usinar em profundidade mais elevadas. A Figura A2.9 apresenta as fotos das rebarbas de saída para cada um dos valores de profundidade utilizados.

Teste 3 - Influência da profundidade de corte (p)

Figura A2.0.8 - Gráfico relacionando a altura final da rebarba de saída com a profundidade de corte, para um ângulo de saída da fresa $\psi = 150^\circ$.

Figura A2.0.9 - Fotos da morfologia final das rebarbas de saída para diferentes valores de profundidade de corte.

A2.4. Teste da Influência do Avanço da Ferramenta

Por fim, foi analisada a influência do avanço da fresa na configuração final da rebarba. Observando o gráfico da Figura A2.10, nota-se que a altura final da rebarba permanece praticamente constante para uma variação do avanço dentro da faixa $0,03 < a_d < 0,15 \text{ mm/dente}$. As fotos deste teste são apresentadas na Figura A2.11. Comparando esta análise com os resultados apresentados por Olvera e Barrow (Figura 3.5b), nota-se realmente que valores de avanço dentro da faixa considerada pouco

influem na configuração final da rebarba de saída. Contudo, valores de avanço mais elevados ($a_d = 0,266$ mm/dente) provocariam um aumento no valor da altura da rebarba.

Teste 4 - Influência do avanço da fresa (a_d)

Figura A2.0.10 - Gráfico relacionando a altura final da rebarba de saída com o avanço por dente da fresa.

Figura A2.0.11 - Fotos da morfologia final da rebarba de saída para diferentes valores de avanço da ferramenta.