TIMOTEO FRANCISCO DE OLIVEIRA

**ESTUDO DO PROCESSO DE CORTE DE CERÂMICAS
PIEZELÉTRICAS COM DISCOS ADIAMANTADOS
PARA A FABRICAÇÃO DE PIEZOCOMPÓSITOS**

**Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de
São Paulo para obtenção do
Título de Mestre em Engenharia**

**São Paulo
2007**

TIMOTEO FRANCISCO DE OLIVEIRA

**ESTUDO DO PROCESSO DE CORTE DE CERÂMICAS
PIEZELÉTRICAS COM DISCOS ADIAMANTADOS
PARA A FABRICAÇÃO DE PIEZOCOMPÓSITOS**

**Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de
São Paulo para obtenção do
Título de Mestre em Engenharia**

**Área de Concentração:
Engenharia Mecatrônica**

**Orientador:
Pr. Dr. Julio Cezar Adamowski**

**São Paulo
2007**

Este exemplar foi revisado e alterado em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, de de 200...

Assinatura do autor

Assinatura do orientador

FICHA CATALOGRÁFICA

Oliveira, Timoteo Francisco de

Estudo do processo de corte de cerâmicas piezelétricas com discos adiamantados para a fabricação de piezocompósitos / T.F. de Oliveira. – ed. rev. São Paulo, 2007.

146 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos.

1.Corte com disco adiamantado 2.Fabricação de piezocompósito 3.Transdutor piezelétrico I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Mecânica II.t.

DEDICATÓRIA

*Dedico este trabalho aos meus familiares
por me apoiarem e darem todas as
condições de realizá-lo*

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Julio Cezar Adamowski, pelo total apoio, atenção, encorajamento e paciência durante sua orientação.

Ao Prof. Dr. Amilton Sinatora, do Departamento de Engenharia Mecânica, que cedeu a máquina de corte com discos adiamantados para o corte das amostras e o microscópio óptico para a realização das medições dos fragmentos.

Aos técnicos do laboratório LASC - Laboratório de Superfícies e Contato, que acompanharam pacientemente os experimentos e orientaram no uso dos equipamentos.

Aos meus amigos engenheiros formados pela Faculdade de Engenharia da Universidade Paulista - UNIP, Flávio Rodrigues, Luciano Ricardo de Oliveira e Alexandre Rabelo pela ajuda e motivação extra.

Ao Prof. Dr. Flávio Buiochi do Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos, aos meus amigos Daniel Verga Boeri, Marco Aurélio Brizzotti Andrade, João Batista da Silva, Mário Luis Carneiro, Pedro Cardozo de Mello, Nilson Noris Franceschetti e Rubens Rossi Ferramenta pela ajuda e incentivo.

Aos meus familiares pela ajuda e paciência nos momentos difíceis.

À FINEP, pelos recursos financeiros utilizados no desenvolvimento desse trabalho como parte do projeto intitulado “Transdutores de Ultra-Som para Sistemas de Inspeção não Destrutiva de Corrosão em Estruturas Metálicas na Indústria de Petróleo e Gás Natural”.

E por último, a todos aqueles que de uma forma direta ou indireta, ajudaram e contribuíram para a realização deste trabalho.

RESUMO

Este trabalho apresenta um estudo do processo de corte de pequenas placas de piezocerâmicas usadas na fabricação de materiais piezocompósitos pelo processo de corte e preenchimento. Foi feito o projeto de uma máquina de corte com disco adiamantado de acordo com as necessidades do processo de corte e preenchimento para produzir piezocompósitos que requerem cortes tão finos quanto $30\mu\text{m}$. A máquina utiliza um “spindle” com mancais aerostáticos com rotação de até 60.000 rpm para cortes com lâminas de 2 polegadas de diâmetro. Os piezocompósitos são os elementos principais na fabricação de transdutores de ultra-som, com frequências até 10 MHz, para aplicações médicas e industriais. O estudo do corte com discos adiamantados com pequenas espessuras é baseado no modelo cinemático usado para modelar o processo de retífica por abrasão e em verificações experimentais de corte de pequenas placas de piezocerâmicas. Os resultados experimentais do corte de piezocerâmica tipo PZT com disco adiamantado são analisados com o auxílio de um microscópio óptico. São medidas as imperfeições superficiais dos cortes.

Palavras-chave: Corte com disco adiamantado. Fabricação de piezocompósito. Transdutor piezelétrico.

ABSTRACT

This work presents a study of the diamond blade dicing of piezoceramic slabs to fabricate piezocomposites by dicing and fill process. A diamond blade dicing machine is designed according the needs of the dicing and fill process to produce piezocomposites which requires dicing with diamond blades as thin as 30 μ m. The dicing machine has a high speed (up to 60.000 rpm) spindle with aerostatic bearings for 2 inches diameter dicing blades. The piezocomposites with frequency up to 10 MHz are the main part of ultrasonic transducers for medical and industrial applications. The study of thin diamond blade dicing is based in the kinematic model for grinding and experimental work. The results of diamond blade dicing of PZT piezoceramic slabs are analysed with an optical microscope and the measurements of superficial cracks are presented.

Keywords: Dicing with diamond blade. Manufacturing of piezocomposite. Piezoelectric transducer.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS: iv

LISTA DE TABELAS: vii

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS: viii

LISTA DE SÍMBOLOS: ix

1- INTRODUÇÃO	1
1.1 O uso dos compósitos em transdutores ultra-sônicos.....	1
1.2 Método DAFM usado na fabricação dos compósitos 1-3 e 2-2	7
1.3 Objetivos.....	9
1.4 Justificativa.....	9
2- CORTE DE CERÂMICAS COM DISCOS ADIAMANTADOS	11
2.1 Aspectos gerais no corte de cerâmicas	11
2.2 Evolução das máquinas de corte com discos abrasivos.....	13
3- FUNDAMENTOS DO CORTE ABRASIVO	19
3.1 Mecanismos de remoção abrasiva	19
3.2 Fratura versus plasticidade-regime dúctil de remoção	21
3.3 Mecanismos de remoção abrasiva na retificação de materiais frágeis	24
3.4 Modelos de remoção por fratura frágil.....	25
3.4.1 Efeito do endentador com ponta arredondada	26
3.4.2 Efeito do endentador pontiagudo.....	28
3.4.3 Efeito das vibrações nos tamanhos dos fragmentos das arestas cortadas dos riscos.....	30
4- MODELOS CINEMÁTICOS DE CONTATO ABRASIVO.....	32
4.1 Introdução.....	32
4.2 Variáveis de controle da máquina	34
4.3 Razão de retificação.....	34

4.4	Análise básica da superfície riscada	35
4.5	Profundidade de penetração do grão ou espessura do cavaco não-deformado.....	37
4.5.1	Tipos de movimentos do rebolo usados no processo de retificação plana	39
4.6	Espessura equivalente de cavaco	40
4.7	Forças de retificação e energia consumida no processo	41
4.7.1	A natureza das forças de retificação	42
4.8	Energia específica de corte e eficiência do processo.....	44
4.9	Efeito dos parâmetros de usinagem na relação F_t com e_c	46
5-	MÁQUINA DE CORTE COM DISCOS ADIAMANTADOS	49
5.1	Aspectos gerais sobre os principais componentes da máquina de corte.....	49
5.1.1	Tipo de motor e eixo árvore (“spindle”).....	49
5.1.2	Lâmina de corte	52
5.1.3	Tipo de substrato a ser cortado	53
5.1.4	Substrato de assentamento.....	53
5.1.5	Sistema de fixação da amostra.....	54
5.1.6	Aspectos de construção da máquina.....	54
5.1.7	Movimento da mesa nos eixos x e y	56
5.1.8	Suporte do “spindle”	57
5.1.9	Movimento do “spindle” no eixo z.....	58
5.1.10	Unidade de processamento fluídico do fluido de corte	58
5.1.11	Controlador da máquina	60
5.2	Máquina de corte	60
6-	PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS.....	62
6.1	Planejamento das atividades experimentais	62
6.2	Verificações experimentais com uma máquina de corte convencional	65
6.3	Preparação das amostras para o corte na máquina convencional	68
6.4	Ensaio executados na máquina de corte convencional	70
6.5	Análise topográfica das arestas de topo do risco.....	72
6.5.1	Critério usado para identificar e medir as fragmentações de topo.	74

7-	RESULTADOS EXPERIMENTAIS OBTIDOS PARA AS FRAGMENTAÇÕES DE TOPO	79
7.1	Aspecto das topografias dos cortes ensaiados para as amostras A_1 e A_2	79
7.2	Resultados dos valores médios obtidos para o modo de retificação CFG.....	81
7.2.1	Resultados dos valores médios obtidos para o modo de retificação HSG.....	82
7.3	Estudo comparativo dos piores casos produzidos pelos modos de retificação CFG e HSG	84
7.4	Gráficos dos resultados experimentais dos modos de retificação CFG e HSG.....	85
7.5	Curvas e equações para o modo CFG de retificação	87
7.6	Curvas e equações para o modo HSG de retificação.....	89
7.7	Testes de hipótese para estabelecer as diferença das médias amostrais	91
8-	CONCLUSÕES E ATIVIDADES FUTURAS	99
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	101
	APÊNDICE A- PROCESSO DE DISTRIBUIÇÃO FLUIDICA PARA O CORTE ABRASIVO	107
A.1	O papel do processo fluídico no processo de retificação.....	107
A.2	Superando a barreira de ar em altas velocidades de corte	109
A.3	Dimensionamento do bocal de jato de alta velocidade.....	113
A.4	Vazão útil na zona de contato.....	118
A.5	Estimativa da vazão útil pelo uso da espessura da camada térmica limite.....	119
	APÊNDICE B- MEMORIAL DE CÁLCULOS DAS VARIÁVEIS EXPERIMENTAIS	121
B.1	Planilhas P_1 e P_2	121
B.1.1	Medições e resultados obtidos para os ensaios da amostra A_1	122
B.1.2	Medições e resultados obtidos para os ensaios da amostra A_2	130
	APÊNDICE C- INTERPRETAÇÃO ESTATÍSTICA DOS PARÂMETROS AMOSTRAIS	138
C.1	Análise estatística dos resultados experimentais	138
C.2	Comparação das médias das distribuições amostrais	142

LISTA DE FIGURAS

Fig.1.1: Representação esquemática dos compósitos com conectividade 0-3, 1-3 e 2-2.....	2
Fig. 1.2: Dimensões principais do compósito 1-3	6
Fig. 1.3: Fabricação de piezocompósitos 1-3 e 2-2 pelo método “dicing-and-fill”	8
Fig. 2.1: Processo de corte do substrato na separação das células	14
Fig. 2.2: Representação das dimensões de corte do canal: a) dimensões nominais do canal cortado, b) dimensões reais do canal cortado	15
Fig. 3.1: Remoção pelo modo dúctil.....	20
Fig. 3.2: Remoção pelo modo frágil	20
Fig. 3.3: Formação da trinca em forma de cone pelo endentador esférico.....	26
Fig. 3.4: Crescimento e formação das trincas laterais pelo endentador pontiagudo	28
Fig. 4.1: a) Valores das espessuras e larguras nominal e máxima que o abrasivo real pode ter, e a largura do risco que cada um pode produzir, b) geometria do risco desbastado pelo abrasivo do rebolo sem considerar o movimento de avanço da máquina ($s=0$).....	33
Fig. 4.2: Analogia entre o microfresamento e a usinagem: a) representação do passe da ferramenta durante o desbaste, b) geração do cavaco no arco de contato	36
Fig. 4.3: Representação esquemática da espessura máxima do cavaco não-deformado, igual ao segmento de reta $\overline{AB}$ da figura	37
Fig. 4.4: Tipos de movimento em retificação plana	39
Fig. 4.5: Componentes discretas das forças que atuam nos grãos ativos durante o contato.....	43
Fig. 4.6: As três componentes de forças discretas resultantes que atuam no rebolo	43
Fig. 5.1: Fotografia do “spindle” elétrico COLIBRI HF80L3D60 escolhido para a máquina de corte projetada	50
Fig. 5.2: Representação esquemática dos circuitos hidráulico e pneumático dos sistemas de distribuição fluídica para o “spindle”	51

Fig. 5.3: Versões de ferramentas de corte usadas no processo de corte abrasivo com disco adiamantado, a) tipo “hubtype” e b) tipo “hubless”	52
Fig. 5.4: Mesa de vácuo construída para a fixação das amostras	54
Fig. 5.5: Representação esquemática de um processo de retificação plana	54
Fig. 5.6: Leiaute da máquina	55
Fig. 5.7: Montagem da mesa de vácuo nas guias transversais	56
Fig. 5.8: Suporte para prender o “spindle”	58
Fig. 5.9: Bocal convencional de jato de alta velocidade usado na máquina.....	59
Fig. 5.10: Esquema hidráulico do bocal do fluido de corte	59
Fig. 5.11: Fotografia da estrutura principal do sistema da máquina de corte com os principais componentes montados no bloco de granito.....	60
Fig. 5.12: Fotografia do sistema com todos os componentes que compõe a máquina de corte	61
Figura 6.1: Ajuste usado para o bocal no processo	67
Figura 6.2: Preparação e acondicionamento da amostra para o corte: a) amostra assentada no substrato de vidro, b) amostra acondicionada na máquina de corte ISOMET 4000	69
Figura 6.3: Amostra cortada presa no substrato de vidro	72
Fig. 6.4: Representação das simbologias em um trecho qualquer do corte.....	73
Fig. 6.5: Critérios usados nas medições dos fragmentos nas arestas de topo dos riscos cortados	75
Fig. 7.1 Fragmentações de topo nas arestas dos riscos cortados das amostras A_1 e A_2	79
Fig.7.2: Tamanhos médios das fragmentações de topo das arestas dos riscos.....	86
Fig. 7.3: Retas de mínimos quadrados ajustadas para os pontos de dispersão dos valores médios dos tamanhos a_f e b_f dos fragmentos para os dados obtidos no modo CFG de retificação	88
Fig. 7.4: Hipérboles de mínimos quadrados ajustadas para os pontos de dispersão dos valores médios dos tamanhos a_f e b_f dos fragmentos para os dados obtidos no modo HSG de retificação	90
Fig. 7.5: Comparação entre os modos CFG e HSG com as médias amostrais e heq , a) comparação com as larguras médias, b) comparação com os comprimentos médios.....	96

Fig. A.1: Posicionamento do bocal de jato e a espessura da camada limite da barreira de ar.....	109
Fig. A.2: Montagem típica do bocal do tipo “sapata” no rebolo	111
Fig. A.3: Superfície de trabalho, a esquerda sem a falsa superfície e a direita com a falsa superfície	112
Fig. A.4: Representação esquemática do bocal de Webster com saída convergente	114
Fig. A.5: Bocal convergente de jato de alta velocidade convencional	115
Fig. A.6: Representação esquemática do modelo simplificado de refrigeração do arco de contato	119
Fig. B.1: Dados amostrais do risco R_{11} da amostra A_1	123
Fig. B.2: Dados amostrais do risco R_{12} da amostra A_1	125
Fig. B.3: Dados amostrais do risco R_{13} da amostra A_1	127
Fig. B.4: Dados amostrais do risco R_{14} da amostra A_1	129
Fig. B.5: Dados amostrais do risco R_{21} da amostra A_2	131
Fig. B.6: Dados amostrais do risco R_{22} da amostra A_2	133
Fig. B.6: Dados amostrais do risco R_{23} da amostra A_2	135
Fig. B.8: Dados amostrais do risco R_{24} da amostra A_2	137
Fig. C.1: Curva ajustada aos pontos	138
Fig. C.2: Representação das curvas de distribuição de Fisher	144
Fig. C.3: Representação de uma curva de distribuição de Student.....	145

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1: Aplicabilidade dos processos na fabricação de compósitos com diferentes níveis de frequências. Tabela adaptada de (LUBITZ; WOLFF; PREU, 1993)	9
Tabela 5.1: Principais características do “spindle”	49
Tabela 5.2: Principais dimensões e parâmetros de precisão das guias KR260A-250 e KR260A-200	57
Tabela 6.1: Principais características da máquina de corte	65
Tabela 6.2: Descrição do disco de corte adiamantado usado nos experimentos	66
Tabela 6.3: Valores de entrada a_e , v_w e v_s e os valores analíticos h_{eq} e G para o modo CFG de retificação	70
Tabela 6.4: Valores de entrada a_e , v_w e v_s e os valores analíticos h_{eq} e G para o modo HSG de retificação	71
Tabela 7.1: Resultados dos tamanhos médios dos fragmentos nas arestas da amostra A_1	81
Tabela 7.2: Resultados dos tamanhos médios dos fragmentos nas arestas da amostra A_2	83
Tabela 7.3: Tamanho máximo relativo dos defeitos nas arestas dos riscos das amostras A_1 e A_2	84
Tabela 7.4: Roteiro usado para a comparação entre as médias estatísticas dos riscos R_{11} e R_{14}	92
Tabela 7.5: Roteiro usado para a comparação entre as médias estatísticas dos riscos R_{21} e R_{24}	94

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AFM	– Atomic Force Microscope “Microscópio de Forças Interatômicas”
CFG	– Creep Feed Grinding
CHIP	– Circuito Integrado
DAFM	– Dicing-And-Fill Method
DG	– Down Grinding
EPUSP	– Escola Politécnica da Universidade de São Paulo
HSG	– High Speed Grinding
MEF	– Método dos Elementos Finitos
PC	– Personal Computer
PHR	– Plano Horizontal de Referência
PVC	– Policloreto de Vinila
PZT	– Titanato-Zirconato de Chumbo
SEM	– Scanning Electron Microscope “Microscópio Eletrônico de Varredura”
UG	– Up Grinding
VPP	– Viscous Polymer Processing

LISTA DE SÍMBOLOS

Geral

x, y, z	coordenadas do eixo cartesiano
k, i, j e I	contadores numéricos
LE e LE	nomenclaturas usadas para o lado esquerdo e direito das arestas dos riscos cortados
P_1 e P_2	Planilhas de cálculo usadas para os resultados amostrais das medições
A_1 e A_2	Simbologias usadas para diferenciar as duas amostras de PZT-5A cortadas nos ensaios com a máquina de corte de disco adiamantado
Fot_1 e Fot_2	Fotografias da primeira e segunda amostragem topográfica dos riscos cortados

Termos subscritos e sobrescritos usados nas variáveis

R_{kj}	termo usado para identificar o risco cortado
$méd$	termo usado para indicar o valor médio da variável
$máx$	termo usado para indicar o valor de máximo relativo da variável
min	termo usado para indicar o valor de mínimo relativo da variável
nom	termo usado para indicar o valor nominal da variável
$real$	termo usado para indicar o valor real medido da variável

Símbolos usados nas equações

a_e	profundidade nominal do canal cortado
a_{ereal}	profundidade real do canal cortado
$\overset{méd^{LE}}{a}_{f\ Rkj}$ e $\overset{méd^{LD}}{a}_{f\ Rkj}$	valores médios das medições das larguras dos fragmentos nas arestas esquerdas e direitas dos riscos cortados
$\overset{máx^{LE}}{a}_{f\ Rkj}$ e $\overset{máx^{LD}}{a}_{f\ Rkj}$	maiores larguras relativas dos fragmentos nas arestas esquerdas e direitas dos riscos cortados
$\overset{min^{LE}}{a}_{f\ Rkj}$ e $\overset{min^{LD}}{a}_{f\ Rkj}$	menores larguras relativas dos fragmentos nas arestas esquerdas e direitas dos riscos cortados

a_{fi}	medida real da largura do fragmento
a_i	medida da largura do fragmento na imagem da foto
a_0 e a_1	constantes das retas e das hipérboles de mínimos quadrados
$\vec{A}$	vetor área normal a superfície de controle da seção
A_c	comprimento da área de contato
A_1 e A_2	áreas das seções (1) e (2) do bocal de jato
b_e	largura nominal do canal cortado
b_{ereal}	largura real do canal cortado pelo disco de corte
$b_{f\ Rkj}^{méd\ LE}$ e $b_{f\ Rkj}^{méd\ LD}$	valores médios das medições dos comprimentos dos fragmentos nas arestas esquerdas e direitas dos riscos cortados
$b_{f\ Rkj}^{máx\ LE}$ e $b_{f\ Rkj}^{máx\ LD}$	maiores comprimentos relativos dos fragmentos nas arestas esquerdas e direitas dos riscos cortados
$b_{f\ Rkj}^{min\ LE}$ e $b_{f\ Rkj}^{min\ LD}$	menores comprimentos relativos dos fragmentos nas arestas esquerdas e direitas dos riscos cortados
b_{fi}	medida real do comprimento do fragmento
b_i	medida do comprimento do fragmento na imagem da foto
b_{nom}	largura nominal do cavaco não-deformado
$b_{máx}$	largura máxima do cavaco não-deformado
b_w	espessura nominal do rebolo ou do disco de corte
B	espaçamento lateral médio entre os grãos
C	densidade de arestas cortantes da lâmina
C_a	coeficiente de contração da área do bocal
C_d	coeficiente de perda de carga
C_r	constante da razão entre a profundidade e a largura do canal riscado pelo abrasivo
C_v	coeficiente de velocidade do jato
d_s	diâmetro do rebolo ou do disco de corte
e_c	energia específica do processo de usinagem
E	modulo de elasticidade do material
E_c	energia de fratura
E_n	energia de remoção de material despendida no processo de corte

E_p	energia plástica de deformação
f	frequência de operação do transdutor
$f_{máx}^{topo}$	critério para o tamanho máximo da fragmentação nas arestas de topo cortadas
$f_{máx}^{fundo}$	critério para o tamanho máximo da fragmentação nas arestas cortadas no fundo do canal
$f_{Rkj}^{máxLE}$ e $f_{Rkj}^{máxLD}$	maiores tamanhos relativos dos defeitos nas arestas esquerdas e direitas dos riscos cortados
f_{ai}	componente discreta da força axial
f_{ni}	componente discreta da força normal
f_{ti}	componente discreta da força tangencial
F	carregamento do endentador no material do corpo de prova
F_a	força axial de corte
F_c	força centrífuga
F_n	força normal de corte
F_r	força de reação resultante no rebolo ou no disco de corte
F_t	força tangencial de corte
F_{iab}	quantis tabelados das curvas de distribuição de Fisher
F_{teste}	valor da variável de teste da estatística F de Fisher
g	aceleração da gravidade
G	razão de retificação
h_{ar}	espessura da camada limite de ar
h_{eq}	espessura equivalente de cavaco
h_{fu}	espessura da camada útil de fluido
$h_{máx}$	espessura máxima do cavaco não-deformado
h_{nom}	espessura nominal do cavaco não-deformado
h_{po}	profundidade nominal dos poros
H_{P0}	rejeição do teste de hipótese
H_{P1}	aceitação do teste de hipótese
H_s	dureza do material
I_F	razão de elasticidade com a dureza, ou índice de fragilidade do material
K_c	constante de tenacidade à fratura da cerâmica

K_m	valor de rigidez equivalente do sistema linear
l_c	comprimento nominal do cavaco não-deformado, equivale ao comprimento da zona de contato também chamada de arco de contato
L	espaçamento longitudinal médio entre os grãos ou limite do fio de corte
L_C	largura dos pilares/placas de cerâmica na estrutura do compósito
L_P	largura dos pilares/placas de polímero na estrutura do compósito
L_T	largura da conectividade das fases
L_X e L_Y	dimensões laterais do compósito
L_Z	espessura do compósito
$L_{1/2}$	comprimento de redução de seção
m	massa desbalanceadora no disco de corte
M'_{ar}	razão de momento hidráulico da corrente de ar da barreira
M'_f	razão de momento hidráulico da corrente de fluido do jato
n_t	rotação do “spindle”
N	tamanho da amostra
N_a e N_b	graus de liberdade do teste da estatística F de Fisher
N_{fRkj}^{LE} e N_{fRkj}^{LD}	números de falhas (fragmentos) amostradas nas arestas esquerdas e direitas dos riscos cortados
N_1 e N_2	graus de liberdade atribuídos aos números de falhas dos fragmentos
P_b	pressão de bombeamento do sistema
P_{nom}	pressão normal de contato exercida na área de contato
P_1	pressão de admissão da bomba
P_2	pressão de recalque da bomba
Q_f	vazão de fluido processado do bocal
Q_{fu}	vazão útil de fluido nos poros da lâmina
Q_w	razão de remoção de material da superfície de trabalho
r	coeficiente de correlação das variáveis X e Y
r_s	raio do reboło ou disco de corte
R	raio do endentador esférico
R_h	razão entre a espessura do compósito e as larguras dos pilares/placas de cerâmica na matriz (fase de polímero) do compósito
s	razão de alimentação ou avanço por número de arestas cortantes
s_{xy}	erro padrão da estimativa

$\hat{s}_{xy}$	erro padrão corrigido da estimativa
S_c	superfície de controle da matéria no sistema
T e T_w	temperaturas
T_o	período gasto de penetração do grão no material durante o avanço
T_{tab}	percentis tabelados das curvas de distribuição de Student
T_{teste}	valor da variável de teste da estatística T de Student
v	fração em volume de cerâmica piezelétrica no compósito
v_f	velocidade do jato de fluido de corte na saída do bocal
v_s	velocidade periférica do rebolo ou do disco de corte
v_w	velocidade de avanço da mesa
$\vec{V}$	vetor velocidade perpendicular ou normal à superfície de controle da seção
V_c	volume de controle da matéria no sistema
V_{nom}	O volume nominal do cavaco não-deformado
V_{ol}	volume de matéria na superfície de controle
V_1 e V_2	velocidades médias do fluido nas seções (1) e (2) do bocal
W	potência requerida no processo
W_{nom}	potência máxima disponível da máquina retificadora ou potência útil do “spindle”
X	variável independente na curva de regressão
y_b	espessura da camada térmica limite
Y	variável dependente na curva de regressão
Y_{est}	pontos da curva de ajuste
z_c	profundidade crítica de corte
z_1 e z_2	cotas do plano horizontal de referência das seções (1) e (2) do bocal
α	intervalo de confiança do teste de hipótese
α_T	difusibilidade térmica do refrigerante
δ	deflexão para um sistema linear
ε	estimativa da aderência dos pontos amostrais à curva de ajuste
η_f	coeficiente de viscosidade dinâmica
μ	razão média de força
μ_0 e μ_1	variáveis atribuídas às médias das larguras e comprimentos dos fragmentos
ν	graus de liberdade da variável de teste T de Student

ρ_{ar}	densidade do ar
ρ_f	densidade do fluido refrigerante
σ	tensão de ruptura do material frágil
σ_a e σ_b	variâncias da variável de teste F de Fisher
$\sigma_{af}^{med LE} e \sigma_{af}^{med LD}$	desvios padrões médios das medições das larguras dos fragmentos nas arestas esquerdas e direitas dos riscos cortados
$\sigma_{bf}^{med LE} e \sigma_{bf}^{med LD}$	desvios padrões médios das medições dos comprimentos dos fragmentos nas arestas esquerdas e direitas dos riscos cortados
σ_d	desvio padrão das diferenças das variâncias amostrais
σ_0 e σ_1	variâncias das larguras e comprimentos médios dos fragmentos
Σ	somatório usado nos incrementos das variáveis
ν	constante de Poisson
Φ_f	diâmetro de saída do bocal
Φ_v	diâmetro do substrato de vidro da mesa de vácuo
Φ_1 e Φ_2	diâmetros das seções (1) e (2) do bocal de jato
ψ_{po}	porcentagem do número de poros na estrutura da lâmina
ω	rotação angular do rebolo ou do disco de corte

1- INTRODUÇÃO

1.1 O uso dos compósitos em transdutores ultra-sônicos

Uma grande variedade de materiais piezelétricos compósitos pode ser feita combinando-se uma ou mais fases individuais de materiais puros. Nos materiais piezelétricos para a fabricação de transdutores a finalidade desta união é estender os limites das propriedades do material piezelétrico pela combinação das propriedades individuais de cada fase. A esse novo elemento dá-se o nome de compósito, e mais especificamente dá-se o nome ao material piezelétrico compósito de piezocompósito (PAPADAKIS et al., 1999).

Um conceito importante associado aos piezocompósitos é a conectividade, que é definida como sendo o número de direções em que cada fase é contínua, quando o material que constitui a fase consegue atravessar o compósito até chegar a outra face sem sofrer interrupções. Existe então um número de conectividade para cada fase. Como um piezocompósito é geralmente composto de duas fases distintas, sua conectividade é representada por dois números, que são separados por um traço. O primeiro número representa a conectividade da fase da cerâmica piezelétrica, e o segundo número representa a conectividade do polímero. Existem então dez modos possíveis de conectividade padronizados para compósitos bifásicos. Na prática os mais comuns são os com conectividade 0-3, 1-3 e 2-2, e dentre eles os mais populares são os compósitos com conectividade 2-2 e 1-3. O compósito 2-2 consiste de uma sequência alternada de placas aglutinadas, uma de polímero com outra de cerâmica, enquanto que o 0-3 é feito com partículas de cerâmica distribuídas aleatoriamente em uma matriz de polímero, como se fosse um material com uma matriz polimérica com uma fase de cerâmica. Já o compósito 1-3 é composto por uma sequência de pilares piezelétricos finos dentro de uma matriz de polímero (PAPADAKIS et al., 1999); (SAFARI, 1994) e (GURURAJA et al., 1985).

Segundo Gallego-Juárez (1989) os compósitos bifásicos formados por uma cerâmica piezelétrica ativa e um polímero inerte, são materiais em que a cerâmica produz o efeito piezelétrico e o polímero reduz a densidade e a permissividade elétrica do material e aumenta a flexibilidade elástica do material, de tal sorte que essas propriedades dependem somente da fração volumétrica de polímero, dos materiais que constituem cada fase e do modo como são

interconectadas as fases individuais. A Fig. 1.1 mostra uma representação esquemática dos três tipos mais comuns de compósitos bifásicos.

Fig.1.1: Representação esquemática dos compósitos com conectividade 0-3, 1-3 e 2-2

Originalmente os compósitos foram desenvolvidos para aplicações submarinas por melhorar as características piezelétricas da cerâmica e exibir propriedades físicas mais satisfatórias, os compósitos possuem uma impedância acústica próxima a da água ajudando no acoplamento acústico do transdutor, o que ajuda a manter uma melhor recepção dos sinais. Por isso o seu uso é bem situado em detectores de ruídos subaquáticos, onde compósito é usado em transdutores submarinos apenas como um meio receptor passivo. O dispositivo deve operar em frequências relativamente baixas ($f < 40\text{kHz}$) onde a tensão produzida pelas pressões hidrostáticas em seus terminais é um importante parâmetro de material sendo usada como uma medida da sensibilidade do transdutor (AKDOGAN; ALLAHVERDI; SAFARI, 2005); (SAFARI, 1994). As pressões hidrostáticas devem produzir uma tensão elétrica nos eletrodos do transdutor se tornando uma medida prática da qualidade da capacidade sensitiva do material piezelétrico, e serve como um parâmetro na comparação de diferentes materiais usados em aplicações hidrostáticas semelhantes (TRESSLER; ALKOY; NEWNHAM, 1998); (SAFARI, 1994).

Depois se descobriu a potencialidade do compósito cerâmico-polímero como um transdutor ultra-sônico de alta frequência em aplicações de diagnósticos médicos através do uso de imagens geradas por pulso-eco e em aplicações em ensaios não destrutivos e em seguida em outras aplicações acústicas (PAPADAKIS et al., 1999); (SMITH, 1991).

Em aplicações médicas, o transdutor deve tanto transmitir um pulso acústico forte, como também receptor bem os ecos frágeis que são refletidos dentro da estrutura do corpo humano. A ultra-sonografia é um método não invasivo de diagnóstico médico por imagem. Os materiais piezelétricos utilizados nos transdutores de ultra-sonografia operaram geralmente no

modo de espessura. Transdutores iguais a estes não são grandes por se tratarem de ser sondas manuais. Esses transdutores possuem geralmente poucos centímetros e operam em faixas de um até poucos MHz (PAPADAKIS et al., 1999); (PAZOL et al., 1995); (SAFARI, 1994) e (SMITH, 1991).

Os transdutores pulso-eco utilizados em ensaios não destrutivos possuem características muito semelhantes aos transdutores médicos. Esses transdutores operam em frequências bem mais altas do que os transdutores em aplicações médicas, em alguns casos podem chegar até próximo a 1GHz. Uma outra classe de transdutores como estes que operam em frequências muito menores são usados em aplicações de inspeção que envolve o ar como meio de trabalho ao invés da água.

De um modo geral o compósito é feito com a intenção de se melhorar as características individuais de uma dada cerâmica piezelétrica; aumentando-se assim suas habilidades e dando a elas características superiores que permitam e viabilizem o seu uso como um transdutor em atuadores, sensores e transmissores (TRESSLER; ALKOY; NEWNHAM, 1998); (GALLEGO-JUÁREZ, 1989); (GURURAJA et al., 1985).

Materiais piezelétricos convencionais não conseguem atender todos os quesitos de material necessários para essas aplicações dos transdutores, eles abrangem apenas alguns desses valores requeridos. Algumas das mais populares cerâmicas piezelétricas escolhidas para aplicações como essas, são as famílias das cerâmicas de PZT “Lead Zirconate-Titanate” puro ou modificado. Existe também a classe de materiais piezelétricos poliméricos, como por exemplo, “polyvinylidene diflouride” e seus copolímeros como o “trifluroethylene” que são também comuns, esses materiais possuem uma baixa impedância acústica em torno de 4Mrayls. Esse quesito torna esses materiais atraentes em aplicações médicas levando-se em conta o casamento de impedâncias entre o tecido humano e o transdutor, no entanto, seu baixo fator de acoplamento eletromecânico (sensibilidade), baixa atividade piezelétrica e perdas mecânicas e elétricas baixas os inviabilizam no uso de aplicações em geração de imagens médicas e em ensaios não destrutivos (AKDOGAN; ALLAHVERDI; SAFARI, 2005); (SMITH; AULD, 1991).

O piezocompósito possui propriedades superiores aos dois tipos de materiais citados anteriormente, para aplicações semelhantes. Os compósitos possuem um alto fator de acoplamento eletromecânico no modo de espessura requerido e constante dielétrica próxima a das cerâmicas que ajuda na sensibilidade do transdutor, uma impedância acústica próxima da água tornando-os bem situados em aplicações onde a água é o meio de trabalho, e perdas elétricas e mecânicas altas que ajuda na eficiência e largura de banda do transdutor tornando-

os compatíveis com os dispositivos de geração e recepção dos sinais emitidos e por último são piezeletricamente mais atraentes em aplicações pulso-eco na geração de imagens médicas e ensaios não destrutivos, onde o material ajuda na obtenção de uma melhor resolução das imagens por todos esses motivos. Eles possuem então características superiores as piezocerâmicas e piezopolímeros individualmente, como demonstram uma série de trabalhos amplamente discutidos na literatura (PAPADAKIS et al., 1999); (GALLEGO-JUÁREZ, 1989); (SMITH, 1989) e (GURURAJA et al., 1985).

Os compósitos com conectividade 1-3 são os que mais extensivamente têm sido estudados, pesquisados e melhores compreendidos entre todas as demais famílias de compósitos (TRASSLER; ALKOY; NEWNHAM, 1998) e é ainda o tipo de compósito mais usado e com boa aceitação em transdutores ultra-sônicos com modo fundamental de espessura, (SHUI; XUE, 1997); (HAYWARD; BENNETT, 1996); (SMITH; AULD, 1991) e (SMITH, 1989).

No caso dos compósitos existe ainda o efeito dos modos laterais que pode se acoplar ao modo de espessura e perturbar a resposta do transdutor. Esses modos são creditados a periodicidade dos pilares/placas de cerâmica que vibra fora de fase na matriz de polímero. Para suprimi-los procura-se não fazer uma amostra muito fina e manter uma escala espacial grande. A escala espacial do compósito é proporção da medida entre as larguras dos pilares/placas de cerâmica em relação às dimensões principais da amostra dando a dimensão exata da periodicidade da cerâmica na matriz de polímero. O compósito deve então ter um número muito grande de pilares/placas dentro da matriz polimérica, para que o compósito se torne um material idealmente homogêneo e para que as propriedades efetivas do novo material seja, na média, uma combinação das propriedades físicas e elétricas individuais da cerâmica piezelétrica e do polímero piezeletricamente inativo (SMITH; AULD, 1991); (SMITH, 1986) e (WERSING, 1986).

As dimensões laterais do protótipo do compósito denotado por L_X e L_Y devem ser mantidas por valores pelo menos 10 vezes maior que a espessura L_Z da amostra, ou seja, $L_X, L_Y \geq 10L_Z$ pode ser assumido. Considerando que as dimensões laterais totais são muito maiores do que a sua altura pode-se considerar que, não existem deslocamentos nas direções L_X e L_Y creditados ao modo de vibração planar (no caso de amostras com formato de um discoide, também chamado de modo radial) de mais baixa frequência, apenas na direção de interesse L_Z onde deve ocorrer o modo de vibração de espessura. De qualquer forma, trabalhos experimentais, valores empíricos, resultados obtidos pelo MEF e resultados teóricos apresentados por alguns modelos contínuos têm demonstrado uma boa consistência entre os resultados desde que a razão entre a espessura do compósito (alturas dos pilares/placas de PZT) seja mantida pelo

menos o dobro do valor da largura dos pilares/placas de PZT do compósito para os pilares/placas de cerâmica vibrarem em fase na direção L_Z , e para maximizar a transdução eletromecânica e melhorar o pulso de resposta ela deve ser mantida até 5 vezes ou mais desse valor (ANDRADE; BUIOCHI; ADAMOWSKI, 2005); (ABRAR et al., 2004); (SHUI; XUE, 1997); (HAYWARD; BENNETT, 1996); (QI; CAO, 1996).

Essa relação de escala espacial entre a altura e a espessura é bem conhecida na literatura, em trabalhos literários publicados ela é chamada de “aspect ratio” ligada a um fator R_h , que é a razão entre a espessura do compósito com as larguras dos pilares/placas do mesmo. Esse fator ao mesmo tempo em que tem influência nas propriedades do compósito servindo como um critério para as dimensões das larguras dos pilares/placas de cerâmica no compósito, também tem influência nos parâmetros de entrada do processo de corte (NAKAGAMAE et al., 2004); (SMITH, 1991).

Como o trabalho pretende estudar o processo de corte de amostras cerâmicas produzidas pelo método DAFM “Dicing-And-Fill Method”, o corte do bloco de cerâmica também é afetado pelas mesmas dimensões da escala espacial dos compósitos 2-2 e 1-3 mostrados na Fig. 1.2, ou seja, as dimensões do corte devem respeitar essa escala espacial determinada por R_h (ANDRADE; BUIOCHI; ADAMOWSKI, 2005); (ABRAR et al., 2004); (SHUI; XUE, 1997); (QI; CAO, 1996). Os parâmetros de entrada do processo de corte passam então a serem determinados por esse fator R_h para respeitar os quesitos de material discutidos anteriormente. Sendo assim, a dimensão L_P do compósito passa a ser a espessura do disco de corte escolhido para o processo, e L_Z determinado pela profundidade de corte da ferramenta ajustada na máquina de corte. A dimensão L_C é determinada pelo movimento da mesa de corte ajustada pelo usuário na interface de trabalho da máquina.

As dimensões principais do compósito usadas nos parâmetros do processo de corte foram discriminadas pela Eq. (1.1) e pelas dimensões do compósito representadas na Fig. 1.2:

$$R_h = L_Z / L_C > 2 \quad (1.1)$$

Fig. 1.2: Dimensões principais do compósito 1-3

De acordo com a escala espacial da Fig. 1.2 a fração volumétrica pode ser escrita como (SHUI; XUE, 1997):

$$v = \frac{L_c}{(L_c + L_p)} = \frac{L_c}{L_t} \quad (1.2)$$

A frequência de ressonância do modo de espessura também depende da fração de cerâmica no compósito e da espessura da amostra, para um valor alto implica numa espessura muito pequena da amostra, como a espessura depende do fator R_h que depende da fração de cerâmica e estão ligadas as alturas e larguras requeridas para as fibras de cerâmica, quanto menor L_z menor é L_c e conseqüentemente menor são as dimensões do compósito. É claro que a modelagem de um transdutor vai além dessa discussão e do escopo do trabalho, mas serve para ajudar a entender as dificuldades em se produzir fibras tão finas PZT seja qual for o processo de fabricação, abrasivo ou não-abrasivo, por causa da fragilidade da estrutura com dimensões muito pequenas (RITTER et al., 2002); (HAYWARD; BENNETT, 1996); (PAZOL et al., 1995).

Uma vez que a profundidade e a espessura de corte são parâmetros críticos no corte da cerâmica - PZT pelo processo de corte abrasivo com discos adiamantados, existe um limite para essa escala espacial para o qual o método DAFM não consegue atingir. Por esse motivo, do ponto de vista do processo de fabricação do compósito, procura-se manter essas dimensões dentro de um limite aceitável, por isso esse fator deve ser mantido o menor o possível, mas respeitando o critério anterior, assim $2 < R_h$.

O método de fabricação de compósitos DAFM será discutido na Seção 1.2 seguinte.

1.2 Método DAFM usado na fabricação dos compósitos 1-3 e 2-2

A primeira notícia de que se teve na literatura do uso do método DAFM na fabricação de compósitos 1-3 e 2-2 que usava a técnica de corte de blocos monolíticos de cerâmica com discos adiamantados apareceu numa publicação dos trabalhos de Savakus et al., 1981 apud Papadakis, 1999; apud Safári, 1994 e apud Smith, 1986. Nesses trabalhos foi descrito o método DAFM para a fabricação do compósito 1-3 e 2-2.

Na mesma época (começo da década de 80) o método estava sendo desenvolvido para a produção dos compósitos 1-3 e 2-2 e para muitos autores foi o primeiro a ser largamente pesquisado e desenvolvido pela indústria, inicialmente para fins de pesquisas e mais tarde comercialmente, na fabricação de transdutores (AKDOGAN; ALLAHVERDI; SAFARI, 2005); (PAPADAKIS et al., 1999); (TRASSLER; ALKOY; NEWNHAM, 1998); (SAFARI, 1994) e (SMITH, 1989). No decorrer dos anos se tornou o mais popular método de produção de compósitos 1-3 e 2-2 e hoje é considerado como sendo o estado da arte na fabricação de compósitos 1-3 e 2-2. Esse processo consiste em cortar o bloco de cerâmica monolítica com disco adiamantado fino em alta rotação, formando seguidos canais de corte paralelos em uma direção para a produção do compósito 2-2 ou canais paralelos em duas direções ortogonais para a produção do compósito 1-3. Em ambos os casos o corte não deve separar a camada de cerâmica, de modo que o corte parcial produza apenas os entalhes no bloco monolítico de cerâmica. Após o processo de corte, os entalhes formados pelos canais cortados geram uma estrutura de pilares/tiras de cerâmica com a forma do compósito. A estrutura da cerâmica cortada com os canais de preenchimento com a forma dos compósitos 1-3 e 2-2 é chamada de reticulado. Os espaços em vazio da estrutura são então preenchidos com o polímero aquecido que depois é curado.

Logo após a cura do polímero começa o processo de acabamento da estrutura fabricada. Depois disso, os excessos de polímero na face superior e de cerâmica na face inferior são eliminados pelo processo de lixamento, ou mesmo usinado por técnicas de retificação convencionais, e para dar um melhor acabamento costuma-se polir as faces. O resultado final é a estrutura do compósito desejada. A Fig. 1.3 abaixo elucida a fabricação dos dois tipos de compósitos por este método.

Fig. 1.3: Fabricação de piezocompósitos 1-3 e 2-2 pelo método “dicing-and-fill”

Uma estratégia que ajuda a diminuir os problemas associados à fragilidade do reticulado 1-3 consiste em cortar o bloco monolítico em duas etapas. Na primeira etapa é feito o corte parcial em uma direção, até dar ao bloco a forma do reticulado 2-2, em seguida é feito o preenchimento dos canais cortados do reticulado 2-2 com a fase de polímero. O preenchimento dos canais ajuda a reforçar as tiras finas e frágeis.

Somente após a cura do polímero, é feito o corte no outro sentido e um novo preenchimento nos espaços vazados até se chegar ao preenchimento completo do reticulado 1-3. Essa estratégia é conhecida como “corte-preenchimento em duas etapas”. Do ponto de vista de eficiência e produtividade essa estratégia deve ser ao máximo evitado, pois aumenta substancialmente o custo de fabricação do compósito.

Outro problema está relacionado à usinabilidade do material. As lâminas de corte dos discos adiantados foram especialmente concebidas para cortar cerâmicas frágeis. Com o preenchimento parcial de polímero nos canais, o disco desbasta também um material mole com características tribológicas diferentes no segundo corte e acaba encontrando condições de trabalho muito adversas do qual o disco não foi preparado. O corte através dos canais preenchidos com o polímero poderá causar uma obstrução ou até um entupimento dos poros da lâmina se a lubrificação do processo pelo fluido de corte não for eficiente. Esse entupimento deve aumentar significativamente a temperatura do substrato cortado acarretando num aumento acentuado dos esforços e implicar no desgaste precoce da lâmina do disco de corte e até mesmo, em condições extremas, causar uma sobrecarga no spindle.

Na Tabela (1.1) é apresentado os principais métodos utilizados na fabricação dos compósitos 1-3 e 2-2. Na mesma tabela estão as frequências de trabalho dos compósitos que cada processo de fabricação pode atingir.

Tabela 1.1: Aplicabilidade dos processos na fabricação de compósitos com diferentes níveis de frequências. Tabela adaptada de (LUBITZ; WOLFF; PREU, 1993)

Fabricação do compósito 1-3 e 2-2				
Frequência [MHz]	2,5	5,0	10,0	20,0
Laminação	■	□		
“Align-and-fill”	■			
Abrasão a laser			□	□
“Dicing-and-fill”	■	■	□	
Injeção em molde	■			
Jato químico abrasivo		□		
Cera perdida		■	■	■
■-frequências que o método atinge com sucesso				
□-frequências que o método pode atingir apresentando muitas dificuldades				

1.3 Objetivos

- 1- Entender o processo de corte com discos adiamantados.
- 2- Desenvolver uma máquina de precisão para o corte com espessuras a partir de 30µm de cerâmicas piezelétricas.
- 3- Executar ensaios com uma máquina de corte com espessuras a partir de 150µm disponível no laboratório.
- 4- Comparar resultados experimentais com os teóricos.

1.4 Justificativa

As máquinas de corte com discos adiamantados disponibilizadas hoje pelos principais fabricantes foram projetadas para realizar cortes precisos em substratos de silício (Si), mais especificamente na separação de pequenos componentes presos a um substrato de grandes dimensões (diâmetro na ordem de 100mm). O substrato de Si tem espessura fina, poucos

décimos de milímetros. Embora essas máquinas também tenham sido projetadas para a produção de riscos ou canais mais profundos em diversos tipos de substratos cerâmicos e ferríticos, elas foram concebidas com uma maior preocupação em atender as exigências de suas principais aplicações que demandam por uma maior produção e melhor qualidade do corte na etapa de separação dos componentes presos aos substratos na fabricação de circuitos integrados.

Tendo em vista que o laboratório de ultra-som da EPUSP tem a necessidade de produzir amostras de piezocompósitos 1-3 e 2-2 para fins de pesquisa sem a preocupação de produzi-las em uma escala produtiva comercial motivou o desenvolvimento de uma máquina de corte com discos adiamantados controlada por computador que fosse mais adaptada às necessidades do laboratório que é cortar um número variado de amostras com diferentes espessuras e profundidades de corte.

O trabalho visa o desenvolvimento de uma máquina de corte capaz de cortar os blocos monolíticos de cerâmicas de PZT e fabricar compósitos que serão usados em transdutores de alta frequência (0,2 a 10MHz).

O projeto da máquina prevê que o tamanho das amostras que serão cortadas é menor do que os dos substratos de Si, isto é, diâmetros até 50mm, e os cortes serão bem mais profundos do que o corte no substrato de Si, podendo chegar a 5mm.

O método empregado na fabricação do compósito é o DAFM e que usa a técnica do corte com discos adiamantados em blocos monolíticos de cerâmica na produção de canais profundos com a forma dos compósitos 1-3 e 2-2 (Fig. 1.3).

O projeto da máquina se tornou então a maior motivação do trabalho, mas deve-se ressaltar que, durante a realização desse projeto, o processo de corte de cerâmicas pelo disco adiamantado foi estudado com a finalidade de determinação de parâmetros de corte.

2- CORTE DE CERÂMICAS COM DISCOS ADIAMANTADOS

2.1 Aspectos gerais no corte de cerâmicas

No processo de fabricação de compósitos 1-3 e 2-2 pelo método DAFM através do corte do bloco monolítico de cerâmica por discos adiamantados, a questão da pureza do material (usualmente PZT), embora seja um fator determinante na qualidade da estrutura acabada, não é o mais relevante. Isto se deve por que os blocos monolíticos de cerâmica fornecidos pelos fabricantes são fabricados com uma preocupação muito maior em relação às propriedades elétricas e mecânicas de interesse da cerâmica piezoeletrica do que às mecânicas favoráveis a usinagem do material. Por esse motivo, o material sempre exibe uma estrutura granulada que pode conter um grande número de defeitos, que aumentariam sensivelmente a incidência de falhas na peça acabada. Uma estrutura com um número considerável de pilares ou placas perdidos leva a uma redução na sensibilidade do transdutor, e por isso o compósito fabricado deve ser rejeitado nessas condições, o que caracterizaria um processo ineficiente (DUNLAP Jr., 2004).

Segundo Takeuchi et al. (1997) essa limitação no corte abrasivo do bloco monolítico se deve em grande parte ao tamanho de grão do PZT que é da ordem de poucos micrometros.

O tamanho de grão do PZT no bloco monolítico produzido por sinterização tem um forte impacto na usinagem mecânica com disco adiamantado. A resistência ao impacto durante a usinagem depende do tamanho de grão do PZT, quanto menor o seu tamanho melhor será o desbaste do material pelo diamante da ferramenta (AKDOGAN; ALLAHVERDI; SAFARI, 2005).

Para aumentar a resistência da cerâmica verde, Abrar et al. (2004) reportou o uso do processo VPP “Viscous Polymer Processing” na preparação da mistura crua com consistência pastosa, onde o pó de PZT-5A passou antes por um processo de micro-moagem para diminuir sua granulação atual na ordem de um micrometro, e tanto a estrutura em cerâmica verde como a sinterizada apresentaram melhor resistência.

Infelizmente nenhum desses processos de fabricação da cerâmica e suas técnicas são capazes de superar completamente os problemas associados aos mecanismos de remoção encontrados nas cerâmicas. As mesmas propriedades físicas e mecânicas, únicas desses materiais que os tornam atrativos em aplicações avançadas, também é responsável pela maior barreira

encontrada na sua usinagem. As chamadas técnicas não abrasivas, que utilizam as energias termoelétricas e químicas, têm oferecido um acabamento superior do que as técnicas que utilizam a energia mecânica. No entanto, sua capacidade de remoção de material ainda é baixa e o custo de capital na aquisição dos equipamentos ainda é um obstáculo (STINTON, 1988).

O corte das cerâmicas pelos processos que utilizam energia mecânica ainda é a forma mais aceita e a mais usada pela indústria. Dentre os processos de corte de cerâmicas e materiais frágeis que utilizam energia mecânica, o processo de usinagem por abrasão através de máquinas retificadoras é o mais popular. Isso se deve em grande parte ao custo do processo, que é o mais econômico. As máquinas empregadas no processo de usinagem (no desbaste ou acabamento da cerâmica) estão disponíveis em uma grande variedade de tipos e formas. Essas máquinas têm conseguido atender a quase todas as aplicações na fabricação de peças em cerâmica que são usadas em componentes avançados. Outra vantagem está no fato de que o processo consegue remover uma quantidade superior de material e com maior velocidade, em comparação aos processos não abrasivos e menos convencionais, como por exemplo, os processos que utilizam o corte a laser. A produtividade também é um fator importante na escolha de um processo específico. É possível encontrar na literatura diferentes tipos de técnicas usadas no corte do bloco monolítico das cerâmicas. Embora não exista ainda um consenso sobre qual delas é a mais vantajosa, verifica-se na literatura técnica que especialistas e fabricantes de componentes avançados considera a usinagem abrasiva com diamante como a técnica mais usada na usinagem ou no corte das cerâmicas (FRANSE, 1990); (STINTON, 1988).

A técnica de corte abrasivo por discos adiamantados usada no corte de cerâmicas piezelétricas (comumente PZT), na fabricação de compósitos 1-3 e 2-2, é a mesma usada pela indústria microeletrônica na separação de componentes e cortes em substratos para a fabricação de micro-componentes pela indústria de semicondutores (JIANG; SONG; ZHANG, 2003); (GATZEN, 2001); (EFRAT, 1993).

De forma que ela só não é preferível em aplicações mais específicas onde não consegue atender exigências críticas quanto à qualidade topográfica da superfície da peça cortada, ou em cortes muito finos ou profundos, situação essa que definitivamente não é encontrada no processo de corte de piezocerâmicas para produção de compósitos com conectividade 2-2 e 1-3 para transdutores operando com frequências de até 5MHz. A única restrição ao uso dos discos de diamantes na fabricação de compósitos 1-3 e 2-2 está no limite da espessura de corte da ferramenta, que só pode atingir valores acima de 15 μ m (ABRAR et al., 2004).

Em geral cortar substratos frágeis e quebradiços como o PZT com lâminas muito finas (15 μ m, por exemplo) em profundidades de corte grandes não é muito desejável. A profundidade de corte nominal das lâminas com ligante a base de Ni eletrodepositado pode atingir até 30 vezes o valor de sua espessura nominal, nas lâminas a base de resina é um pouco menor, 25 vezes. Algumas lâminas especiais com ligante à base de ligas metálicas eletrodepositada, comumente ligas de Ni, alcançam até 46 vezes esse valor (GATZEN; MORSEBACH; TRICARD, 2001); o que significa que através do método DAFM pode se chegar a um fator R_h até nove (LUBTZ; WOLFF; PREU, 1993). A maioria dos fabricantes recomenda uma profundidade máxima de corte mais aconselhável para cada tipo de lâmina e processo requerido, considerando principalmente o tipo de material a ser cortado. Geralmente os fabricantes recomendam um vão de segurança entre a lâmina e o flange para prevenir o conjunto contra danos, o usual é atingir profundidades de até 2/3 da espessura nominal do fio de corte.

2.2 Evolução das máquinas de corte com discos abrasivos

No presente trabalho, o método de fabricação utilizado conhecido como “Dicing-And-Fill Method”, abreviado pela sigla DAFM é utilizado para a fabricação de compósitos 1-3 e 2-2. Em particular, no caso do processo DAFM para a fabricação de compósitos 1-3 e 2-2 com pilares/placas mais finos, faz-se necessário cortar blocos monolíticos de cerâmicas usando-se discos cada vez menos espessos.

Até a última década a frequência máxima de operação de um compósito produzido por esse método era de 5MHz, já que a largura máxima executável dos pilares estava em torno de 100 μ m, e sob condições especiais podia chegar até 10MHz usando-se lâminas com espessura na ordem de 50 μ m, mas não em uma escala comercial. Para se atingir frequências maiores e cortar a cerâmica com discos mais finos, só em protótipos produzidos em laboratório sob condições extremas. Lâminas com até 15 μ m já existiam, mas eram usadas somente em substratos de Si. Cortar blocos de PZT granulados com lâminas tão finas e gerar pilares longos e finos era um desafio para época, e só podia ser realizado em blocos de PZT especiais com granulação muito fina e otimizando-se o processo de corte, o que não é recomendável, pois, compromete a produtividade aumentando o custo de produção (TRASSLER; ALKOY; NEWNHAM, 1998); (TAKEUCHI et al., 1997); (LUBTZ; WOLFF; PREU, 1993); (BOWEN; FRENCH, 1992).

Ainda hoje essa realidade não mudou significativamente. Muitos autores têm se referido ao DAFM como sendo bem situado na produção de pilares de 50 μ m a 100 μ m. Para dimensões inferiores a estas, produzir compósitos 1-3 pelo método DAFM em escala produtiva ainda é um desafio. Os problemas ainda são os mesmos, a fragilidade da cerâmica granulada e o limite de espessura das lâminas de corte (AKDOGAN; ALLAHVERDI; SAFARI, 2005); (ABRAR et al., 2004); (NAKAGAMAE et al., 2004).

Na verdade o que mais motivou a produção de discos com lâminas de cortes cada vez menos espessas foram à indústria de semicondutores e a indústria de micro-componentes, que produzem versões cada vez menores de componentes presos no substrato que precisam ser separados, ou então precisam riscar ou cortar com precisão substratos cada vez mais finos em etapas preliminares na fabricação de componentes avançados que usam peças de cerâmica (JIANG; SOMG; ZANGH, 2003); (SUZUKI; ESASHI, 2000); (GATZEN; MAETZIG; SCHWABE, 1996); (FATH; WILLEKE, 1993) e (TANABE et al., 1885).

Para aumentar a eficiência do processo de separação dos componentes da cartela, houve a necessidade de se cortar, com maior velocidade de corte, substratos mais finos com canal de corte de separação cada vez mais estreitos. Isso só foi possível, diminuindo a espessura do disco de corte e aumentando a rotação do “spindle” (FOX, 2001).

A Fig. 2.1 apresenta os aspectos mais relevantes do corte e separação dos componentes presos no substrato da cartela.

Fig. 2.1: Processo de corte do substrato na separação das células

Cada célula na Fig. 2.1 representa um circuito integrado. Por isso, o corte do substrato da cartela pelo disco adiamantado não pode exceder a largura de separação das células, havendo assim uma largura de segurança menor que a espessura de separação do canal aberto. As dimensões reais das arestas dos canais cortados são diferentes das dimensões nominais, geralmente computadas pela espessura nominal do disco de corte e pela profundidade nominal

de corte determinada pelo incremento do avanço da ferramenta de corte. Na verdade as dimensões reais sequer chegam a manter uma tolerância razoável em relação às dimensões nominais. Isso ocorre porque a cerâmica frágil quando é cortada pelo diamante fragmenta-se e os pedaços de material desprendidos acabam alargando os canais de corte além das dimensões nominais da lâmina.

As diferenças entre as dimensões reais e nominais estão representadas na Fig. 2.2, onde:

a_e - profundidade nominal de corte, corresponde à profundidade nominal da lâmina determinada pelo incremento da máquina.

b_e - largura nominal do canal cortado igual a espessura nominal da lâmina de corte.

a_{ereal} - profundidade real do canal cortado.

b_{ereal} - largura real do canal cortado, esta largura é determinada pelo tamanho das maiores fragmentações superficiais no topo das arestas do canal cortado.

Fig. 2.2: Representação das dimensões de corte do canal: a) dimensões nominais do canal cortado, b) dimensões reais do canal cortado

No corte de substratos para a separação de células e abertura de canais em escala industrial, existe um critério próprio para assegurar uma tolerância mínima e pelo menos garantir a integridade dos componentes presos no substrato. Um critério que é muito aceito, considera o tamanho máximo da fragmentação ($f_{máx}^{topo}$) no topo das arestas do canal através da relação dada por (PAYDENKAR et al., 2004):

$$f_{máx}^{topo} = \frac{b_{ereal} - b_e}{2} \quad (2.1)$$

No caso da separação total do substrato, existe também o tamanho máximo permissível das fragmentações nas arestas do fundo do canal, dado por (PAYDENKAR et al., 2004):

$$f_{\text{máx}}^{\text{fundo}} = \frac{a_e}{3} \quad (2.2)$$

Esse critério não é uma regra geral, pois, existem processos em que esse limite de espessura é mais estreito e em outros em que este limite é mais grosseiro (JIANG; SONG; ZHANG, 2003); (ZHAO; SHI, 2003); (GATZEN, 2001); (SHAH; RAM, 1992) e (TANABE et al., 1985).

Na fabricação dos compósitos 1-3 e 2-2 utilizando método DAFM essas fragmentações não chegam a afetar as propriedades efetivas mais importantes do material, que embora dependam da fração volumétrica afetada pelas imperfeições do corte, não chegam a sofrer grandes mudanças. Como pode ser observado pela Fig. 1.2 e Eq. (1.2), variações em torno de 5% não interferem sensivelmente nas propriedades efetivas de maior interesse do compósito, o que pode ser comprovado modelo unidimensional proposto por Auld e Smith (1989). Sendo assim, assume-se que a largura dos canais de polímero é igual à espessura nominal da lâmina de corte $L_p = b_e$, já a espessura da amostra L_z é admitida como sendo igual à profundidade nominal de corte a_e . Embora esses defeitos não interfiram nas propriedades efetivas do compósito, certamente eles devem afetar e comprometer o processo de corte, sendo parte da motivação desse trabalho, um estudo do impacto das variáveis de controle do processo nas fragmentações de topo das arestas dos canais cortados.

A fabricação dos compósitos 2-2 e 1-3 pelo método DAFM também necessita cortar blocos monolíticos de cerâmica com lâminas cada vez mais finas e com maior profundidade, mas esta exigência além de uma questão de eficiência é mais técnica, por causa da influência dos modos laterais parasitas no modo de espessura requerido. Existe um limite de largura das tiras/pilares do reticulado na fabricação do compósito que deve ser respeitado, na verdade foi visto no Capítulo (1) que esse limite depende da chamada razão de aspecto, que é por definição a razão entre a espessura da estrutura do compósito e a largura dos canais de preenchimento da amostra e deve ser mantida a maior possível para livrar o transdutor das interferências causadas pela escala espacial da conectividade.

Produzir discos de corte com espessuras cada vez menores, exige muito da precisão da máquina, sobretudo de sua capacidade de atenuar vibrações provenientes do processo severo de remoção abrasiva no corte. Essas máquinas devem operar em rotações cada vez mais altas

para aumentar a resistência aparente do disco e minimizar a indução de defeitos no material usinado (MARINESCU et al., 2004); (ZHAO; SHI, 2003) e (SMITH, 1990).

As gerações mais antigas de máquinas de corte com discos adiantados eram capazes de trabalhar até 40.000rpm, hoje as mais modernas operaram em rotações acima de 80.000rpm, mantendo baixos níveis de vibrações. Assim, um disco de corte com espessura mínima em torno de 20 μ m pode ser usado. Toda essa revolução na qualidade e velocidade de corte com discos cada vez menos espessos se deve também aos avanços obtidos pelos fabricantes do disco de corte com flanges tipo “hubtype” nas propriedades mecânicas das lâminas.

Com esses avanços foi possível produzir lâminas de corte mais resistentes e duráveis, mesmo as convencionais à base de resina. Talvez a maior conquista alcançada por eles seja a descoberta dos chamados discos de corte com formato de cubo tipo “hubless”. O material do cubo da ferramenta são geralmente ligas leves e resistentes à base de níquel, enquanto que o ligante da lâmina é quase sempre uma liga à base de níquel eletrodepositado. Mais recentemente, foram disponibilizadas pela indústria novas versões de lâminas de corte para as duas versões de ferramenta, cubos e discos de corte, à base de metais sinterizados de alta resistência e mais duráveis. Esse avanço aumentou sensivelmente a resistência e duração das ferramentas, mesmo com espessuras muito pequenas. Hoje em dia é possível encontrar lâminas com espessuras menores que 15 μ m, sem mencionar a grande quantidade de tipos de lâminas disponíveis hoje no mercado que foram especialmente desenvolvidas para atender exigências muito específicas e ainda as que foram descobertas e estão por serem disponibilizadas em escala produtiva (FOX, 2001); (GATZEN; MORSEBACH; TRICARD, 2001) e (FATH; WILLEKE, 1993).

As duas versões de ferramenta estão apresentadas e discriminadas em maiores detalhes na Subseção 5.1.2 do Capítulo (5) do trabalho. No decorrer de todo o texto, o termo “disco de corte” servirá para referir-se aos dois tipos de ferramenta como sendo um rebolo de pequenas dimensões usado no corte preciso de cerâmicas acima de 5.000rpm. E o termo “lâmina de corte” para designar os materiais que constituem a fase abrasiva de diamante, o ligante e os poros desse tipo específico de rebolo.

Mesmo com todos esses avanços, produzir compósitos com escalas inferiores a 50 μ m, pelo método convencional DAFM através do corte do bloco monolítico (comumente PZT) em quantidade, custo e velocidade satisfatórios ainda é um grande desafio. Principalmente na preparação da estrutura 1-3, o segundo corte através de placas finas (menores que 50 μ m) tem ocasionado sua quebra e comprometido às estruturas do reticulado. Muitas alternativas têm sido usadas para aliviar o corte ou aumentar a resistência dos pilares, mas todas elas

comprometem sensivelmente a eficiência do processo e sistematicamente têm sido evitadas (SMITH, 1989).

Outro importante fator desolador é o fato de que as menores lâminas disponíveis no mercado têm a espessura de $\sim 15\mu\text{m}$. Ou seja, teoricamente segundo as equações (1.1) e (1.2) seria possível fabricar pelo processo de corte abrasivo, reticulados 1-3 e 2-2 com canais de preenchimento na ordem de $L_p=15\mu\text{m}$ de largura (espessura da lâmina) e pilares/placas de cerâmica na ordem de $L_c=12\mu\text{m}$ de largura para uma fração em volume de cerâmica em torno de 45% . Com essas dimensões seria possível então, produzir amostras compósitas 1-3 e 2-2 de cerâmica PZT e polímero epóxi com espessura $L_z\approx 30\mu\text{m}$ que atingisse frequências acima de 60MHz. Porém, nem o método DAFM e nem outros métodos, mesmo usando outras técnicas, tem conseguido atingir esse valor de forma satisfatória. Nessas circunstâncias a estrutura do reticulado torna-se muito frágil e se quebra facilmente. O método DAFM é capaz de fabricar reticulados com discos de corte até $50\mu\text{m}$ em amostras de piezocerâmicas e atingir frequências de no máximo 15MHz. Outros métodos têm conseguido produzir compósitos com espessuras inferiores a $250\mu\text{m}$ e pilares/placas com larguras menores que $20\mu\text{m}$ para atingir frequências em torno de 50MHz, uma meta que simplesmente não pode ser atingida, pelo menos por enquanto, pelo método DAFM (ABRAR et al., 2004); (NAKAMAE et al., 2004). Mesmo com essas limitações, o método DAFM ainda é o mais divulgado e popular que qualquer outro, além do que consegue produzir prontamente diversos tamanhos de compósitos com diferentes dimensões de placas e pilares simplesmente pela reposição de lâminas com espessuras diferentes e indexação nas duas direções de corte. Quando se fala na fabricação de compósitos 1-3 e 2-2 em menor escala de produção, com razão de aspecto R_h de 3 a 4 vezes a espessura da amostra, e pilares/placas com larguras maiores que $50\mu\text{m}$, com elevada velocidade de corte, flexibilidade e custo reduzido, o método mais empregado e aceito ainda é o DAFM. E para muitos autores ainda é o mais bem situado dentre os outros, por esse motivo (AKDOGAN; ALLAHVERDI; SAFARI, 2005); (TRASSLER; ALKOY; NEWNHAM, 1998).

3- FUNDAMENTOS DO CORTE ABRASIVO

3.1 Mecanismos de remoção abrasiva

De maneira geral os materiais cerâmicos diferem-se dos metais por causa da sua natureza interatômica de ligação, que é covalente. A distância entre os átomos na estrutura cristalina das cerâmicas é relativamente grande e com baixa simetria, o que leva o material a ter uma baixa densidade de elétrons na estrutura. Essa característica torna-os leves e frágeis, sua capacidade de deformação, em um regime plástico à temperatura ambiente, é limitada em contraste com os metais nas mesmas condições que possuem uma densidade maior, devido ao arranjo de átomos mais próximos entre si na estrutura cristalina. Por esse motivo, os metais e suas ligas são tidos como materiais dúcteis e fáceis de usar por possuir características mais favoráveis do que as cerâmicas. Os metais são materiais com: alta condutividade térmica, baixa porosidade, maior densidade do que as cerâmicas, alto índice de tenacidade à fratura (resistente à fratura podendo se deformar) e uma alta resiliência (resistência ao impacto). Tais características dos metais se devem a estrutura cristalina do material com boa simetria em contraste as cerâmicas. As cerâmicas possuem os valores de condutividade térmica, tenacidade à fratura e resiliência baixos. Por esse motivo quando estes materiais sofrem a ação de um carregamento que imponha tensões acima de seu limite de tenacidade à fratura, ele responde por fratura frágil e se quebram o que é comum acontecer durante a penetração do grão no processo de usinagem. Embora exista um limite de transição onde um material frágil pode se comportar como um material dúctil durante a usinagem (MAMALIS et al., 2002); (SREEJITH; NGOI, 2001); (HUTCHINGS, 1992).

O processo de usinagem abrasiva em cerâmicas pode envolver tanto escoamento plástico como fratura frágil. Em algumas circunstâncias o escoamento plástico ocorre sozinho, mas em circunstâncias normais, ambos ocorrem juntos. Mesmo em casos onde o material envolvido seja tido como idealmente frágil ou dúctil, de qualquer forma, no caso do material frágil a fratura frágil é mais favorecida e se torna predominante.

Modelos de desgaste abrasivo “2-corpos” têm sido desenvolvidos ao longo dos anos e dificilmente consideram a possibilidade dos dois mecanismos de remoção ocorrerem simultaneamente (MARINESCU et al., 2004); (HUTCHINGS, 1992).

Por isso quando se estuda a retificação abrasiva de um material, considera-se a sua natureza, se ele é frágil ou dúctil, para depois poder enquadrá-lo em um dos dois grupos de mecanismos de desgaste abrasivo isoladamente.

Os modelos mais comuns de remoção de material por abrasão que levam em consideração a natureza frágil ou dúctil do material se dividem em: modelos baseados nos mecanismos de remoção por fratura frágil, para os materiais frágeis, e modelos baseados nos mecanismos de remoção por escoamento plástico, para os materiais dúcteis.

No caso dos materiais cerâmicos, o mecanismo de corte quase-plástico (sempre referido como modo dúctil de retificação, Fig. 3.1) resulta em ranhuras superficiais que possuem uma aparência relativamente lisa.

Fig. 3.1: Remoção pelo modo dúctil

Escolhendo-se cuidadosamente os valores mais adequados dos parâmetros de retificação e controlando-se as variáveis do processo, pode se dizer que mesmo uma cerâmica pode ser retificada no modo predominantemente dúctil.

Já o modo frágil de retificação na Fig. 3.2 resulta em fratura frágil da superfície e sua fragmentação.

Fig. 3.2: Remoção pelo modo frágil

O modo dúctil por não apresentar maiores danos e ajudar a manter a resistência estrutural do material é geralmente preferido na usinagem (MARINESCU et al., 2004).

3.2 Fratura versus plasticidade-regime dúctil de remoção

Na remoção de materiais frágeis em retificação de precisão, ocorre uma transição de dois fenômenos bem distintos. Em profundidades maiores é mais comum a remoção por fratura ao passo que num desbaste bem mais superficial (0,1 micrometro, por exemplo) é mais comum ocorrer remoção pelo chamado modo dúctil de remoção, através do cisalhamento do material e formação de cavacos, como ocorre comumente em materiais dúcteis como os metais. Essa transição tem sido atribuída a fatores: mecânicos, térmicos e químicos. No caso do fator térmico ela é atribuída ao amolecimento do material ou até mesmo à fusão do substrato na zona de contato. Este fenômeno é observado em retificações convencionais. Já em retificações de maior precisão, mais superficial, ela se dá mais pelos efeitos mecânicos do que térmicos. Nesse caso existe uma “competição” entre os modos de remoção, remoção frágil pela fratura do material e dúctil pelo escoamento plástico do mesmo (FRANSE, 1990).

Os fenômenos que ocorrem durante o desbaste do material que consideram a formação de cavacos no modo dúctil de remoção estão ligados aos mecanismos de escoamento plástico do material, e os que consideram o modo frágil de remoção estão ligados aos mecanismos de fratura durante o desbaste que favorecem o aparecimento das trincas e fragmentações. Os mecanismos de remoção em materiais frágeis são quase sempre os mesmos evidenciados nos testes de endentação de cerâmicas e vidros, onde o tipo de endentador, cego ou pontiagudo, tem uma diferença marcante na deformação e remoção do material do substrato (FRANSE, 1990).

A profundidade crítica, onde ocorre esse limite de plasticidade nos materiais frágeis dando início à fratura está relacionada com a razão de plasticidade e fragilidade (tenacidade à fratura) do material, que de acordo com a relação de “Bandyopadhyay” pode ser estimada pela razão entre as energias - de deformação plástica e a de fratura. A partir dessa profundidade crítica, o material sofrerá fratura. Vale ressaltar que a energia de deformação plástica é menor que a de fratura, o que favorece a fratura (MARINESCU et al., 2004); (MAMALIS et al., 2002).

Essa relação entre as energias com a profundidade crítica de corte está representada por (MARINESCU et al., 2004):

$$\frac{E_p}{E_c} \approx Z_c \quad (3.1)$$

$.E_p$ - Energia plástica de deformação.

$.E_c$ - Energia de fratura.

$.z_c$ - profundidade crítica de corte.

Apontar um modelo que, através das condições de carregamento, profundidade de corte, atrito, lubrificação e tamanho e forma de grão, consiga descrever com segurança o limite desta transição (dúctil para frágil) observados no chamado regime dúctil de usinagem de cerâmicas, simplesmente não existe. Em boa parte isto se deve às dificuldades de se incorporar um critério de plasticidade e de fratura para o material. Os aspectos geométricos e de material tornam o modelo físico não linear e de difícil tratamento. Hoje se recorre a técnicas de simulação numérica com modelos não lineares para tentar reproduzir o que acontece nos processos de usinagens reais. Esses estudos têm demonstrado boa concordância com os valores alcançados pelos testes de endentação baseados na análise de tensões. Esses testes ainda são mais efetivos que modelos teóricos mais sofisticados e de difícil tratamento matemático (MARINESCU et al., 2004); (HUTCHINGS, 1992) e (FRANSE, 1990).

Existe uma diferença importante entre os valores da razão de elasticidade com a dureza, também conhecida como índice de fragilidade I_F , dos materiais dúcteis, metais e suas ligas, com os frágeis, cerâmicas e os não-metais:

$$I_F = E/H_s \quad (3.2)$$

Nos metais esse número I_F dado pela Eq. (3.2) é na ordem de 250, nas cerâmicas ele é da ordem de 20. Essa discrepância em I_F se deve à diferença na natureza interatômica dos materiais, à baixa densidade e pouca capacidade de deformação das cerâmicas que leva a valores de dureza H_s tidos como sendo relativamente altos. A rigidez associada à constante de elasticidade E das cerâmicas também é tida como alta, mas de qualquer forma o que realmente domina a natureza frágil de um material é o fator I_F , que no caso das cerâmicas e outros materiais tidos como frágeis é bem baixo (MAMALIS et al., 2002); (SREEJITH; NGOI, 2002).

Alguns modelos matemáticos mais simplificados têm proposto estabelecer um limite crítico de profundidade para prever o regime de transição onde se inicia a fratura do material frágil. Um modelo baseado no mesmo princípio da relação entre as energias de deformação e de fratura com a profundidade crítica considera o chamado índice de fragilidade como fator

preponderante na transição entre os regimes. Sendo assim, a profundidade z_c dependeria do índice de fragilidade do material I_F e constante de tenacidade à fratura K_c , e ambos dependeriam somente das propriedades mecânicas do material. Segundo o modelo, esse índice de fragilidade serve como critério para discriminar a fragilidade de diversos materiais, ao mesmo tempo em que serve como estimativa da profundidade permissível de usinagem para se chegar ao regime dúctil de remoção (SREEJITH; NGOI, 2002); (FRANSE, 1990).

$$z_c = \frac{E \cdot I_F^2}{H_s^3} \cdot C_g \quad (3.3)$$

C_g - é uma constante que depende da forma do abrasivo.

K_c - constante de tenacidade à fratura da cerâmica.

Muitos trabalhos têm demonstrado que em materiais frágeis, os defeitos superficiais de trincamento e fragmentações são causados pelo próprio corte, onde existe uma relação estreita com o tipo de mecanismo de remoção, e mais ainda, que o modo de remoção frágil torna-se o grande responsável por esses tipos de defeitos e que se o modo dúctil for alcançado no processo de corte por usinagem, esses defeitos tendem a diminuir sensivelmente ou até desaparecer (GATZEN, 2001).

De qualquer maneira, em retificações mais profundas, maiores que 200micrometros, como é o caso do corte de cerâmicas piezelétricas na fabricação de compósitos, esse chamado modo dúctil de remoção não pode ser atingido. A remoção por cisalhamento é negligenciada, uma vez que em profundidades como estas o limite de tenacidade do material é sempre excedido e o cavaco é removido em forma de fragmentos (lascas).

Na verdade, Efrat (1993) admite que as fragmentações nas arestas dos canais de corte causadas pelo corte do disco são inerentes ao processo e que, embora inúmeros esforços tenham sido feitos na otimização do processo e no desenvolvimento de máquinas mais modernas e precisas para minimizar a intensidade desses defeitos, nenhum trabalho mais profundo sobre as implicações destes fenômenos na qualidade do corte tem sido realizado.

Uma explicação da grande incidência desses defeitos causados pelo corte pode ser a brutalidade do contato do abrasivo com a superfície durante o corte. Os grãos abrasivos de diamante removem o material por cisalhamento gerando pressões de contato elevadas na interface. As pressões causadas pelo movimento da ferramenta acabam quebrando a resistência cristalográfica interna dos grãos do material frágil. A energia necessária para

quebrar esta resistência é fornecida pela potência do “spindle” e se transforma em energia cinética que é convertida na velocidade periférica dos grãos, que durante o impacto deve romper o material mais severamente. Esta interação agressiva, além do corte, também implica em imperfeições e defeitos no material. Os maiores são as trincas e fragmentos nas arestas do canal cortado. Parece existir então, um dilema aparentemente insolúvel, o modo dúctil é altamente desejado no corte de cerâmicas, no entanto só é alcançado em retificações mais superficiais, já cortar a cerâmica em profundidades maiores requer uma energia maior do que a de transição, sendo assim cortar materiais frágeis deve danificar a superfície. Pelo menos segundo os autores esses defeitos podem ser minimizados otimizando-se o processo, o que será discutido nas seções seguintes (MAMALIS et al., 2002); (GATZEN, 2001); (SREEJITH; NGOI, 2001) e (GATZEN; MAETZIG; SCHWABE, 1996).

3.3 Mecanismos de remoção abrasiva na retificação de materiais frágeis

A remoção de material frágil por uma ponta adiamantada tem sido largamente estudada na tentativa de elucidar e identificar os mecanismos de remoção envolvidos no processo de usinagem abrasiva de cerâmicas.

Um modelo idealizado de remoção por fratura frágil, negligenciando-se as contribuições dos efeitos dos mecanismos associados à deformação plástica do material frágil, é feito através de um contato pontual por um endentador pontiagudo (que pode ser uma partícula dura com aresta angular) deslizando contra a superfície. Nesse modelo assume-se que a remoção é ocasionada pelos cavacos fraturados gerados pela fragmentação e desprendimento do material durante a formação e crescimento das trincas laterais até a superfície. A dimensão da lasca desprendida depende então da profundidade em que a trinca lateral é formada e seu comprimento, de um modo geral a forma da lasca acompanha os limites da região deformada abaixo da superfície. A razão volumétrica de remoção é então estimada pelo volume deformado nesta região.

Os ensaios são feitos com uma ponta endentadora de diamante e executado em materiais cerâmicos, de modo que a seqüência de fenômenos encontrados nos testes de endentação é atribuída aos mesmos fenômenos observados na usinagem de materiais frágeis com grãos de diamante. O endentador possui dimensões bem definidas, mas pode ser uma representação aproximada do grão abrasivo das lâminas de corte, o efeito do endentador carregado penetrando o material pode ser admitido como sendo uma aproximação dos grãos abrasivos

adentrando o material, de tal maneira que os mesmos tipos de defeitos encontrados na superfície acabada são decorrentes dos mesmos fenômenos dos defeitos induzidos nos testes de endentação (GATZEN, 2001); (FRANSE, 1990) e (STINTON, 1988).

3.4 Modelos de remoção por fratura frágil

Em geral existem duas aproximações para investigar as iterações que ocorrem entre superfície e abrasivo na retificação de materiais cerâmicos (MARINESCU et al., 2004):

.a - aproximação pelos mecanismos de endentação - fratura, que são modelos idealizados de contato entre abrasivo e superfície que levam em conta os sistemas de imperfeições do material (falhas preexistentes) e o regime de deformação produzido pelo endentador.

.b - aproximação pelos mecanismos que envolvem medidas de esforços abrasivos acoplados com medições estocásticas de cavacos colhidos gerados do processo de corte. Através do uso de microscópios eletrônicos de varredura SEM “Scanning Electron Microscope” e do uso de microscópios de forças interatômicas AFM “Atomic Force Microscope”, é possível pela observação topográfica da superfície e pela observação das lascas mais os cavacos gerados na usinagem e coletados do fluido de corte, estabelecer os regimes de deformação e fratura do material e determinar o mecanismo de remoção dominante (MARINESCU et al., 2004); (HANS, 2000).

Embora as técnicas SEM e AFM possam ser usadas na elaboração de modelos de remoção baseados na interação entre superfície e abrasivo no processo de retificação, elas são mais usadas na confirmação e investigação de danos superficiais e sub-superficiais em amostras usinadas pelo processo de retificação.

No volume estocado de material removido durante a retificação superficial de cerâmicas constata-se uma composição de resíduos com materiais da superfície de trabalho que sofreram micro fratura frágil e materiais que sofreram cortes quase-plásticos formando cavacos.

No caso de cortes mais profundos produzidos pelo processo de retificação esses resíduos deformados plasticamente e removidos por cisalhamento são negligenciáveis, especialmente em cerâmicas mais quebradiças como o PZT.

3.4.1 Efeito do endentador com ponta arredondada

O efeito de um endentador com ponta arredondada (abrasivo com aresta de corte arredondada) pode ser aproximado do modelo de contato conforme, esfera-plano, proposto por Hertz.

O contato da esfera contra o plano gera um campo elástico de tensões no volume abaixo da superfície da Fig. 3.3 (a).

Fig. 3.3: Formação da trinca em forma de cone pelo endentador esférico

Estas tensões compressivas tendem a crescer no perímetro da área de contato com o aumento do carregamento, supondo que esse carregamento atinja um valor crítico $F=F^*$, que depende também de outros fatores como: geometria da partícula, do coeficiente de atrito e do módulo de elasticidade do material, dá-se início a formação de uma trinca em forma de cone (cone de Hertz) no perímetro da área de contato da Fig. 3.3 (b).

A tensão de ruptura, σ , atinge seu valor de máximo nas bordas de contato da esfera com o plano dado por (HUTCHINGS, 1992):

$$\sigma_{\max} = (1-2\nu) \cdot P_{\text{nom}} \quad (3.4)$$

$$P_{\text{nom}} = F/(\pi \cdot A_c^2) \quad (3.5)$$

A_c - comprimento da área de contato.

P_{nom} - é a pressão normal de contato exercida na área de contato.

ν - é a constante de Poisson.

A trinca se inicia fora da região de contato entre a esfera e o plano, dependendo do carregamento ela pode propagar para dentro do material. Um futuro carregamento poderá promover, através de uma força acionadora, sua propagação para dentro do material na

mesma direção da região comprimida pelo endentador. Essa propagação ocorre pelo alívio das tensões acumuladas nessa região, ou seja, o crescimento da trinca é uma resposta natural do próprio material à deformação.

Se ocorrer a deformação plástica dentro do material na região hemisférica, Fig. 3.3 (a), um novo carregamento com uma intensidade maior do que aquele que gerou a trinca de cone dará início à formação de uma nova trinca. Esse novo tipo de trinca tem sua origem no limite plástico da região deformada. A trinca recebe o nome de “trinca média”, por causa da sua localização. Essa trinca cresce a partir desse limite plástico na região deformada propagando-se para dentro do material, e tende a se fechar com o descarregamento. Um ciclo bem rápido de carregamento e descarregamento previne completamente seu aparecimento (FRANSE, 1990).

Smith (1990) sugeriu que o modo frágil de remoção em velocidades elevadas do rebolo estaria ligado, além de outros parâmetros de usinagem, a geometria do abrasivo, onde grãos com arestas arredondadas diminuem a ocorrência de danos superficiais gerados durante o processo abrasivo. Segundo ele, grãos pontiagudos tendem a concentrar mais tensões no ponto de contato e induzir trincamentos durante a endentação do abrasivo, ao passo que grãos com arestas mais arredondadas tendem a distribuir melhor as tensões aumentando assim a resistência do material pela diminuição do carregamento crítico do endentador pontiagudo responsável pelo trincamento. Entretanto, o estudo não leva em consideração outros efeitos, como o atrito e as energias de deformação e de fratura, e nem uma possível formação das trincas de cone.

3.4.2 Efeito do endentador pontiagudo

O carregamento pontual causado por um endentador pontiagudo (que pode ser uma partícula abrasiva rígida com arestas de corte pontiagudas) se sucede da seguinte forma, por uma sequência de eventos ilustrada na Fig. 3.4.

Fig. 3.4: Crescimento e formação das trincas laterais pelo endentador pontiagudo

O endentador pontiagudo gera um campo elasto-plástico de tensões abaixo da superfície livre. No ponto inicial de contato ocorrem tensões elevadas, levando-se em conta que se a ponta do endentador é muito fina (raio de curvatura $\rightarrow 0$) e então há uma singularidade de tensões nesse ponto. Essas tensões elevadas, a de cisalhamento e a de compressão hidrostática, são aliviadas por uma deformação plástica local do material ou por um aumento de densidade do material comprimido ao redor da ponta do endentador. Nessa região quando a endentação atinge um limite crítico de carregamento, que depende da geometria da partícula, do

coeficiente de atrito e do módulo de elasticidade do material, a tensão de ruptura inicia então uma trinca vertical que se propaga no plano médio de contato formado pela ponta com a superfície e aumenta à medida que o carregamento intensifica-se, a abertura da trinca também deve aumentar com o carregamento intensificando-se. Essa trinca recebe o nome de “trinca média”, o crescimento de sua abertura e sua propagação para o fundo do volume do material se deve apenas ao carregamento F crescente. Essa trinca se estabiliza e se fecha com o descarregamento e pelo menos em primeira instância não causa a remoção de material, e sim danos ao material, tanto na superfície acabada como na região abaixo dela, onde a trinca média se propagou (HUTCHINGS, 1992).

À medida que o descarregamento da partícula vai acontecendo, a trinca vai se fechando. Em um dado ponto onde a trinca já se fechou, em um limite crítico da região fraturada, uma futura diminuição no carregamento da partícula endentadora acarreta na formação e crescimento de trincas com aberturas laterais, por isso elas recebem o nome de “trincas laterais”. A formação destas trincas laterais se deve às tensões elásticas residuais causadas pela acomodação do material na região deformada ao redor do contato.

Quando a superfície é totalmente descarregada, as trincas laterais que se abrem e tendem a curvar-se no limite da região deformada podem aflorar até a superfície livre.

Ao contrário da trinca média que não deve causar remoção imediata de material, as trincas laterais que afloram até a superfície livre causam remoção imediata de material e a elas é creditada a maior quantidade de material removido da superfície no modo frágil de remoção.

Na retificação, esse tipo de trinca lateral pode ainda ocorrer pela ação de abrasivos com arestas arredondadas sob picos baixos de carregamento onde seu aparecimento pode ocorrer durante o descarregamento da ponta. Nesse caso a trinca possui forma bem peculiar, tipo “pit”, onde uma pequena porção de material desprendido paralelo à superfície é observada (FRANSE, 1990).

Para Stinton (1988) o processo abrasivo pode motivar ainda o aparecimento de um novo tipo de trinca conhecida como trinca radial (Fig. 3.4), e que de fato elas ocorrem em um número grande de pontos ao longo do canal de corte. Segundo o autor a trinca propaga-se perpendicularmente a superfície de trabalho e tende a crescer na mesma direção do caminho de corte do abrasivo, e que o seu aparecimento provavelmente seria resultado da concentração de tensões trativas altas no contato causado pelo abrasivo durante sua passagem. Em trabalho mais recente, Franse (1990) mostrou que este tipo de trinca é creditado ao crescimento da trinca lateral até a superfície, e posterior crescimento na direção da ranhura até formar a trinca radial abaixo da região deformada pelo abrasivo durante sua passagem.

3.4.3 Efeito das vibrações nos tamanhos dos fragmentos das arestas cortadas dos riscos

Outro fator que contribui para a indução de defeitos no corte das cerâmicas é a vibração. No corte das cerâmicas pelo disco abrasivo, dois tipos de vibrações são comuns durante o processo. O primeiro tipo é conhecido como vibrações radiais e são atribuídas a desbalanceamentos no conjunto montado, flange-disco no eixo árvore do “spindle”. Quando o “spindle” gira em altas rotações esse desbalanceamento gera forças centrífugas na direção radial do disco de corte. Por exemplo, uma adição de massa num ponto do disco gera uma força periódica dada pela Eq. (3.6) que excita vibrações radiais no disco de corte. Uma montagem cuidadosa do disco no eixo árvore e um balanceamento do conjunto são recomendados para minimizar essas vibrações.

$$F_c = m \cdot \omega^2 \cdot r_s \quad (3.6)$$

. F_c - força centrífuga no disco de corte.

. m - massa desbalanceadora no disco de corte.

. ω - rotação angular do disco de corte.

. r_s - raio do disco de corte.

Segundo Efrat (1993), desbalanceamentos desse tipo na ordem de 0,15 a 0,5g são comuns em montagens, e pelo menos no corte do silício, não devem afetar na indução de defeitos e na geração de fragmentações significativas no material usinado. Mesmo em um processo com um desbalanceamento forçado de 1,1g não foi detectado nenhum aumento significativo nos tamanhos das fragmentações nas arestas de topo cortadas. Uma possível explicação se deve ao fato de que esses desbalanceamentos não são significativos nos deslocamentos radiais do disco em rotações altas, mesmo com a vibração. O seu efeito passa a ser então similar a uma pequena protuberância na superfície da lâmina que pode ser confundida até mesmo com o tamanho de um abrasivo na média.

Embora esse tipo de vibração não seja importante nos tamanhos das fragmentações, ela comprovadamente afeta outras variáveis do processo e no desgaste da lâmina de corte, e por isso deve ser minimizada.

Os outros tipos de vibrações são as vibrações atribuídas a excitações exteriores, a erros decorrentes da indexação do sistema de acionamento nos movimentos axiais relativos do

disco em relação ao plano x, y da mesa (folgas), ou até mesmo podem ser induzidas como uma componente dos modos radiais.

Segundo experimentos realizados por Efrat (1993) no silício, tais vibrações não apresentaram um impacto grande no tamanho das fragmentações nas arestas de topo, mas mostraram um aumento significativo nas larguras dos canais cortados com o aumento das vibrações axiais (aumento das folgas). Os experimentos demonstraram ainda que possivelmente a maior contribuição para a vibração axial se deve à componente da vibração radial mais do que a contribuição das folgas no plano da mesa. Se por uma vez, essas vibrações não tenham tanto impacto nas fragmentações de topo das arestas dos riscos cortados, certamente são responsáveis por contribuir para o destacamento e desprendimento dos pilares/tiras frágeis do reticulado durante o corte.

4- MODELOS CINEMÁTICOS DE CONTATO ABRASIVO

4.1 Introdução

As análises a partir do modelo cinemático se baseiam na influência que os parâmetros de controle da máquina como, velocidade periférica do disco de corte, velocidade de avanço da mesa e profundidade de corte exerce no processo de corte e na superfície acabada. Na análise cinemática duas considerações tornam-se importantes. A primeira consideração a ser feita é sobre a dureza do grão. Assume-se que sua dureza é muito maior que a do substrato, isto permite afirmar que o grão abrasivo mantém sua completa integridade quanto a sua forma e tamanho no contato abrasivo durante a usinagem. A segunda, e não menos importante, diz respeito à remoção do material pelo abrasivo na abertura do caminho da ferramenta durante o desbaste, a geometria do caminho do abrasivo quando ele é arrastado contra a superfície de trabalho (MARINESCU et al., 2004); (HANS, 2000).

Quanto à remoção de material pelo rebolo, cada grão atua individualmente como uma ferramenta de corte deslocando o material em seu caminho de desbaste para que a soma dos efeitos dos grãos individuais produza o corte desejado do material pela ação conjunta de todas as arestas cortantes dos grãos ativos na lâmina de corte.

Fica evidente então que não importa como e onde o abrasivo irá remover o material. Nos materiais dúcteis este modo remoção depende, além dos parâmetros da máquina e da lâmina, do mecanismo de remoção que é influenciado pelo regime de deformação do material, onde o material deformado poderá, ou não, fraturar e ser destacado por cisalhamento. Na usinagem dos materiais cerâmicos o que mais interfere no desbaste da ferramenta são as fragmentações e trincas causadas pelo impacto dos grãos da lâmina no material frágil, contudo os parâmetros usados no modelo cinemático de contato das cerâmicas são os mesmos dos empregados nos materiais dúcteis por não considerar a natureza do material nem os mecanismos de remoção diferenciados de cada um. Portanto, o modelo não considera se cavaco poderá ou não ser formado e nem a quantidade de material deformado ou removido ao longo do caminho aberto pelo abrasivo que não foi desprendido (MARINESCU et al., 2004); (HANS, 2000).

A análise considera apenas que o abrasivo deverá sob quaisquer circunstâncias remover o volume em seu caminho durante o desbastamento, e supõe-se que ele é removido da superfície em forma de cavaco com forma bem definida. Dá-se o nome a este material

idealizado removido de “cavaco não-cortado” ou “cavaco não-deformado”. Na análise cinemática, apenas a geometria dos grãos e do cavaco é levada em conta como consequência da ação de corte de uma determinada ferramenta de corte em resposta aos parâmetros de entrada do processo e sua influência na qualidade do corte produzido (MARINESCU et al., 2004); (HANS, 2000).

As figuras, 4.1 (a) e (b) mostram respectivamente o caminho de corte aberto pelo abrasivo duro arrastado contra a superfície e as dimensões nominais e máximas da sua secção transversal que devem ser iguais a largura do cavaco removido da superfície pelo abrasivo do rebolo (MARINESCU et al., 2004).

Fig. 4.1: a) Valores das espessuras e larguras nominal e máxima que o abrasivo real pode ter, e a largura do risco que cada um pode produzir, b) geometria do risco desbastado pelo abrasivo do rebolo sem considerar o movimento de avanço da máquina ($s=0$)

O volume nominal do cavaco não-deformado é dado pelo produto da espessura nominal do cavaco não-deformado, sua largura nominal e o comprimento nominal de contato (l_c), assim:

$$V_{nom} = h_{nom} \cdot b_{nom} \cdot l_c \quad (4.1)$$

Onde:

h_{nom} - espessura nominal do cavaco não-deformado, a espessura real varia de 0 a $h_{máx}$.

b_{nom} - largura nominal do cavaco não-deformado, a largura real varia de 0 a $b_{máx}$.

l_c - é comprimento nominal do cavaco não-deformado, equivale ao comprimento da zona de contato também chamada de “arco de contato”.

O volume nominal multiplicado pelo número de grãos ativos resulta numa estimativa do volume total removido de material da superfície em um único passe da ferramenta abrasiva. É importante ressaltar que nem todas as iterações que ocorrem entre grão e superfície vão gerar cavacos e que uma quantidade grande desses cavacos gerados, será tanto, bem maiores como menores ao seu tamanho nominal. Para que haja consistência entre os volumes, considera-se que os tamanhos nominais dos cavacos não-deformados sejam consistentes com o tamanho médio dos cavacos removidos por cada grão da lâmina do rebolo no volume estocado.

Na verdade, costuma-se usar esse volume removido e estocado para primeiro definir o tamanho médio dos cavacos removidos no processo e para depois definir a espessura nominal do cavaco não-deformado. Isto é feito porque o processo abrasivo de remoção depende das variáveis de controle da máquina.

4.2 Variáveis de controle da máquina

As variáveis de controle dependem do tipo de máquina e dos parâmetros do processo. Elas são importantes porque definem os parâmetros de entrada do processo e dependem exclusivamente da máquina empregada no processo. As variáveis de controle são usadas na otimização de um processo. No caso dos modelos cinemáticos de contato abrasivo elas ajudam pelo menos quantitativamente a interpretar as variações produzidas na superfície cortada pela mudança dos valores dos parâmetros de entrada da máquina. As principais variáveis de controle consideradas são: a velocidade de corte do disco v_s , a velocidade de avanço da mesa v_w e a profundidade de corte a_e do material (BIANCHI et al., 2001); (HAN et al., 2001) e (KOMPELLA; FARRIS; HANDRASEKAR, 2001).

4.3 Razão de retificação

A razão de retificação G dada pela Eq. (4.2) fornece uma estimativa da medida da quantidade de material que é removida da superfície de trabalho por unidade de volume gasto da ferramenta. O volume gasto da ferramenta é uma medida do volume periférico do rebolo gasto durante o passe da ferramenta a cada ciclo (HANS, 2000). Para uma razão $G=100$, espera-se que o rebolo remova uma proporção de 100 unidades de volume de material da superfície para cada unidade de volume gasto da ferramenta (RITCHIE, 1996).

$$G = \frac{V_w}{V_s} \quad (4.2)$$

Para um valor de $G \sim 1$, considerado baixo, significa que o abrasivo não é duro o suficiente para executar o trabalho, o que corresponde a uma alta taxa de desgaste da ferramenta no processo, enquanto que um valor muito alto, em torno de 1.000, significa que a ferramenta é muito dura para a tarefa; podendo haver uma vitrificação lenta dos grãos da ferramenta, e uma futura ocorrência do aumento dos esforços na lâmina durante o processo e corte com acabamento inferior (MARINESCU et al., 2004).

4.4 Análise básica da superfície riscada

A micro-fresagem apresentado por Alden e Guest datado de 1914 foi a base para os modelos cinemáticos de contato abrasivos usados inicialmente na interpretação dos fenômenos que ocorrem no processo de usinagem abrasiva. Mais tarde, Tonshof concluiu que através da micro-fresagem é possível reproduzir as condições normais de retificação na maioria das aplicações práticas e representar os modelos cinemáticos de contato abrasivo. A analogia da retificação com a micro-fresagem é feita em torno da visão macroscópica da lâmina, onde cada grão é tratado como uma ferramenta individual análoga a uma fresa, mas ao mesmo tempo em que admite que o tamanho e a forma dos abrasivos e a localização de suas arestas cortantes são eventos totalmente aleatórios, diferentemente das fresas que possuem distribuição e forma bem definida no corpo da ferramenta (MARINESCU et al., 2004).

O processo abrasivo é, em geral, um processo estocástico em sua essência o que pode ser comprovado pelas seguintes considerações: o espaçamento entre os grãos, a profundidade de penetração dos grãos na superfície de trabalho, a parte exposta do abrasivo na superfície da ferramenta, o tamanho do abrasivo e as formas das arestas cortantes, são variáveis aleatórias. A implicação da natureza estocástica da usinagem não permite supor que o processo possa ser extrapolado para uma sequência de eventos não aleatórios. Essa aproximação não leva uma estimativa consistente do volume estocado do processo com as variáveis de controle da máquina, mesmo pela média dos volumes dos cavacos removidos. O cavaco é apenas uma representação dos vários volumes deslocados pelos grãos abrasivos, mas pelo menos deve haver uma consistência entre o cavaco não-deformado e o volume removido, mesmo que as

arestas cortantes estejam distribuídas aleatoriamente (MARINESCU et al., 2004); (HANS, 2000) e (RITCHIE, 1996).

Como alternativa às variáveis aleatórias, os modelos cinemáticos aproxima os seus valores relativos aos parâmetros de trabalho através de uma média ponderada que é bem melhor do que considerar a usinagem um processo não aleatório, que pode ser feito na micro-fresagem. No entanto, esta idealização é útil e pode ser feita na modelagem que estuda o comportamento individual de um único grão abrasivo como ferramenta. A Fig. 4.2 (a) mostra uma perspectiva macroscópica do comportamento individual de um grão no desbaste da superfície de trabalho e geração do cavaco durante o passe da ferramenta. A geometria do cavaco gerado durante o passe da ferramenta é determinada pelos movimentos relativos de rotação do rebolo combinado com o movimento linear de avanço da mesa representados na Fig. 4.2 (b) (MARINESCU et al., 2004); (HANS, 2000) e (RITCHIE, 1996).

Fig. 4.2: Analogia entre o microfresamento e a usinagem: a) representação do passe da ferramenta durante o desbaste, b) geração do cavaco no arco de contato

L - espaçamento longitudinal médio entre os grãos ou limite do fio de corte define a distância nominal entre as arestas cortantes dos grãos abrasivos.

s - razão de alimentação: avanço por número de arestas cortantes.

Assume-se então que os pontos A, B, C e D é uma representação do cavaco gerado no arco de contato para cada iteração L decorrente entre os abrasivos da ferramenta com a superfície de trabalho no período T_0 . A cada iteração como esta, é assumida a analogia coma a micro-fresagem, e se espera que uma média das variáveis aleatórias seja consistente com o comportamento real do processo, onde o valor médio do cavaco geométrico, ou cavaco não-deformado dado pelos pontos A, B, C, e D deva ser consistente com o valor médio dos cavacos reais no volume estocado.

O período gasto para que o próximo grão adentre a superfície no instante O_1 enquanto o outro já está penetrado no instante O_0 é dado pela relação (MARINESCU et al., 2004); (HANS, 2000):

$$T_o = \frac{L}{v_s} \quad (4.3)$$

O percurso s da superfície de trabalho (avanço) neste intervalo de tempo é dado por:

$$s = \frac{v_w}{v_s} \cdot L \quad (4.4)$$

O comprimento l_c do arco de contato pode ser definido pela relação:

$$l_c = \sqrt{d_s \cdot a_e} \quad (4.5)$$

4.5 Profundidade de penetração do grão ou espessura do cavaco não-deformado

A Fig. 4.3 mostra a espessura máxima $h_{m\acute{a}x}$ do cavaco formado no arco de contato, considerando-se o movimento de avanço v_w da máquina. A geometria do cavaco está também representada na Fig. 4.2 (b) pelos mesmos pontos A, B, C e D formados no arco de contato.

Fig. 4.3: Representação esquemática da espessura máxima do cavaco não-deformado, igual ao segmento de reta $\overline{AB}$ da figura

Considerando-se a geometria do cavaco formado no arco de contato durante os instantes de tempo O_0 e O_1 pode-se extrair, de forma simplificada, uma expressão para o tamanho da

espessura do cavaco da Fig. 4.3 relacionando-se as variáveis geométricas, s , L e d_s com as variáveis de controle da máquina, v_s , v_w e a_e como mostra a Eq. (4.6) (BIANCHI et al., 2001); (KOMPELLA; FARRIS; HANDRASEKAR, 2001).

$$h_{m\acute{a}x} = 2s \sqrt{\left(\frac{a_e}{d_s}\right)} = \frac{2v_w \cdot L}{v_s} \sqrt{\left(\frac{a_e}{d_s}\right)} \quad (4.6)$$

Uma expressão usada para indicar a espessura máxima que o cavaco pode atingir $h_{m\acute{a}x}$ dado pela Eq. (4.7), tem sido também empregada na análise de processos de usinagem convencionais. Ela leva em consideração o efeito das propriedades da lâmina nos parâmetros do processo. Essa expressão, mais completa, leva em conta ainda, além das variáveis de controle da máquina e a geometria do corte, as relações empíricas da superfície riscada.

$$h_{m\acute{a}x} = \sqrt{\frac{4v_w}{C \cdot C_r \cdot v_s} \left(\frac{a_e}{d_s}\right)^2} \quad (4.7)$$

Os dois parâmetros que dependem da lâmina e da superfície riscada estão representados respectivamente na Eq. (4.7) pelas constantes $C=1/L \cdot B$ e C_r (BIANCHI et al., 2001); (KOMPELLA; FARRIS; CHANDRASEKAR, 2001), onde:

C - é a densidade de arestas cortantes e depende do espaçamento lateral médio entre os grãos dado por B e do espaçamento longitudinal médio na direção de corte dado por L (BIANCHI et al., 2001); (HAN et al., 2001).

C_r - é uma constante que depende somente dos parâmetros da lâmina, ela é determinada a partir da razão entre a espessura e a largura do cavaco medido diretamente do risco produzido pelo abrasivo na superfície de trabalho (HAN et al., 2001); (KOMPELLA; FARRIS; CHANDRASEKAR, 2001).

4.5.1 Tipos de movimentos do rebolo usados no processo de retificação plana

No processo de retificação plana representada na Fig. 4.4, dois tipos diferentes de movimentos são possíveis: o movimento UG-“Up Grinding” e o movimento DG-“Down Grinding”.

Fig. 4.4: Tipos de movimento em retificação plana

O movimento UG é o movimento do rebolo em sentido oposto ou não-concordante ao do movimento de avanço da mesa. O movimento DG possui o movimento do rebolo em mesmo sentido ao do avanço da mesa, ou em sentido concordante.

O tipo de movimento na retificação é importante por que tem influência tanto no comprimento cinemático de contato como na espessura do cavaco. No movimento UG o comprimento do cavaco gerado é aumentado e sua espessura é diminuída em comparação ao movimento DG, mantidas as demais condições de trabalho. Sendo assim, pela simples inversão de movimento pode se esperar um cavaco mais curto e grosso para o movimento concordante DG e um cavaco mais comprido e fino para o movimento não-concordante UG. Para velocidades v_w pequenas o tamanho e a forma dos cavacos são quase os mesmos (MARINESCU et al., 2004).

Outro fator do tipo de movimento na retificação é o forte impacto que ele exerce nos carregamentos do rebolo e na superfície de trabalho. Para o tipo de movimento não-concordante UG pode-se esperar que o rebolo exerça tensões de tração na superfície de trabalho durante a remoção, e tensões compressivas para o movimento concordante DG. A natureza de tração ou compressão desses carregamentos interfere nos mecanismos de remoção do material e no desgaste do rebolo. No movimento DG a tendência do grão sofrer fraturas é maior por causa dos choques sofridos pelos grãos durante o processo ser maiores do que no movimento UP. Essa fratura pode ser desejável se seu efeito for controlado. Ela ajuda a

regenerar as arestas cortantes ativas e a manter o poder de corte da lâmina, mas pode acelerar o desgaste. De qualquer forma, a decisão do melhor tipo de movimento na retificação de um material vai depender do tipo material e dos parâmetros de usinagem (MARINESCU et al., 2004); (HANS, 2000); (RITCHIE, 1996) e (STINTON, 1988).

4.6 Espessura equivalente de cavaco

Este parâmetro é quase sempre empregado por causa de sua simplicidade. Ele serve como estimativa da profundidade de penetração do grão na superfície. Como os parâmetros L e B dependem na prática da profundidade de corte do grão que varia com o desgaste da ferramenta e com a distribuição aleatória dos grãos, torna-se difícil de medi-los então usualmente recorre-se a h_{eq} que é por definição (BIANCHI et al., 2001); (KOMPELLA; FARRIS; HANDRASEKAR, 2001):

$$h_{eq} = \frac{a_e \cdot v_w}{v_s} \quad (4.8)$$

Pela expressão (4.8) nota-se que h_{eq} não depende do tamanho do grão e da lâmina do rebolo, ou seja, existem valores similares para h_{eq} para diferentes tipos de lâminas com abrasivos com tamanhos nominais diferentes. Por meio da expressão da Eq. (4.8) não é possível associar h_{eq} com a razão de desgaste do rebolo e nem estimar a rugosidade superficial produzidas por diferentes lâminas.

Por ser uma expressão fácil de ser usada, e relacionada de forma direta e objetiva com as variáveis de controle da máquina ela está presente em trabalhos na literatura, e pelo menos quantitativamente tem demonstrado boa concordância com valores reais medidos (MARINESCU et al., 2004).

4.7 Forças de retificação e energia consumida no processo

A máquina de corte consome muita energia durante a remoção. Boa parte dela é dissipada e não é totalmente gasta na remoção do material. A energia dissipada que não resulta na remoção de material limita a potência disponível da máquina empregada no processo. Essa energia perdida está associada ao atrito que além de comprometer a eficiência do processo também é responsável pela geração de calor. A perda de energia gerada pelo atrito pode ser computada pela eficiência na remoção de material do processo.

Para que haja uma razão alta de remoção, os seguintes aspectos deverão ser observados: a velocidade periférica do disco deve ser alta para permitir que o abrasivo carregue uma maior quantidade de energia até o ponto de contato, o abrasivo afiado e um regime de lubrificação eficiente ajudam a reduzir os esforços diminuindo a potência requerida da máquina aumentando a eficiência do processo. Uma maior área de contato aumenta o número de arestas cortantes nos pontos de contato e leva também a um aumento na razão de material removido.

Em um processo abrasivo as forças que atuam na região de contato podem ser divididas em três componentes, cada uma exerce um papel distinto no processo de corte e a denominação de F_t , F_a e F_n é feita de acordo com a direção onde cada força atua. A força tangencial F_t é fruto da velocidade do disco v_s e atua tangencialmente ao movimento de rotação do disco na superfície periférica da lâmina, na mesma direção e sentido da velocidade do abrasivo no ponto de contato. Essa força é a principal responsável pela dissipação da energia disponível da máquina. Sua intensidade depende da potência da máquina e apenas uma parte dela é gasta no processo. As expressões a seguir fornecem a relação de F_t requerida Eq. (4.9) e a $F_{t\max}$ dada pela Eq. (4.10): (BIANCHI et al., 2001); (HAN et al., 2001); (KOMPELLA; FARRIS; HANDRASEKAR, 2001) e (RITCHIE, 1996).

$$W = F_t \cdot v_s \quad (4.9)$$

$$W_{\text{nom}} = F_{t\max} \cdot v_s \quad (4.10)$$

Onde,

W - é a potência requerida gasta no processo e W_{nom} é a potência máxima disponível da máquina determinada pela potência útil do “spindle” e $F_{t\max} > F_t$.

A força normal F_n atua perpendicularmente à superfície da lâmina no ponto de contato e é proporcional à profundidade de corte. Essa força é uma resistência natural que a ferramenta encontra para cortar. Uma maior quantidade de energia e maior profundidade são requeridas para remover uma quantidade maior de material. Sendo assim ela também é a maior responsável pelas deflexões δ , tanto do rebolo como do substrato e também da estrutura da própria máquina. Por ela ser responsável pela maior reação no ponto de contato ela é consideravelmente maior que F_t .

Uma estimativa da deflexão δ para um sistema linear é comumente feita tomando-se o valor de rigidez equivalente do sistema K_m com o valor de F_n medido (KOMPELLA; FARRIS; HANDRASEKAR, 2001); (FRANSE, 1990); (SMITH, 1990).

$$\delta = \frac{F_n}{K_m} \quad (4.11)$$

A força F_n também depende da afiação do corte da lâmina do disco de corte ou rebolo que depende das arestas cortantes vivas e da dureza da superfície de trabalho.

A força axial F_a é oriunda dos movimentos axiais da ferramenta gerados por vibrações e folgas e tende a crescer com eles. Entre as outras duas forças é a que possui menor intensidade.

4.7.1 A natureza das forças de retificação

A força resultante em um processo de retificação abrasiva se deve a soma dos componentes de forças reativas que agem em cada um dos grãos ativos durante o contato. A Fig. 4.5 ajuda a elucidar os esforços que atuam nos grãos. Cada componente de força citado acima pode ser admitido como sendo uma soma das contribuições de cada componente atuando individualmente nos grãos ativos em um dado instante de tempo. Assim, valeu as relações dadas pelas equações (4.12), (4.13) e (4.14) (MARINESCU et al., 2004); (HAN et al., 2001); (STINTON, 1988):

Fig. 4.5: Componentes discretas das forças que atuam nos grãos ativos durante o contato

$$\overline{F}_n = \sum_{i=1}^i \overline{f}_n \quad (4.12)$$

$$\overline{F}_t = \sum_{i=1}^i \overline{f}_t \quad (4.13)$$

$$\overline{F}_a = \sum_{i=1}^i \overline{f}_a \quad (4.14)$$

Finalmente uma estimativa da força resultante F_r , (Eq. (4.15) e Fig. 4.6) empregada no processo pode ser feita pela soma vetorial dos valores médios de cada componente da Fig. 4.5.

$$F_r = \sqrt{F_t^2 + F_n^2 + F_a^2} \quad (4.15)$$

Fig. 4.6: As três componentes de forças discretas resultantes que atuam no rebolo

Pelas expressões de (4.12) a (4.15), se nota que a força resultante no processo é um parâmetro que muda instantaneamente já que ele depende do número de grãos ativos que entram em

contato com o material. Uma vez que a força resultante depende do número de grãos ativos, ela vai depender também da forma e da profundidade de corte de cada grão em movimento durante o contato abrasivo para cada instante. Conforme foi visto nos modelos cinemáticos de contato abrasivo, os grãos ativos obedecem a uma distribuição totalmente aleatória por causa de sua forma, orientação, tamanho e espaçamento na superfície da lâmina. Por isso, em um processo torna-se importante saber como os grãos se comportam a fim de se estabelecer pelo menos uma média das resultantes das forças nas três direções instantaneamente. Em um processo real, os valores médios sofrem alterações com o tempo. Por todas essas razões, é difícil de saber ou prever como um grão se comporta individualmente no processo, e mais ainda de se saber como a ação de um número desconhecido de grãos de diferentes tamanhos e formas vai se comportar e cortar o material. A natureza dos esforços abrasivos tem sido sistematicamente tentada ser explicada em termos da ação individual de um único abrasivo, no entanto, embora consiga desvendar boa parte dos mecanismos de remoção envolvidos no processo, não consegue prever de maneira confiável os esforços reais envolvidos num processo de retificação abrasiva.

Uma solução é medir instantaneamente os esforços através de dinamômetros piezelétricos especiais de alta confiabilidade (HAN; RAMESH, 2002); (HAN et al., 2001); (KOMPELLA; FARRIS; HANDRASEKAR, 2001), assim durante o processo os esforços e variáveis de natureza aleatória passam a ser um dado de entrada e servem para ajudar a otimizar os processo (RITCHIE, 1996).

4.8 Energia específica de corte e eficiência do processo

Em termos de energia, um processo de corte abrasivo é eficiente se houver uma grande quantidade de material removido Q_w (Eq. (4.16)) e baixo consumo de energia e_c , de maneira que a energia específica é uma medida inversa da eficiência de um processo, como pode ser comprovado por sua própria definição dada pela Eq. (4.17) (BIANCHI et al., 2001); (KOMPELLA; FARRIS; HANDRASEKAR, 2001).

$$Q_w = b_w \cdot a_e \cdot v_w \quad (4.16)$$

$$e_c = \frac{W}{Q_w} = \frac{F_t \cdot v_s}{b_w \cdot a_e \cdot v_w} \quad (4.17)$$

Onde:

b_w - espessura nominal do rebolo.

A expressão dada pela Eq. (4.18) que retrata e_c em termos de energia também é comum. Neste caso E_n pode ser vista como sendo a quantidade de energia necessária para remover certa quantidade de material em volume em um dado instante de tempo (MARINESCU et al., 2004); (KOMPELLA; FARRIS; HANDRASEKAR, 2001).

$$e_c = \frac{E_n}{Q_w} \quad (4.18)$$

Uma outra importante relação que é feita a partir de e_c é o coeficiente μ referido como razão média de força, que embora à primeira vista não esteja relacionado diretamente com o coeficiente de atrito, é às vezes associado ao atrito por depender das forças de corte e sua intensidade ter influência direta em e_c .

Existe uma forte dependência das forças F_t e F_n com a_e , os esforços crescem quase que linearmente com a profundidade de corte a_e , o que pode ser comprovado graficamente. E esse aumento é esperado já que a medida que a lâmina penetra mais no material as componentes das forças por grão abrasivo aumenta e uma maior quantidade de energia e_c é requerida no processo. Outro importante parâmetro que tem influência em e_c é o regime de lubrificação, só que neste caso, e_c deve diminuir com um regime de lubrificação eficiente, o que pode ser explicado através da diminuição direta do fator μ com a lubrificação, que também reforça sua dependência com o atrito. Muitas vezes, esse fator é até mesmo admitido como sendo o próprio coeficiente de atrito (MARINESCU et al., 2004).

Um fator μ alto indica uma maior razão de remoção de material Q_w , já um valor baixo indica uma baixa razão de remoção, nos metais este valor baixo de Q_w está ligado ao modo de deslizamento no regime de deformação do material (KOMPELLA; FARRIS; HANDRASEKAR, 2001).

$$\mu = \frac{F_t}{F_n} \quad (4.19)$$

Para reduzir e_c e aumentar a eficiência costuma-se seguir os seguintes procedimentos: aumentar o quanto possível o tamanho nominal de grão da lâmina de corte, manter e afiar o corte da lâmina periodicamente, lubrificar bem o processo.

Os fatores que aumentam e_c e reduzem a eficiência do processo são os seguintes: materiais muito duros e resistentes a temperaturas altas, alta afinidade química entre a ferramenta e a amostra, espaço insuficiente na superfície da lâmina para a remoção dos cavacos e lâminas com ligante muito duro que retém por mais tempo grãos gastos e não afiados.

4.9 Efeito dos parâmetros de usinagem na relação F_t com e_c

Foi comprovado que uma maior profundidade de corte a_e tende a tornar em termos de energia o processo mais eficiente e a aumentar a razão de remoção reduzindo então e_c . Esse efeito pode ser demonstrado pela introdução do tamanho de espessura equivalente de cavaco da Eq. (4.8) na Eq. (4.17) para uma nova relação para e_c dada pela Eq. (4.20).

$$e_c = \frac{F_t}{b_w \cdot h_{eq}} \quad (4.20)$$

Quando a_e aumenta, h_{eq} aumenta na mesma proporção mantidas as demais condições inalteradas. Este aumento em h_{eq} deve causar uma redução em e_c pelo aumento de Q_w e conseqüentemente da eficiência também. No entanto, sabe-se que F_t não é constante e aumenta com a_e , de modo que a afirmativa acima só é verdadeira se F_t não aumentar na mesma proporção que a_e o que deve realmente ocorrer e não se deve esperar que e_c diminua na mesma proporção que a_e aumente. Mesmo mantendo-se a mesma lâmina e todos os demais parâmetros, um aumento considerável em a_e deve provocar um aumento em Q_w na mesma proporção e uma diminuição em e_c bem menor do que se F_t tivesse sido mantido constante, ou seja, F_t cresce quase que na mesma proporção que a_e . Em situações que a quantidade F_t/h_{eq} permanece quase a mesma, o aumento na profundidade leva apenas a uma diminuição que pode ser negligenciada de e_c , embora Q_w aumente com a_e o processo torna-se mais severo e passa a requerer uma quantidade maior de energia da máquina, praticamente sem aumentar a eficiência do processo.

Nas cerâmicas, este efeito é diferente, o que se deve à natureza frágil do material onde a espessura do cavaco exerce um papel fundamental na remoção do material. O aumento do

número e da intensidade dos defeitos na superfície usinada é atribuído ao aumento na espessura do cavaco. Nas cerâmicas um aumento dos parâmetros que provoquem o aumento de $h_{máx}$, h_{eq} causam uma diminuição de F_t e e_c , aumentando Q_w .

Pelas equações (4.6) e (4.6), para $h_{máx}$ e h_{eq} , nota-se que os mesmos parâmetros que promovem um aumento em Q_w e diminuem e_c também aumentam $h_{máx}$ e h_{eq} . O material passa a ser removido pelo modo frágil de remoção, onde existe uma forte relação tanto do aumento número de ocorrência dos defeitos como dos tamanhos dos defeitos na superfície acabada com os valores de $h_{máx}$ e h_{eq} . Em outras palavras, aumentar a eficiência no desbaste das cerâmicas aumenta a incidência de defeitos (HAN et al., 2001); (BIANCHI et al., 2001).

Para minimizar estes defeitos duas alternativas têm sido adotadas nos processos de usinagem de materiais frágeis. A primeira conhecida como HSG “High Speed Grinding”, consiste em aumentar v_s para valores bem elevados. Resultados têm demonstrado que esta atitude tem permitido aumentar Q_w sem causar maiores danos, ao passo que os tamanhos de $h_{máx}$ e h_{eq} diminuem com v_s e conseqüentemente os danos superficiais causados pela usinagem. Smith (1990) sugeriu que a distribuição de tensões entre a ferramenta e o substrato tem um forte impacto na geração de danos durante a usinagem de materiais frágeis e que a própria dinâmica do processo, computada pelo aumento da força de corte através de v_s deve aumentar a rigidez dinâmica da ferramenta e permite trabalhar com v_w maiores, e este aumento da rigidez aparente combinado com os parâmetros da lâmina e refrigeração diminuem os danos e melhoram sensivelmente o acabamento.

Outra forma de amenizar esses danos é empregar o chamado CFG “Creep Feed Grinding” no processo de usinagem. Essa segunda alternativa é mais empregada em processos com desbastes mais profundos e também se baseia na diminuição do tamanho do cavaco como forma de amenizar os danos, só que o parâmetro responsável pela mudança é o avanço da máquina que é mantido baixo durante o processo (BIANCHI et al., 2001).

Han et al. (2001) demonstrou que aumentar v_s ajuda a diminuir F_t e $h_{máx}$ e embora aparentemente comprometa a eficiência do processo diminuindo e_c , mostra que para valores bem baixos de F_t e altos de e_c o mecanismo de remoção se comporta próximo a de um regime dúctil e que a primeira vista Q_w deva diminuir sensivelmente e leve a crer que a maior parte da energia disponível não seja aproveitada. Verifica-se que os danos também diminuem, de certa forma a eficiência do processo é melhorada não quantitativamente, mas sim qualitativamente, o que na maioria dos casos é o que se deseja.

No caso das cerâmicas um aumento de Q_w através dos parâmetros de processo expressos nas equações de $h_{máx}$ e h_{eq} é enganoso, geralmente aumentando-se h_{eq} e $h_{máx}$ através de v_w e a_e , ao

invés de aumentar a força de corte F_t causa a sua diminuição o que pode ser explicado pelo próprio modo de remoção frágil. Quando o tamanho de cavaco aumenta, tanto o número como a intensidade dos defeitos computados pelas trincas e fragmentações deve aumentar na mesma proporção. Assim pode ser constatado que a superfície de trabalho sofre um enfraquecimento antes mesmo que a lâmina complete seu ciclo de trabalho. A lâmina só tem o trabalho de destacar e acabar de remover uma camada de material já enfraquecida pelo impacto da endentação anterior do grão durante o desbaste. Tal fenômeno pode ser explicado pelos modelos de remoção frágil citados no Capítulo (3).

Grande parte do volume removido no modo frágil de remoção se deve a uma porção de material desprendido pela formação e crescimento das trincas laterais, por isso, a energia despendida no processo é atribuída à energia de fratura similar ao do modelo de mecanismo de remoção frágil do endentador.

Daí o motivo de e_c no processo de usinagem de cerâmicas mais frágeis serem bem maior do que nos metais. Talvez por isso, como descreveram Han et al. (2001) e conforme tem sido discutida em trabalhos publicados na literatura, a usinabilidade da cerâmica é ruim e geralmente se observa um acentuado desgaste da ferramenta e um custo elevado no processo de usinagem.

De qualquer forma parece evidente que aumentar a razão de remoção através dos parâmetros que aumentem h_{eq} e $h_{máx}$ certamente acaba prejudicando a qualidade do corte.

5- MÁQUINA DE CORTE COM DISCOS ADIAMANTADOS

5.1 Aspectos gerais sobre os principais componentes da máquina de corte

5.1.1 Tipo de motor e eixo árvore (“spindle”)

Usualmente existem duas classes de “spindle” padrão indicados pelos fabricantes de máquinas de corte de cerâmicas com disco adiamantado, que são classificados de acordo com o tamanho do disco, e são conhecidos como: “spindle” de duas polegadas e “spindle” de quatro polegadas, que são tidos como classes de motores padronizados.

No projeto apresentado neste trabalho, foi escolhido um “spindle” de duas polegadas. Segundo os próprios fabricantes de máquinas de corte, o “spindle” de duas polegadas padrão é a melhor escolha quando se quer cortar materiais muito frágeis com uma qualidade de corte superior em aplicações que o carregamento não é tão severo e os níveis de vibração são pequenos.

Foi especificado o “spindle” elétrico com mancais aerostáticos da marca COLIBRI modelo BOH tipo HF80L3D60. Esse “spindle” foi desenvolvido especialmente para atender à demanda de corte preciso de cerâmicas usando discos e lâminas de corte padronizadas disponíveis no mercado. A Tabela (5.1) apresenta as principais características do “spindle” e a Fig. 5.1 mostra uma fotografia do “spindle” usado na máquina de corte.

Tabela 5.1: Principais características do “spindle”

SPINDLE 2” COLIBRI HF80L3D60			
Comprimento (mm)	Rotação (rpm)	Potência (kW)	Massa (kg)
275	60.000	1,2	5

Fig. 5.1: Fotografia do “spindle” elétrico COLIBRI HF80L3D60 escolhido para a máquina de corte projetada

Para o funcionamento do mancal aerostático do “spindle” foi adquirida uma unidade de distribuição de ar seco e limpo. O equipamento é conhecido na indústria como secador de ar e retira a umidade do ar por adsorção e elimina as partículas através de filtros coalescentes na entrada e na saída do processo no secador antes de chegar até o mancal. O sistema de filtragem foi dimensionado para atender às exigências do motor. A classe de limpeza do ar requerida pelo “spindle” é para partículas inferiores a $0,05\mu\text{m}$. Para atender a exigência desse tamanho de partícula a classe de qualidade de limpeza do filtro, segundo a norma ISO-8573-1 é a classe-1, usada para o tratamento de partículas inferiores a $0,1\mu\text{m}$. Para a concentração de óleo do compressor no processo, a exigência do “spindle” é uma concentração de óleo inferior a $0,1\text{ppm}$. Na classe-1 de qualidade a norma prevê uma concentração de óleo de até $0,01\text{mg}/\text{m}^3$. O ponto de orvalho do processo requerido pelo “spindle” deve ser menor que 15°C , para a classe-1 a mesma norma prevê 70°C . A vazão de entrada de ar no mancal do “spindle” deve ser de 80 a 90 l/min para uma pressão em torno de 5 a 5,5bar na entrada. O equipamento utilizado nesse processo é do fabricante METALPLAN modelo ENERGY PLUS, MDR020.

Para a refrigeração do motor elétrico do “spindle” foi adquirido um refrigerador de água, também conhecido popularmente como “CHILLER DE ÁGUA”. O equipamento deve manter a água re-circulante do processo limpa e refrigerada à temperatura de serviço em torno de 22°C . O consumo de água prevista para o motor é de 2 a 3l/min na entrada do “spindle” para uma pressão de 4 a 5bar na entrada. O equipamento dimensionado e adquirido para o processo de distribuição fluídica da água de refrigeração do motor do “spindle” é também da METALPLAN modelo POLAR, PA-O1-RE.

A Fig. 5.2 mostra um diagrama esquemático do “spindle” com as entradas e saídas dos fluidos do processo. De maneira simplificada, a Fig. 5.2 ilustra os esquemas hidráulico e pneumático dos processos de distribuição fluídica dos equipamentos e descreve seus principais componentes. O filtro de água do equipamento foi adicionalmente instalado para atender às especificações do motor do “spindle” que exige uma água re-circulante limpa. Um compressor de ar fornece o ar para o circuito pneumático.

Fig. 5.2: Representação esquemática dos circuitos hidráulico e pneumático dos sistemas de distribuição fluídica para o “spindle”

5.1.2 Lâmina de corte

Existem duas diferentes versões de concepção de ferramenta encontradas nas máquinas de corte com disco adiamantado. A Fig. 5.3 mostra as duas versões de ferramenta. À esquerda na Fig. 5.3 (a) está o tipo “hubtype” e à direita na Fig. 5.3 (b) está o tipo “hubless”.

Fig. 5.3: Versões de ferramentas de corte usadas no processo de corte abrasivo com disco adiamantado, a) tipo “hubtype” e b) tipo “hubless”

O primeiro tipo de ferramenta representada na Fig. 5.3 (a) é a mais antiga e popular, e tem o formato de um disco, por causa de suas dimensões. Por isso, esse tipo de rebolo é ainda conhecido na indústria como disco de corte adiamantado: Adiamantado devido ao tipo de abrasivo mais comum e predominante que compõe a estrutura da lâmina que é o diamante. A lâmina do disco de corte na Fig. 5.3 (a), em formato de anel ou disco fino, foi desenvolvida para ser encaixada em um flange especial, para que o conjunto montado possa então ser preso ao eixo árvore do “spindle” e pronto para o uso.

O segundo tipo de ferramenta é mais recente e a fase ligante de sua lâmina geralmente é à base de níquel eletrodepositado. Contudo, ela ganhou muita popularidade e aceitação nos cortes de cerâmicas duras e frágeis por ser uma versão mais robusta e estável que os discos de corte, onde a lâmina é montada nos flanges do disco. A lâmina de corte da ferramenta da Fig. 5.3 (b) é depositada diretamente no corpo de um flange com o formato de um cubo. O cubo possui a vantagem de estar sempre pronto para o uso e poder ser montado diretamente no eixo árvore do “spindle” sem a necessidade de ser encaixado num flange como no caso das lâminas

dos discos de corte tipo “hubtype”. O material do cubo é geralmente uma liga à base de níquel, no entanto, algumas ligas de aço especiais também estão disponíveis.

Existem algumas diferenças de um modelo para o outro, só que para efeitos práticos no corte grosseiro de cerâmicas onde os quesitos de qualidade requeridos em acabamentos finos não são levados em consideração, ambos os modelos de ferramentas não possuem maiores discrepâncias e podem ser tratadas como sendo um único tipo de ferramenta. Por isso, independentemente do tipo de formato de ferramenta representado na Fig. 5.3 (a) e (b), dá-se o nome de “disco de corte adiamantado” a esse tipo específico de rebolo.

5.1.3 Tipo de substrato a ser cortado

A principal cerâmica a ser cortada pela máquina é o PZT (Titanato Zirconato de Chumbo). Os blocos monolíticos que serão cortados são fornecidos pelo fabricante com as dimensões já definidas.

5.1.4 Substrato de assentamento

O ponto chave no assentamento da amostra é garantir o contato uniforme da amostra na massa adesiva livre de bolhas, sujeira e partículas.

A técnica mais comum de assentamento da amostra usada na indústria microeletrônica é assentar a amostra em um substrato de assentamento que geralmente é uma lâmina de PVC. Este é um modo fácil de fixar a amostra e mantê-la presa ao substrato na execução do corte. A lâmina de PVC possui normalmente uma espessura em torno de 2mm, disponível com diferentes tipos de adesivos. A camada adesiva é a responsável por fixar a amostra no substrato.

O assentamento da amostra pode ser feito manualmente ou por sistemas com camadas de assentamento. O modo mais prático de assentamento é feito através de folhas finas de PVC com camadas adesivas dupla-face. Nesse caso a lâmina de assentamento dispensa a camada adesiva extra. Como as amostras de PZT são bem finas e pequenas, a área de contato é muito pequena, de modo que usualmente a amostra é assentada diretamente em um substrato de vidro através de um ligante à base de resina epóxi, que têm custos menores que as lâminas de PVC com camada de adesivo.

5.1.5 Sistema de fixação da amostra

O sistema de fixação do substrato assentado que será usado na máquina para prender amostras pequenas de cerâmicas é através de vácuo. O sistema funciona com uma bomba de vácuo que retira o ar da câmara e fixa firmemente o substrato de vidro à mesa. Esse é o meio mais fácil, simples e barato de condicionar e fixar a amostra na mesa e por isso ele foi escolhido. A Fig. 5.4 mostra o dispositivo construído para a máquina de corte.

Fig. 5.4: Mesa de vácuo construída para a fixação das amostras

5.1.6 Aspectos de construção da máquina

As máquinas empregadas no processo de corte de cerâmicas são muito semelhantes às retificadoras planas convencionais, representadas esquematicamente pelo processo de retificação superficial, mostrado na Fig. 5.5. Devido à geometria de contato entre o rebolo e a superfície, esse tipo de processo é muito conhecido na indústria como “retificação de arco”.

Fig. 5.5: Representação esquemática de um processo de retificação plana

Uma máquina bem rígida e virtualmente livre de vibração depende de sua construção. Máquinas pequenas como as do tipo de bancada certamente vibram muito mais do que uma feita numa estrutura rígida e isolada de vibrações. Por esse motivo, o projeto prevê a construção da máquina em uma estrutura própria.

A guia escolhida para o projeto da máquina é do tipo pré-carregada com esferas recirculantes.

As dimensões das máquinas de corte de cerâmicas são bem reduzidas em relação às máquinas retificadoras planas convencionais devido ao pequeno volume de trabalho.

O tipo de configuração escolhido no projeto da máquina foi o mais simples e comumente usado em máquinas de precisão com estrutura aberta. O leiaute da máquina é baseado na estrutura aberta com configuração em “G” que é muito aceita devido ao fácil acesso do usuário à área de trabalho da máquina, mantendo ao mesmo tempo uma boa simetria da interface de trabalho da máquina, da superfície de trabalho e da ferramenta. A Fig.5.6 mostra, em perspectiva, o leiaute da máquina projetada.

Fig. 5.6: Leiaute da máquina

O material escolhido para compor a base da estrutura da máquina foi o granito, por possuir

um baixo coeficiente de expansão térmica, elevado amortecimento, superfície mais lisa e regular e ainda não possuir concentrações de tensões. A peça possui as dimensões de comprimento, altura e largura de 600x120x400mm respectivamente. Toda a calibração das dimensões do granito e a furação para a fixação dos componentes foram feitas pelo fabricante (MITUTOYO).

As fixações do pórtico e da guia inferior da mesa na base do granito foram feitas por parafusos.

5.1.7 Movimento da mesa nos eixos x e y

Foram utilizados dois conjuntos de guias e atuadores de precisão no projeto da máquina. Os conjuntos de guias e atuadores foram montados em cruz para compor os movimentos de translação dos eixos x e y da máquina. O curso na direção x da mesa previsto para guia inferior é de 169mm, na direção y da mesa para a guia superior é de 119mm. A área circular do substrato de assentamento de vidro da mesa de vácuo tem diâmetro de 80mm e define a área útil de trabalho.

A Fig. 5.7 mostra a montagem das guias x e y.

Fig. 5.7: Montagem da mesa de vácuo nas guias transversais

As guias dos eixos x e y da máquina são da marca THK, modelo KR2602A. Essa guia possui um fuso com castanha de esferas re-circulantes com diâmetro de 8mm e passo de 2mm. Esse

tipo de guia possui patins de esferas re-circulantes para movimentos lineares de precisão. A precisão do fuso para a repetibilidade no posicionamento do cursor da guia (precisão de posicionamento), a folga (“back-lash”) e o paralelismo do patim estão representados na Tabela (5.2).

Tabela 5.2: Principais dimensões e parâmetros de precisão das guias KR260A-250 e KR260A-200

Precisão das guias KR260A-250 e KR260A-200			
Condições de serviço	pesado	normal	leve
Posicionamento [mm]	-----	±0,060	±0,02
Back-lash [mm]	±0,02	±0,025	±0,003
Repetibilidade [mm]	±0,01	±0,005	±0,003
Paralelismo [mm]	-----	±0,025	±0,01
Dimensões das guias KR260A-250 e KR260A-200			
Dimensões [mm]	Guia KR260A-250	Guia KR260A-200	
Comprimento da guia	320	270	
Comprimento do trilho	250	200	
Curso	169	119	

As guias KR260A-250 e KR260A-200 possuem um patim com quatro furos de fixação. A guia superior é maior e tem uma massa de 1,410kg e a guia menor inferior uma massa de 1,605kg.

5.1.8 Suporte do “spindle”

O suporte do “spindle” é usado para fixar o “spindle” na máquina. Essa peça deve ser rígida o bastante para assegurar que a ferramenta não sofra desvios e cause erros na geometria do corte. Geralmente esse tipo de componente não está disponível como peça de montagem padrão. A Fig. 5.8 mostra a peça do suporte do “spindle” projetada para a máquina de corte. A peça do suporte é montada pelo encaixe e fixação da peça (1) na peça (2).

Fig. 5.8: Suporte para prender o “spindle”

5.1.9 Movimento do “spindle” no eixo z

Um conjunto guia atuador da THK, modelo KR2602B-250, foi usado no movimento do eixo z do “spindle”. O curso no eixo z é de 35mm. O tipo e o modelo dessa guia são os mesmos das guias usadas na mesa para compor os movimentos dos eixos x e y. A diferença dessa guia em relação às outras dos eixos x e y é o fato dela possuir dois patins, ao invés de um único para aumentar a rigidez.

Por se tratar de uma guia com os mesmos componentes das guias anteriores, a precisão da guia KR2602B-250 também é a mesma das usadas nos eixos x e y.

5.1.10 Unidade de processamento fluídico do fluido de corte

Uma outra unidade de processamento de fluido foi dimensionada para distribuição do fluido de corte do processo. O fluido de corte deve chegar à interface de contato no arco de corte com vazão e pressão controladas. O sistema de distribuição deve filtrar o fluido processado para que ele seja re-circulado no processo. O fluido utilizado para o corte de cerâmica tipo PZT é água com o aditivo ISOCUT. O tipo de bocal usado no processo de corte de cerâmicas

é conhecido como bocal de alta velocidade. O bocal escolhido e dimensionado para atender as exigências do projeto foi o modelo de bocal de jato de alta velocidade convencional. Sua escolha se deve pela facilidade de fabricação e fácil instalação. A Fig. 5.9 mostra as dimensões do bocal baseado no modelo apresentado no Apêndice-A do trabalho.

Fig. 5.9: Bocal convencional de jato de alta velocidade usado na máquina

O bombeamento do fluido de corte é feito por uma bomba centrífuga comercial marca DANCOR modelo SMARTJET com potência nominal de ¼ de CV e carga manométrica de 17m. A bomba foi dimensionada para que o jato chegue até a uma velocidade de 10m/s com pressão de 2bar. O projeto prevê pressões de trabalho ainda muito maiores, já que o bocal é feito em aço (aço inox AISI-304), contudo o sistema de mangueiras deve ser substituído, pois, sua capacidade nominal é de apenas 2bar.

A Fig. 5.10 mostra o esquema hidráulico simplificado do sistema de distribuição fluídica do bocal.

Fig. 5.10: Esquema hidráulico do bocal do fluido de corte

O detalhamento do processo de distribuição fluídica para o corte abrasivo encontra-se no Apêndice-A do trabalho.

5.1.11 Controlador da máquina

A máquina será controlada pelo microcontrolador Jackrabbit (Zworld), modelo BL 1820, conectado a um microcomputador tipo PC via interface serial (RS 232). O microcontrolador controla a movimentação dos eixos x, y e z acionados por motores de passos. A interface com o usuário está no PC e permite a movimentação manual para referenciamento do corte e programação da trajetória e dos parâmetros de corte.

5.2 Máquina de corte

As figuras 5.11 e 5.12 mostram respectivamente, a fotografia da estrutura principal da máquina de corte projetada e a perspectiva de todo o sistema com todos os componentes.

Fig. 5.11: Fotografia da estrutura principal do sistema da máquina de corte com os principais componentes montados no bloco de granito

Fig. 5.12: Fotografia do sistema com todos os componentes que compõe a máquina de corte

A máquina de corte encontra-se em fase final de montagem para execução de testes.

6- PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

6.1 Planejamento das atividades experimentais

No Capítulo (3) foi discutido que o processo de usinagem provoca danos na superfície de trabalho, por causa da natureza frágil do material. No mesmo capítulo foi demonstrado também que os defeitos induzidos no processo de corte são ocorrências dos fenômenos de fratura e de trincamento do material frágil, quando os abrasivos da lâmina colidem com a superfície durante o contato. No modo frágil de remoção, o material fragilizado é apenas removido pela lâmina de corte ao invés de ser cortado pelo grão na forma de cavaco e ser removido por deformação e cisalhamento como ocorre comumente nos metais no modo dúctil de remoção. No entanto, alguns estudos revelaram também haver, mesmo para as cerâmicas em ocasiões especiais, um modo predominantemente dúctil de remoção, desde que as condições sejam favoráveis para tal acontecimento e que na presença desse modo quase-plástico de deformação e remoção da cerâmica pelo abrasivo, a intensidade e tamanho dos defeitos diminuem sensivelmente.

Por causa da natureza estocástica na maioria dos processos abrasivos e do grande número de variáveis aleatórias envolvidas no processo, torna-se difícil antever os efeitos dessas variáveis aleatórias na geração de defeitos no material usinado e buscar o modo dúctil de remoção simplesmente pelo ajuste das variáveis de controle do processo. De qualquer forma, foi visto no Capítulo (3) duas aproximações que têm sido feitas para diminuir a intensidade e o tamanho dos fragmentos e trincas geradas na superfície do material frágil pelo processo de usinagem. A primeira baseia-se na análise topográfica da superfície frágil usinada. O corpo de prova é preparado e tem sua topografia analisada pela geração de imagens microscópicas através do SEM ou pelo AFM. Através das imagens topográficas, torna-se possível, conhecendo-se bem o tipo de material do corpo de prova, identificar os principais mecanismos de fratura do material gerado pelo processo e as variáveis do processo que contribuíram para a ocorrência dos danos para daí então, em sentido inverso, procurar diminuir os defeitos pelo ajuste das variáveis do processo que contribuíram para a ocorrência dos danos. A segunda aproximação é mais simplista e foi discutida na Seção 4.9 do Capítulo (4), e tem como base os chamados modelos cinemáticos de contato abrasivo. O tipo de análise usado é de natureza empírica e se prevalece da escolha e ajuste das variáveis de controle da

máquina na otimização do processo. No entanto, a escolha dos valores de entrada das variáveis de controle da máquina não é feita aleatoriamente sem nenhum critério. Muitos estudos demonstram haver, pelo menos de forma quantitativa, uma boa concordância entre os valores teóricos com os resultados experimentais obtidos.

As variáveis de controle da máquina servem de variáveis de entrada do modelo cinemático de contato abrasivo e são usadas no cálculo das variáveis de saída do processo a ser otimizado. Nesse caso, três tipos de variáveis de saída são predominantes: e_c , h_{eq} , e $h_{máx}$.

Como foi discutido na Seção 4.9, determinar $h_{máx}$ torna-se muito difícil porque esse parâmetro depende também do tipo de lâmina e da geometria do risco cortado pelo abrasivo. Embora o tipo de lâmina de corte tenha um papel muito importante no processo de corte, torna-se difícil de validar $h_{máx}$ por causa das constantes C e C_r . A constante C depende da distribuição e concentração dos grãos de diamante na lâmina, e C_r depende da topografia da superfície riscada e do tipo de diamante da lâmina, o que implica numa análise mais detalhada da topografia da lâmina e da superfície riscada pelo abrasivo. Vale ressaltar que C e C_r variam também com o desgaste da lâmina de corte, desgaste das arestas cortantes do diamante e do ligante.

Muitos processos têm sido investigados através do parâmetro e_c , que depende da força de corte ou força tangencial F_t requerida no processo. É claro que o cálculo imediato de F_t através da potência nominal da máquina é pouco consistente, mas muitos trabalhos têm medido F_t durante a usinagem dos corpos de prova. Algumas técnicas são usadas, as mais comuns medem as forças de corte e normal F_t e F_n diretamente utilizando-se dinamômetros convencionais, e mais recentemente, através de dinamômetros piezelétricos de alta precisão (KOMPELLA; FARRIS; CHANDRASEKAR, 2001); (HAN et al. 2001); (RITCHIE, 1996).

Outro modo de se obter F_t é baseado na potência elétrica do “spindle” requerida no corte do material (BIANCHI et al., 2002).

Calcular h_{eq} é muito simples, já que a variável só depende das variáveis de controle da máquina. Assim é possível relacionar h_{eq} de forma direta com o parâmetro de entrada G .

Conforme a revisão dos modelos cinemáticos apresentados no Capítulo (4), uma redução no tamanho do cavaco não-deformado ajuda a reduzir os danos induzidos pelo processo de usinagem. Essa redução pode ser observada pela diminuição direta de h_{eq} através da diminuição de G na mesma proporção, mantido a profundidade de corte constante. Diminuir h_{eq} através de G significa, ou aumentar v_s ou diminuir v_w sem alterar a_e , o que pode ser feito apenas mudando os valores de entrada da máquina de corte, aumentar v_s pelo aumento da rotação do motor ou diminuir v_w impondo um avanço mais lento. Porém, aumentar G também

implica no aumento da energia específica e_c (Eq. (4.17)), e na diminuição da razão de remoção de material Q_w (Eq. (4.16)) prejudicando a eficiência do processo. O aumento de v_s ou diminuição de v_w implica numa remoção de porção cada vez menor de material da superfície por passe da ferramenta e diminuição do consumo de energia requerido pelo processo. Existe então, um dilema quanto a aumentar a produtividade sem aumentar os danos induzidos pelo processo de retificação. As duas características são altamente desejáveis, mas como mostra os parâmetros de otimização e_c , $h_{máx}$, h_{eq} e G elas não podem ser atingidas simultaneamente. Então, como única solução aparente para diminuir a incidência de danos sem comprometer tanto a produtividade, é achar um patamar aceitável entre eficiência e qualidade. Dessa forma, duas aproximações se tornaram comuns no corte de cerâmicas frágeis sem causar tanto danos e comprometer a eficiência do processo. A primeira técnica, conhecida como HSG tem conseguido uma maior produtividade diminuindo o número e intensidade dos defeitos induzidos no material frágil pelo processo de retificação, através da diminuição do tamanho do cavaco não-deformado. Basicamente a retificação HSG consiste em usar a peça com G bem alto, obtido pelo aumento considerável de v_s através do aumento da rotação n_t do “spindle”. Nessa aproximação, usam-se rotações acima de 30krpm e em alguns casos até 100krpm, mas a uma profundidade pequena.

Uma outra aproximação, conhecida como CFG pode se tornar interessante se o maior objetivo do processo é o próprio corte da cerâmica e onde não é possível se atingir velocidades tão altas. Nessa aproximação a diminuição em h_{eq} é obtida pela diminuição de v_w para contrabalançar com o aumento da profundidade de corte a_e desejado. Em profundidades maiores espera-se que, h_{eq} aumente na mesma proporção que a_e (Eq. (4.8)) o que deve aumentar os danos à superfície. Só que uma diminuição simultânea de v_w com a quantidade $a_e.v_w$, além de manter um nível de produtividade aceitável ajuda reduzir G e h_{eq} e ajuda a aumentar e_c .

Na fase final do trabalho, os valores experimentais dos dois modos de retificação são comparados com os dados teóricos, até se chegar a um valor tido como ótimo. Vale ressaltar que, embora cada modo possua uma concepção diferente, seus modelos teóricos baseados no modelo cinemático de contato abrasivo são os mesmos. Ambos os modos de retificação melhoram o processo pela diminuição do tamanho do cavaco.

O presente trabalho investiga a influência das variáveis de controle da máquina nos dois modos de retificação, HSG e CFG. O objetivo é tentar melhorar o processo pela diminuição dos defeitos induzidos pelo processo de usinagem usando-se os princípios dos modos de retificação CFG e HSG. Além da influência das variáveis v_s e v_w no processo, o trabalho

também investiga o modo predominante de remoção de material, dúctil ou frágil, durante a usinagem da cerâmica de PZT.

6.2 Verificações experimentais com uma máquina de corte convencional

Todos os cortes na cerâmica de PZT-5A foram feitos na máquina de corte marca BUEHLER, modelo ISOMET 4000. Essa máquina de corte é capaz de operar até 5.000rpm. A Tabela (6.1) exhibe as principais características da máquina de corte.

Tabela 6.1: Principais características da máquina de corte

Máquina BUEHLER, modelo ISOMET 4000				
“Spindle”			Movimento	
	Potência [W]	Rotação [rpm]	Avanço [mm/min]	Área útil [cm ²]
	950 (máxima)	200-5.000	1,20-19,00	$\pi(\Phi_v/2)^2=314,16$
Incremento	-----	200	0,30	-----
Φ_v- diâmetro do substrato de vidro da mesa de vácuo				

O movimento de avanço da máquina é feito no próprio eixo do “spindle”. O mecanismo que fixa o “spindle” se move linearmente, sendo responsável pelo movimento de avanço na direção x da lâmina de corte. A máquina possui um controle semi-automático do avanço. O controle do avanço da máquina diminui v_w , quando a solicitação ultrapassa o valor máximo permitido. Esse controle pode até interromper o processo de corte em caso de sobrecarga do “spindle”. No entanto, essa é uma condição muito extrema que certamente não foi atingida durante os ensaios. Sendo assim, pode se esperar que v_w real seja igual ou muito próximo à v_w nominal imposta pelo usuário na interface de trabalho da máquina.

Os demais movimentos nas direções y e z foram ajustados manualmente na mesa. A mesa é do mesmo fabricante, marca BUEHLER, modelo 11-2694. Essa mesa possui os movimentos relativos nos três eixos x , y e z . A mesa possui um marcador de 100 divisões com incrementos de 1,00mm por revolução dos fusos. A precisão nos movimentos dos eixos x e y é de 100 μ m por divisão, enquanto que no eixo z a precisão do movimento é de 1 μ m por divisão.

Uma forte limitação da mesa é o ajuste manual no posicionamento da amostra para a realização do corte. A profundidade de corte não pode ser ajustada pelo usuário diretamente na interface de trabalho da máquina, mas isso não impediu que os trabalhos fossem realizados na máquina. A profundidade de corte a_e foi determinada através do movimento do eixo z da

mesa montada na máquina considerando-se as medidas nominais do disco de corte, da amostra, e da espessura camada do substrato de assentamento.

A mesa foi desenvolvida para trabalhar nessa máquina apenas com discos de corte com de diâmetro externo de 76mm e espessura mínima de 150 μ m. As dimensões do disco são padronizadas para serem usadas no flange do “spindle” da máquina

A Tabela (6.2) mostra as dimensões e os parâmetros mais importantes do disco de corte usado para cortar o PZT-5A.

Tabela 6.2: Descrição do disco de corte adiamantado usado nos experimentos

Disco de corte adiamantado BUEHLER N°11-4253 com ligante a base de Ni eletrodepositado				
Dimensões			Parâmetros	
Diâmetro interno [mm]	Diâmetro externo [mm]	Espessura [μ m]	Concentração de abrasivo	Tamanho de abrasivo [μ m]
12,70	76,00	150	baixa	-----

O sistema usado pela máquina para fixar o vidro contendo a amostra é a vácuo. Uma bomba de vácuo foi usada para retirar o ar e fixar o substrato de vidro na mesa da máquina.

O bocal de distribuição de fluido usado no processo de corte possui duas saídas para jatos convergentes de fluido de corte. Todo o ajuste dos jatos convergentes e do bocal é feito manualmente na máquina. O bocal foi posicionado o mais próximo o possível do quadrante do disco de corte, cerca de 3cm, para garantir que os jatos de fluido colidissem com os poros da lâmina do disco de corte no ponto de convergência dos jatos.

O ângulo dos jatos convergentes em relação ao ponto tangente do quadrante do disco foi mantido em torno de 20 a 30°, para atender uma recomendação muito usada na prática (BAINES-JONES et al., 2004).

A Fig. 6.1 mostra esquematicamente os ajustes feitos no bocal da máquina no processo de distribuição fluídica do fluido de corte.

Figura 6.1: Ajuste usado para o bocal no processo

O fluido de corte usado no processo é água aditivada. O aditivo usado foi o “ISOCUT PLUS FLUID, N° 11-2293-016” fornecido pelo mesmo fabricante do disco e é o mais recomendado para ser usado no corte de cerâmicas. Uma parte de aditivo foi adicionada em nove partes de água, seguindo recomendações do fabricante. Segundo o fabricante o aditivo possui propriedades que ajudam o fluido de corte, água, a aumentar a refrigeração e lubrificação do processo, além de possuir propriedades antiespumantes e coibir microrganismos orgânicos.

A vazão de fluido na máquina não pode ser ajustada e depende do nível de fluido no reservatório. No nível máximo do reservatório esta vazão foi estimada em 50ml/s.

Em todos os experimentos realizados durante o trabalho, tomou-se o cuidado de se manter esse nível de reservatório cheio e garantir uma vazão máxima.

A velocidade dos jatos foi calculada pela Eq. (6.1), admitindo-se a simetria do bocal e desconsiderando-se as perdas de carga na saída do bocal.

$$\frac{Q_f}{2} = \frac{\pi \Phi_f^2 v_f}{4} \quad (6.1)$$

O diâmetro do orifício na saída dos bocais Φ_f é de 4,7mm, assim de acordo com a Eq. (6.1), a velocidade de cada jato é de $v_f=1,44\text{m/s}$ para $Q_f=50,0\text{ml/s}$.

O ideal seria manter a velocidade do jato o mais próximo possível da velocidade tangencial do disco de corte, para facilitar a penetração do fluido na região de corte pela própria barreira de ar e também manter a distância do vão de separação entre o bocal e o disco de corte a menor o possível (Jackson et al., 2005).

A velocidade tangencial do disco de corte v_s é obtida pela Eq. (6.2), essa velocidade depende do diâmetro d_s do disco de corte e da rotação n_t do “spindle” na máquina.

$$v_s = \pi \cdot n_t \cdot d_s \quad (6.2)$$

Com um disco de corte de diâmetro externo de 76mm, a menor rotação que chegou a ser usada nos ensaios foi de 500rpm. Nessa rotação, a menor velocidade v_s alcançada segundo a Eq. (6.2) foi de $v_s = 1,99\text{m/s}$, o que é considerada baixa, mas ainda é maior que a velocidade atingida pelos jatos do bocal da máquina. No entanto em rotações mais moderadas, abaixo de 5.000rpm com velocidades $v_s = 19,90\text{m/s}$, como é o caso, o fluido não encontra maiores dificuldades em colidir com a superfície da lamina executando a limpeza dos poros da lâmina e a refrigeração da região de corte. O fluido de corte começa a encontrar uma maior resistência em vencer essa barreira de ar, quando v_s começa a ultrapassar 45m/s, mas abaixo desse limite os métodos de distribuição fluídicos usados em retificações convencionais tornam-se eficazes (MARINESCU et al, 2004).

6.3 Preparação das amostras para o corte na máquina convencional

As amostras foram assentadas no substrato de vidro usando-se resina como massa de assentamento. A massa de assentamento usada foi resina fenólica disponível no mercado a granel. Os grãos de resina possuem tamanhos diferentes e formas bem irregulares. Para assentar a amostra no vidro, fundiu-se a resina dentro de um tubo de PVC para evitar derramamento. Para garantir um assentamento uniforme usaram-se dois fios de aço de pequeno diâmetro (0,15mm) previamente bem presos paralelamente no substrato de vidro com fita adesiva. A distância entre os fios foi ajustada manualmente para garantir que a amostra pudesse ser assentada em cima dos fios que funcionam como colunas longitudinais garantindo um bom paralelismo da amostra encostada aos fios de aço com o plano do substrato de vidro.

Uma pequena porção de resina foi depositada dentro do tubo já com os fios e ainda sem a amostra, em seguida esta porção de resina foi fundida usando-se um aquecedor manual até se chegar a uma massa liquefeita uniforme. Após a fusão da resina, a amostra de PZT foi assentada na massa manualmente aplicando-se uma leve pressão, o suficiente para que se pudesse garantir que a superfície plana da amostra se acomodasse aos fios de aço que também servem como uma base de sustentação.

Durante o processo de assentamento da amostra a resina resfriou-se e para retirar o tubo de PVC do vidro, aqueceu-se novamente a resina, mas desta vez até um ponto em que a resina adquirisse uma forma pastosa, o suficiente para retirada do tubo sem que amostra acomodada nos fios fosse movida. Logo após a retirada do tubo de PVC foi estabelecido um tempo médio de cura da resina em torno de 4 horas.

Para evitar que a lâmina cortasse a resina, a fim de se evitar os problemas já discutidos na Seção 1.2 do Capítulo (1) de se cortar substratos diferentes, principalmente um mole e um duro, e problemas decorrentes da adesão da resina nos poros da lamina, teve-se o cuidado em remover manualmente os excessos de resina na amostra. Foi mantida então, apenas uma pequena camada de resina na região abaixo da amostra, entre os fios, a ponto de se garantir que a espessura da camada de resina possa ser admitida como sendo igual a espessura nominal dos fios de aço.

Tomou-se um cuidado muito grande em cortar parcialmente a amostra deixando uma camada de fundo sobressalente muito fina na ordem de 0,15mm para evitar o contato da lâmina com o fio de aço, o que deve ser feito sempre.

O substrato de vidro com a amostra assentada foi condicionado cuidadosamente na mesa. Qualquer assimetria entre o plano da mesa com o plano do substrato de vidro, causa entrada de ar no mecanismo que não consegue afixar a amostra. Isso garante o paralelismo entre a amostra e a mesa, desde que a amostra esteja devidamente assentada. A Fig. 6.2 (a) mostra a amostra de PZT assentada no substrato de vidro e a Fig. 6.2 (b) mostra a mesma amostra acondicionada na mesa montada na máquina de corte e pronta para o corte.

Figura 6.2: Preparação e acondicionamento da amostra para o corte: a) amostra assentada no substrato de vidro, b) amostra acondicionada na máquina de corte ISOMET 4000

Após a execução dos cortes na máquina, a amostra ainda fixada pela resina foi aquecida novamente para ser retirada do substrato de vidro. Em seguida a amostra foi limpa com solvente para retirada de vestígios de resina impregnados e novamente limpa com água corrente e seca ao ar livre.

6.4 Ensaios executados na máquina de corte convencional

Antes da execução dos cortes, foi feita na própria máquina, uma dressagem do disco para regenerar o poder de corte da ferramenta.

No primeiro experimento foi investigada a influência dos parâmetros G , h_{eq} e e_c na retificação CFG. Para fazer uma correlação entre os valores teóricos dos parâmetros de otimização obtidos do modelo cinemático de contato abrasivo com os resultados experimentais, foi montada uma tabela contendo os cálculos analíticos de G , h_{eq} . Os valores dos parâmetros de saída G e h_{eq} e das variáveis de entrada a_e , v_s e v_w estão representados na Tabela (6.3). O valor de b_w e a_e na tabela refere-se à largura e a profundidade nominal dos canais cortados dos riscos.

Tabela 6.3: Valores de entrada a_e , v_w e v_s e os valores analíticos h_{eq} e G para o modo CFG de retificação

AMOSTRA-A ₁			
Modo de retificação - CFG			
$b_w=0,15\text{mm}$ - - - - $a_e=2,00\text{mm}$ - - - - $v_s=19,90\text{m/s}$			
Riscos	$v_w[\text{mm/min}]$	$h_{eq}[\mu\text{m}]$	$G[\text{adm}]10^{-4}$
R ₁₁	1,2	0,0019	0,010
R ₁₂	7,3	0,012	0,061
R ₁₃	13,7	0,022	0,11
R ₁₄	19,0	0,031	0,16

Para reproduzir o modo CFG de retificação variou-se a velocidade de avanço da máquina v_w , mantendo-se as outras variáveis de controle constantes. Foi imposta ao processo a máxima rotação que a máquina pode atingir que é 5.000rpm, o que dá ao disco uma velocidade tangencial de $v_s=19,90\text{m/s}$. A profundidade de corte da amostra foi mantida constante, $a_e=2,00\text{mm}$, muito próximo da espessura real da amostra, o que ajuda também a separar melhor as tiras para a análise das faces cortadas das arestas do risco. Variou-se o avanço da máquina desde o menor incremento até o seu valor máximo permitido.

No segundo experimento foi investigada a influência dos mesmos parâmetros anteriores no modo retificação HSG. De maneira análoga, uma outra tabela com as mesmas variáveis de controle e parâmetros de saída, foi gerada. Os novos valores obtidos para o modo HSG estão presentes na Tabela (6.4).

Tabela 6.4: Valores de entrada a_e , v_w e v_s e valores analíticos h_{eq} e G para o modo HSG de retificação

AMOSTRA-A ₂			
Modo de retificação - HSG			
$b_w=0,15\text{mm}$ - - - $a_e=2,00\text{mm}$ - - - $v_w=19,00\text{mm/min}$			
Riscos	$v_s[\text{m/s}]$	$h_{eq}[\mu\text{m}]$	$G[\text{adm}]10^{-3}$
R ₂₁	1,99	0,32	0,16
R ₂₂	6,47	0,098	0,049
R ₂₃	10,94	0,058	0,029
R ₂₄	15,42	0,041	0,020

Para reproduzir o modo HSG de retificação manteve-se a mesma profundidade de corte a_e e o maior avanço possível, que foi de $v_w=19,00\text{mm/min}$. Manter uma velocidade de avanço bem lenta ajudaria a reduzir h_{eq} , o que em tese ajudaria a diminuir os defeitos induzidos pelo processo de corte. Só que essa condição já foi ensaiada no experimento anterior. Nesse ensaio variou-se v_s do menor nível de rotação usado nos ensaios que foi de 500rpm até o seu nível máximo de rotação que chega até 5.000rpm.

O movimento de corte empregado neste trabalho foi o “Down Grinding”. Esta decisão foi tomada porque esse tipo de movimento empregado no corte ajuda a diminuir a tendência de incisão de defeitos nas arestas cortadas da amostra pelo processo abrasivo. O corte de cerâmicas responde melhor a tensões de compressão do que de tração (STINTON, 1988). A distância de cada risco cortado na amostra foi mantida em torno de 4mm. Essa distância foi mantida para facilitar as análises topográficas das amostras e investigar os fenômenos de trincamento e fragmentações causadas pelo corte, que é um dos objetivos do trabalho. Além disso, seria muito difícil separar tiras finas para uma possível análise posterior dos trincamentos nas faces das arestas cortadas. Por este mesmo motivo foram feitos apenas cortes longitudinais nas amostras, já que seria muito difícil identificar e estudar os defeitos pela soma da ação dos efeitos cruzados causados pelos cortes adicionais transversais, usados no corte do reticulado do compósito 1-3.

O espaçamento de 4mm produziu pequenas tiras, permitindo separar as placas mais facilmente do reticulado fraturando-se a camada de fundo remanescente. Esta separação foi

feita manualmente aplicando-se um leve movimento de flexão para evitar ao máximo qualquer ocorrência de possíveis defeitos induzidos pelo processo de separação das tiras da amostra cortada. Porém, antes de se separar as tiras da amostra para analisar os trincamentos nas faces, as amostras tiveram primeiro os fragmentos de topo das arestas dos riscos cortados analisados no microscópio óptico digital. A Fig. 6.3 mostra um exemplo de uma amostra de PZT-5A cortada na máquina de corte ISOMET 4.000 e ainda presa ao substrato de vidro pela resina.

Figura 6.3: Amostra cortada presa no substrato de vidro

6.5 Análise topográfica das arestas de topo do risco

As amostras com os riscos cortados foram analisadas no microscópio óptico. O microscópio óptico usado foi o “OLYMPUS BX60M”, dotado de uma câmara digital “TVCTK-1380”. O aparato possui uma placa de aquisição e o “software” “LEICA QWIM” que possibilita a geração de imagens topográficas da amostra no PC.

O microscópio possui aumento de até 1.000 vezes, no entanto o aumento usado para analisar as fragmentações de topo na amostra foi de 100 vezes.

Com as imagens geradas no PC foi possível fazer uma varredura na topografia dos riscos cortados e gerar fotos dessa topografia para posterior análise. As figuras dos trechos dos riscos cortados foram escolhidas aleatoriamente. Uma imagem foi gerada desse trecho usando-se o “software” de geração de imagens. Em seguida uma foto desse trecho contendo uma barra da medida real da figura foi gerada usando-se o mesmo “software”.

A Fig. 6.4 mostra um exemplo de um trecho do risco cortado fotografado no microscópio. No canto superior direito da foto está a barra de medida de referência com comprimento relativo de 100 μm . Na Fig. 6.4, ao centro, estão as simbologias que servem para estabelecer a direção de corte que foi usada no processo representada pelo vetor v_w e o tipo de movimento de retificação DG representado esquematicamente pelo rebolo e v_s . Na mesma figura, foram ainda estabelecidas as nomenclaturas LE que define a aresta lateral esquerda do risco e LD a aresta lateral direita.

Fig. 6.4: Representação das simbologias em um trecho qualquer do corte

Cada foto tirada da topografia da amostra possui uma dimensão de 764x574 “pixels”. Com a barra de comprimento relativo gerada pelo programa “LEICA-QWIN” foi possível estabelecer com boa aproximação as medidas reais da topografia superficial da amostra. Cada foto representa então, uma amostragem do risco cortado, onde é possível identificar e medir os defeitos gerados pelo corte abrasivo, mais especificamente as fragmentações de topo que são de interesse do trabalho.

Cada foto foi salva em um arquivo e enumerada para identificar a amostra, o risco e a sequência da foto gerada. A nomenclatura A_1 serve para identificar a amostra obtida do primeiro ensaio CFG e A_2 para identificar a amostra obtida do segundo ensaio HSG. Para identificar os riscos nas duas amostras ensaiadas usou-se a notação R_{kj} . O índice k serve para identificar o número da amostra cortada correspondente às nomenclaturas A_1 e A_2 definidas, e o índice j se refere ao número de identificação do risco amostrado. Sendo assim, por exemplo:

a nomenclatura $A_1-R_{11}-Fot_1$ se refere à fotografia da primeira amostragem topográfica do primeiro risco cortado na primeira amostra. Seguindo-se essa nomenclatura, os arquivos com as fotos da segunda amostra foram enumerados da mesma forma, de modo que, por exemplo: $A_2-R_{21}-Fot_2$ se refere à fotografia da segunda amostragem topográfica gerada do primeiro risco da segunda amostra e assim sucessivamente.

6.5.1 Critério usado para identificar e medir as fragmentações de topo

Analizando mais cuidadosamente a topografia das imagens das fotos geradas do microscópio, notou-se que o modo de remoção do material pelo processo de retificação foi predominantemente frágil, pelo menos a priori, por causa do aspecto do corte que formou várias lascas no topo das arestas cortadas. Esta afirmativa permitiu assumir que as fragmentações de topo nas arestas se assemelham muito as trincas laterais que ocorrem em materiais frágeis e estão ligados aos fenômenos de endentação e mecanismos de remoção frágil apresentados no Capítulo (3).

Sendo assim, uma boa forma de se medir estes vestígios de fragmentos é considerar suas principais dimensões, largura e comprimento. A profundidade também seria uma dimensão importante, porém na fabricação do compósito este defeito superficial pode ser removido e não afeta as propriedades piezelétricas da cerâmica que são de maior interesse. Na verdade a preocupação maior com a qualidade do corte é garantir que os pilares ou placas não se partam ou quebrem durante a fabricação do reticulado para o preenchimento. No entanto, tanto os números de defeitos induzidos pelo corte como o tamanho desses defeitos, são fortes indícios que as condições de trabalho são muito severas e comprometem o processo. O que se busca é garantir uma maior produtividade sem comprometer tanto a qualidade a ponto de produzirem falhas no reticulado cortado.

A Fig. 6.5 mostra como foram dimensionadas as fragmentações em um trecho qualquer da aresta do risco amostrado.

Fig. 6.5: Critérios usados nas medições dos fragmentos nas arestas de topo dos riscos cortados

Chama-se de a_f a largura do fragmento de topo, e b_f o seu comprimento. Para medir a_f e b_f foi impressa em uma folha, as imagens geradas no microscópio com as topografias dos riscos amostrados. Cada risco amostrado possui um comprimento real de 1,27mm. Medindo-se as dimensões impressas dos defeitos do risco e comparando-se estas dimensões com a barra de comprimento relativo gerada pelo microscópio, foi possível medir e quantificar a_f e b_f . A barra de comparação possui uma medida real relativa de 100µm, ela serve para comparar os valores topográficos reais da amostra com os gerados na topografia da figura. A mesma barra possui uma medida de 15mm no papel impresso. O comprimento do risco na topografia da figura em papel impresso possui 190,5mm.

Através dessas medidas comparativas estimou-se a_f e b_f usando-se um simples fator de conversão, como mostram as equações (6.3) e (6.4). Onde o índice i indica o número de identificação do fragmento amostrado.

$$a_{fi} = 100/15a_i(\text{medido}) \quad (6.3)$$

$$b_{fi} = 100/15b_i(\text{medido}) \quad (6.4)$$

Os tamanhos de a_{fi} e b_{fi} reais dos fragmentos de cada trecho amostrados nas figuras foram calculados e anotados. Para identificar os defeitos nas arestas esquerda e direita usou-se LD e LE definidos anteriormente.

Em seguida montou-se uma planilha de cálculo com os valores de todas as medidas a_{fi} e b_{fi} dos fragmentos. Esses valores foram separados em colunas na planilha para identificar cada risco amostrado. Foi montada uma planilha individual para cada amostra. A planilha P_1 se refere à amostra A_1 , enquanto que a planilha P_2 se refere a amostra A_2 . Esta decisão foi tomada para tornar mais fácil o controle e a identificação dos modos de retificação, CFG e

HSG e de suas respectivas variáveis de controle. As planilhas P₁ e P₂ estão presentes no Apêndice-B do trabalho.

Com os valores de a_f e b_f dos fragmentos, foram calculados os valores médios de a_f em cada aresta do risco, pelas equações (6.5) e (6.6). E os valores médios de b_f , pelo uso das equações (6.7) e (6.8).

$$a_{f \text{ Rkj}}^{\text{médLD}} = \frac{\sum_{i=1}^i a_{fi}}{N} \quad (6.5)$$

$$a_{f \text{ Rkj}}^{\text{médLE}} = \frac{\sum_{i=1}^i a_{fi}}{N} \quad (6.6)$$

$$b_{f \text{ Rkj}}^{\text{médLD}} = \frac{\sum_{i=1}^i b_{fi}}{N} \quad (6.7)$$

$$b_{f \text{ Rkj}}^{\text{médLE}} = \frac{\sum_{i=1}^i b_{fi}}{N} \quad (6.8)$$

. N - é o tamanho da amostra.

. i - passa a ser também o incremento do somatório ($i=1,2,3,...,N$).

Os termos sobrescritos LD e LE no membro esquerdo das equações acima, indicam a posição dos valores médios dos defeitos nas arestas.

O termo subscrito Rkj no membro esquerdo das equações indica o número da amostra e o número do risco experimental amostrado.

Então, $a_{f \text{ R11}}^{\text{médLD}}$, indica o valor médio do tamanho da largura do defeito a_f na aresta direita do risco R_{11} na amostra A_1 presente na planilha P₁, e assim sucessivamente para as duas amostras. De forma análoga, $b_{f \text{ R11}}^{\text{médLD}}$ indica o valor médio do tamanho do comprimento do defeito b_f na aresta direita do risco R_{11} na amostra A_1 da mesma planilha P₁.

O mesmo vale para os valores médios de a_f e b_f nas arestas esquerdas dos riscos da amostra A_1 , e de forma similar, para os defeitos das arestas esquerdas e direitas dos riscos da amostra A_2 .

Para testar a confiabilidade dos valores médios dos fragmentos e verificar se as medições são consistentes e que elas demonstram haver alguma influência dos modos de retificação (HFG, CFG) na ocorrência dos defeitos na topografia das arestas da cerâmica cortada, recorreu-se aos valores do desvio padrão ou desvio quadrático médio das medidas amostradas dos defeitos.

Para os desvios padrões amostrais do trabalho, apenas a letra grega σ foi acrescida na extremidade inferior esquerda das equações de (6.5) a (6.8) anteriores. Sendo assim, os mesmos critérios, termos e índices usados para identificar e classificar os valores médios dos defeitos a_f e b_f servem também para distinguir os seus respectivos desvios. Baseando-se nesta prerrogativa definiram-se os desvios padrões amostrais para os valores médios dos defeitos. As equações abaixo expressam esses valores dos desvios.

$$\sigma_{af \text{ Rkj}}^{\text{méd LE}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^i \left(a_{fi} - a_{f \text{ Rkj}}^{\text{méd LE}} \right)^2}{N-1}} \quad (6.9)$$

$$\sigma_{af \text{ Rkj}}^{\text{méd LD}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^i \left(a_{fi} - a_{f \text{ Rkj}}^{\text{méd LD}} \right)^2}{N-1}} \quad (6.10)$$

$$\sigma_{bf \text{ Rkj}}^{\text{méd LE}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^i \left(b_{fi} - b_{f \text{ Rkj}}^{\text{méd LE}} \right)^2}{N-1}} \quad (6.11)$$

$$\sigma_{bf \text{ Rkj}}^{\text{méd LD}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^i \left(b_{fi} - b_{f \text{ Rkj}}^{\text{méd LD}} \right)^2}{N-1}} \quad (6.12)$$

Admitindo que a distribuição de frequência das medições tomou a forma de uma distribuição Gaussiana ou normal, adotou-se como erro provável para uma dispersão σ da média, o critério de 68,3%. Então a probabilidade de uma medida estar contida em 0.683σ da média é de 50% e com um erro provável de 0.683σ da média.

No Capítulo (2), o tamanho da maior fragmentação foi definido pela Eq. (2.1) como sendo a metade da diferença entre a largura real com a nominal. A largura real foi definida como sendo a soma das maiores larguras a_f dos fragmentos nas extremidades das duas arestas cortadas do risco. Esta definição faz esta consideração porque na separação dos componentes

do substrato das cartelas a maior preocupação no processo de corte é preservar a integridade dos componentes não estendendo os limites dos cortes na tira. No entanto, a maior preocupação na fabricação do compósito é a integridade do reticulado. Sendo assim, este cálculo foi feito de maneira um pouco diferente. Foram considerados os tamanhos amostrados dos maiores defeitos no topo das arestas, a maior largura relativa do fragmento denotado por $a_{f_{Rkj}}^{máx^{LE}}, a_{f_{Rkj}}^{máx^{LD}}$ e o maior comprimento relativo, denotado por $b_{f_{Rkj}}^{máx^{LE}}, b_{f_{Rkj}}^{máx^{LD}}$ em cada aresta do risco cortado. Finalmente o tamanho do maior defeito em cada aresta foi estabelecido pelas equações (6.13) e (6.14). A Eq. (6.13) corresponde ao maior tamanho relativo do defeito na aresta esquerda LE, e a Eq. (6.14) corresponde ao maior tamanho relativo do defeito na aresta direita LD.

$$f_{Rkj}^{máx^{LE}} = a_{f_{Rkj}}^{máx^{LE}} \cdot b_{f_{Rkj}}^{máx^{LE}} \quad (6.13)$$

$$f_{Rkj}^{máx^{LD}} = a_{f_{Rkj}}^{máx^{LD}} \cdot b_{f_{Rkj}}^{máx^{LD}} \quad (6.14)$$

7- RESULTADOS EXPERIMENTAIS OBTIDOS PARA AS FRAGMENTAÇÕES DE TOPO

7.1 Aspecto das topografias dos cortes ensaiados para as amostras A_1 e A_2

A Fig. 7.1 mostra uma representação topográfica de um trecho qualquer das regiões amostradas pelas fotografias dos riscos cortados presentes no Apêndice-B do trabalho.

Amostra A_1 - CFG

Figuras de um trecho qualquer das fotografias presentes no Apêndice-B e Subseção B.1.1 do trabalho mostrando os aspectos topográficos dos riscos cortados nos ensaios da Amostra A_1

Amostra A_2 - HSG

Figuras de um trecho qualquer das fotografias presentes no Apêndice-B e Subseção B.1.2 do trabalho mostrando os aspectos topográficos dos riscos cortados nos ensaios da Amostra A_2

Fig. 7.1 Fragmentações de topo nas arestas dos riscos cortados das amostras A_1 e A_2

Os trechos editados das fotografias da topografia dos cortes mostraram uma característica muito importante da cerâmica, que é a de fragmentar-se bastante durante o corte, onde é

possível observar um grande número de fragmentos formados nas arestas de topo dos riscos, independentemente dos parâmetros usados nos ensaios. Variando-se v_w ou v_s separadamente nos ensaios não alterou o aspecto dos fragmentos nas arestas de topo dos riscos cortados e não mudou os números de fragmentações. O corte produziu um número médio de 15 fragmentos por milímetro de comprimento amostrado para a amostra A_2 e 12 para a amostra A_1 . Sendo assim, pode se dizer que as variáveis de controle v_s e v_w não afetam no número de defeitos induzidos no topo das arestas cortadas dos riscos pelo processo de corte, embora os números de defeitos medidos nas arestas dos riscos da amostra A_1 tenham sido um pouco menores.

O aspecto das fragmentações de topo se manteve o mesmo para todos os cortes, sua forma é muito parecida com a forma da trinca lateral discutida na Subseção 3.4.2 do Capítulo (3). Ficou evidenciado que as variáveis de controle v_w e v_s não tiveram influência no mecanismo de remoção do processo abrasivo, que a julgar pela forma da fragmentação de topo muito parecida com a trinca lateral, foi predominantemente frágil. Por essa hipótese, a formação das lascas se deu possivelmente pelo crescimento e abertura lateral desse tipo de trinca e posterior destacamento da camada remanescente pelo abrasivo do disco de corte durante o passe da ferramenta.

A largura real do canal cortado b_{real} , também ajuda a reforçar essa suspeita, seu tamanho não mudou substancialmente para os cortes dos riscos durante os ensaios de cada amostra, mas se manteve bem acima da largura nominal de corte ($b_e=b_w=150\mu m$) em torno de 47% maior para os riscos da amostra A_2 e 40% para os riscos da amostra A_1 . Isso também é um indício que a remoção de material se deu pelo mecanismo frágil, onde o aumento da largura do canal é favorecido pelos limites da largura da trinca lateral. Mesmo que as lascas destacadas não possuam as dimensões das trincas, certamente o volume de material removido e os tamanhos dos fragmentos nas arestas dos riscos cortados são influenciados por elas.

No entanto, percebe-se uma diferença de quase 5% entre as larguras reais dos canais cortados quando comparados os dois ensaios, b_{real} foi maior no ensaio da amostra A_2 , mesmo usando-se discos iguais. Essa discrepância pode explicada por possíveis vibrações no disco de corte ou no “spindle” que devem afetar a largura do canal cortado mais do que os próprios parâmetros de corte estudados no trabalho, uma vez que se usou o mesmo disco de corte e ainda teve-se a preocupação de afiá-los na própria máquina antes da execução de cada ensaio. Uma possível explicação pode estar também na profundidade de corte a_{real} , que foi 4,3% maior nos cortes dos riscos da amostra A_2 . Como mostra a Eq. (4.8), um aumento da profundidade de corte a_e ajuda a aumentar h_{eq} , e possivelmente a tornar o processo mais severo com um corte de qualidade mais inferior. Os valores reais medidos das larguras e

profundidades de corte, a_{ereal} e b_{ereal} , das amostras A_1 e A_2 estão presentes no rodapé das fotografias Fot₁ e Fot₂ dos trechos amostrados dos riscos presentes nas planilhas P₁ e P₂ do Apêndice-B do trabalho.

7.2 Resultados dos valores médios obtidos para o modo de retificação CFG

As legendas, A_1 , DG e CFG da Tabela (7.1) mostram: o número de identificação e controle da amostra ensaiada, o tipo de movimento do rebolo e o modo de retificação empregado no processo de corte da primeira amostra cortada variando-se v_w e mantendo-se as demais condições inalteradas durante os ensaios. Os parâmetros ensaiados para a amostra A_1 se encontram na Tabela (6.3), onde estão presentes também os valores analíticos de h_{eq} e G .

Os resultados obtidos da análise topográfica dos riscos no modo de retificação CFG são também apresentados na Tabela (7.1). A tabela exibe os tamanhos médios e os desvios padrões médios das fragmentações nas arestas dos riscos amostrados.

São ainda apresentados na Tabela (7.1), os números de fragmentações nos dois lados das arestas cortadas de cada risco amostrado no ensaio da amostra A_1 .

Tabela 7.1: Resultados dos tamanhos médios dos fragmentos nas arestas da amostra A_1

Amostra- A_1										
Tipo de processo - Retificação plana										
Tipo de movimento - DG										
Modo de retificação - CFG										
Riscos	Fragmentações de topo									
	LE					LD				
	N_{fRlj}^{LE}	$a_{fRlj}^{médLE}$	$\sigma_{afRlj}^{médLE}$	$b_{fRlj}^{médLE}$	$\sigma_{bfRlj}^{médLE}$	N_{fRlj}^{LD}	$a_{fRlj}^{médLD}$	$\sigma_{afRlj}^{médLD}$	$b_{fRlj}^{médLD}$	$\sigma_{bfRlj}^{médLD}$
		[μm]	[μm]	[μm]	[μm]		[μm]	[μm]	[μm]	[μm]
R ₁₁	26	4,87	1,88	19,37	4,00	24	5,35	1,70	17,99	3,44
R ₁₂	25	8,60	2,99	23,74	6,53	15	8,78	4,39	21,34	3,68
R ₁₃	25	9,47	3,93	23,74	5,47	19	8,33	2,35	22,12	3,92
R ₁₄	25	10,67	2,85	27,01	9,62	22	9,47	3,54	23,19	5,57

Observando-se os valores médios dos comprimentos, $b_{fRlj}^{médLE}$, $b_{fRlj}^{médLD}$ e das larguras $a_{fRlj}^{médLE}$ e

$a_{fRlj}^{médLD}$ dos fragmentos representados na Tabela (7.1), verifica-se um aumento nos tamanhos

dos defeitos causados pelo aumento gradual da velocidade de avanço v_w usada nos ensaios, mantendo-se as demais variáveis de controle inalteradas. No entanto, pode ser observado também que os respectivos desvios padrões dos valores médios dos defeitos mantiveram-se elevados, para as larguras, os desvios ficaram em torno de 1/3 do valor médio e no caso dos comprimentos, cerca de mais de 1/4 do valor médio para medições nas arestas esquerdas e 1/5 para as medições nas arestas direitas.

Considerando-se os limites superiores e inferiores dos desvios padrões amostrais, nota-se que essa variação nos valores médios dos tamanhos a_f e b_f dos fragmentos amostrados em função de v_w aparentemente permanece num mesmo patamar, ou seja, para um aumento gradual de v_w nos ensaios que chegou a quase 16 vezes o seu valor inicial, que pode ser considerado um aumento grande, não houve uma diferença estatística perceptível. De qualquer forma, considerando-se os valores das médias estatísticas de a_f e b_f nos pontos extremos, em R_{14} com condição mais severa de usinagem com os maiores h_{eq} e v_w ensaiados para a amostra A_1 e comparando-se com os valores médios amostrais correspondentes para R_{11} na condição mais amena com v_w e h_{eq} menores, verificam-se os aumentos nos tamanhos dos defeitos. O aumento estatístico dos comprimentos médios $b_{f\ RIj}^{médLE}$, $b_{f\ RIj}^{médLD}$ e das larguras médias $a_{f\ RIj}^{médLE}$, $a_{f\ RIj}^{médLD}$ dos fragmentos quando v_w aumenta e h_{eq} torna-se maior à medida que o processo torna-se mais severo. Mas com os desvios, essa diferença estatística fica comprometida e não dá para afirmar com segurança se ela realmente ocorreu e se esse aumento foi ou não significativo.

7.2.1 Resultados dos valores médios obtidos para o modo de retificação HSG

Após a análise topográfica e medições dos riscos amostrados cortados no modo de retificação HSG para a amostra A_2 , os resultados obtidos foram expressos na Tabela (7.2), de forma análoga à Tabela (7.1) montada para a amostra A_1 . As legendas e as variáveis na Tabela (7.2) têm os mesmos significados dos da Tabela (7.1). A Tabela (7.2) mostra os resultados experimentais e teóricos da amostra A_2 , nela estão presentes os tamanhos médios dos fragmentos, os desvios padrões médios das fragmentações nas arestas dos riscos amostrados e o número de fragmentações nas arestas de cada risco amostrado. As condições ensaiadas para a amostra A_2 variando-se v_s estão presentes na Tabela (6.4) junto com os valores analíticos da espessura equivalente de cavaco h_{eq} e a razão de retificação G para cada risco.

Tabela 7.2: Resultados dos tamanhos médios dos fragmentos nas arestas da amostra A₂

Amostra-A ₂										
Tipo de processo - Retificação plana										
Tipo de movimento - DG										
Modo de retificação - HSG										
Fragmentações de topo										
Riscos	LE					LD				
	N _{f R2j} ^{LE}	méd ^{LE} a _{f R2j}	méd ^{LE} σ _{af R2j}	méd ^{LE} b _{f R2j}	méd ^{LE} σ _{bf R2j}	N _{f R2j} ^{LD}	méd ^{LD} a _{f R2j}	méd ^{LD} σ _{af R2j}	méd ^{LD} b _{f R2j}	méd ^{LD} σ _{bf R2j}
		[μm]	[μm]	[μm]	[μm]		[μm]	[μm]	[μm]	[μm]
R ₂₁	26	10,97	1,95	31,68	7,07	26	11,54	1,82	33,28	9,02
R ₂₂	35	9,81	2,48	31,39	8,04	33	10,71	2,43	30,17	8,07
R ₂₃	34	10,05	2,37	30,36	8,88	26	10,77	2,84	30,07	7,24
R ₂₄	27	9,32	2,68	27,98	6,23	30	10,45	3,50	28,51	6,41

Os mesmos comentários e observações feitas para a Tabela (7.1) são válidos para os resultados da Tabela (7.2), salvo apenas uma ressalva, o fato de que as variações nos tamanhos médios de a_f e b_f dos fragmentos foram menores em comparação aos resultados obtidos para o modo CFG de retificação.

Nos ensaios da amostra A₂ foi empregado um aumento gradual em v_s nos ensaios que chegou quase a 8 vezes o seu valor inicial e produziu desvios padrões numericamente maiores do que os ensaios da amostra A₁ anterior. Mas a exemplo da amostra A₁, os desvios se mantiveram praticamente na mesma ordem, cerca de 1/4 do valor médio para as larguras e relativamente maior para os comprimentos, mas também próximos de 1/4 do valor médio. No entanto, as variações dos valores médios foram pequenas, se levarmos em conta os desvios, a maior delas ocorreu entre os tamanhos dos defeitos dos pontos extremos do processo nos ensaios dos

riscos R₂₁ e R₂₄. Para as larguras médias $a_{f R21}^{méd LD} = 11,54 \mu m$ e $a_{f R24}^{méd LE} = 9,32 \mu m$ ela chegou a ser

mais de 2μm e para os comprimentos médios, a maior variação ocorreu entre os defeitos $b_{f R21}^{méd LD} = 33,28 \mu m$ e $b_{f R24}^{méd LE} = 27,28 \mu m$ que foi de mais de 5μm. Mesmo assim, essa diferença estatística, considerando-se os desvios, torna-se pequena ou simplesmente desaparece e a exemplo dos valores médios dos tamanhos dos fragmentos dos riscos da amostra A₁, não permite distinguir claramente uma diferença estatística plausível entre os valores, por causa da incerteza imposta pelos desvios padrões grandes.

7.3 Estudo comparativo dos piores casos produzidos pelos modos de retificação CFG e HSG

Para estabelecer os tamanhos de máximo dos fragmentos, de acordo com as definições na Subseção 6.5.1 do Capítulo (6), montou-se a Tabela (7.3). Nela estão os valores de máximo dos tamanhos a_f e b_f dos fragmentos de topo das arestas dos riscos cortados no modo CFG de retificação. Na mesma tabela estão também os mesmos valores de máximo obtidos para o modo HSG de retificação.

De acordo com as equações (6.13) e (6.14) foi definido o tamanho máximo relativo do defeito nas arestas dos riscos, baseado no valor de máximo para os tamanhos das larguras e comprimentos das fragmentações de topo das arestas dos riscos amostrados. Esses valores são apresentados na Tabela (7.3) e ajudarão a interpretar o pior caso, onde o ajuste das variáveis de controle da máquina v_s e v_w produziu o maior defeito relativo.

Tabela 7.3: Tamanho máximo relativo dos defeitos nas arestas dos riscos das amostras A₁ e A₂

Amostra A ₁ - Modo de retificação - CFG								
	LE				LD			
Larguras	R ₁₁	R ₁₂	R ₁₃	R ₁₄	R ₁₁	R ₁₂	R ₁₃	R ₁₄
$a_{f \text{ R1j}}^{\text{máx LE,LD}} [\mu\text{m}]$	8,34	15,00	18,34	16,67	8,34	16,67	13,34	16,67
Comprimentos	R ₁₁	R ₁₂	R ₁₃	R ₁₄	R ₁₁	R ₁₂	R ₁₃	R ₁₄
$b_{f \text{ R1j}}^{\text{máx LE,LD}} [\mu\text{m}]$	31,68	40,00	31,68	51,69	23,34	28,35	31,68	35,02
$f_{\text{R1j}}^{\text{máx LE,LD}} [\mu\text{m}^2]$	264	600	581	862	195	473	423	584
Amostra A ₂ - Modo de retificação - HSG								
	LE				LD			
Larguras	R ₂₁	R ₂₂	R ₂₃	R ₂₄	R ₂₁	R ₂₂	R ₂₃	R ₂₄
$a_{f \text{ R2j}}^{\text{máx LE,LD}} [\mu\text{m}]$	15,01	13,34	15,01	15,01	16,67	15,01	15,01	18,34
Comprimentos	R ₂₁	R ₂₂	R ₂₃	R ₂₄	R ₂₁	R ₂₂	R ₂₃	R ₂₄
$b_{f \text{ R2j}}^{\text{máx LE,LD}} [\mu\text{m}]$	46,69	50,02	50,02	43,35	50,02	46,69	43,45	41,69
$f_{\text{R2j}}^{\text{máx LE,LD}} [\mu\text{m}^2]$	701	667	750	651	834	701	652	765

Os ensaios que produziram os menores valores médios amostrais deveria, em expectativa, apresentar os menores tamanhos relativos dos defeitos a_f e b_f , mas não é isso o que mostra a

Tabela (7.3). Para o modo HSG de retificação a condição mais amena de retificação ensaiada na amostra A₂ para o risco R₂₄, não produziu os menores valores de máximo relativo, na verdade manteve-se no mesmo patamar. De qualquer forma, o maior tamanho de defeito relativo foi atribuído à aresta esquerda do risco R₂₃, $f_{R23}^{máxLE} = 750\mu\text{m}^2$ e direita do risco R₂₁, $f_{R21}^{máxLD} = 834\mu\text{m}^2$. O risco R₂₁ teoricamente deveria mesmo apresentar os maiores defeitos por ser ensaiado em uma condição de retificação mais severa, com o menor v_s e o maior h_{eq} , em relação à condição mais amena ensaiada para o risco R₂₄, com o maior v_s e o menor h_{eq} . Mas uma análise mais criteriosa comprova que aparentemente os ensaios feitos para a amostra A₂ produziram o mesmo tamanho de máximo relativo para os defeitos a_f e b_f , o que é verdade, pelo menos para os trechos das regiões amostradas no trabalho.

No caso do modo CFG houve uma influência mais sensível do aumento de v_w e h_{eq} nos tamanhos de máximo relativo dos defeitos a_f e b_f nos riscos da amostra A₁. De uma forma mais coerente, nota-se que a condição mais severa de corte encontrada no ensaio do risco R₁₄ dada por $v_w = 19,0\text{mm/min}$ produziu as maiores médias estatísticas dos tamanhos de defeitos a_f e b_f e conseqüentemente os maiores tamanhos de máximo relativo dos defeitos na aresta esquerda e direita do risco R₁₄, dados respectivamente por: $f_{R14}^{máxLE} = 862\mu\text{m}^2$ e $f_{R14}^{máxLD} = 584\mu\text{m}^2$.

Para a amostra A₁, os valores de máximo relativo do trecho amostrado concordam com a tendência dos valores médios da Tabela (7.1) discutidos anteriormente. Percebe-se então, uma piora da qualidade do corte com o aumento de v_w e h_{eq} . É claro que ao longo do risco cortado pode haver arestas com defeitos maiores que os defeitos medidos no trecho amostrado, mas deveria haver uma consistência entre os valores reais com os amostrados. Desta feita, era esperado que o risco R₁₄ ensaiado com a condição mais severa produzisse o pior corte com os maiores defeitos, o que realmente ocorreu e pode ser comprovado pelos valores médios na Tabela (7.1) e de máximo relativo dos defeitos a_f e b_f na Tabela (7.3) para a amostra A₁.

7.4 Gráficos dos resultados experimentais dos modos de retificação CFG e HSG

Para melhor interpretar os resultados apresentados nas tabelas (7.1) e (7.2) e ajudar a entender melhor o efeito das variáveis v_s e v_w nos tamanhos dos fragmentos medidos e amostrados das amostras A₁ e A₂, plotou-se na Fig. 7.2 os gráficos com os valores médios em função das variáveis de entrada v_s e v_w . O gráfico foi plotado para estabelecer uma interpretação gráfica

dos fenômenos de fragmentação induzidos pelo processo através das variáveis de controle da máquina nos modos CFG e HSG.

Amostra A₁ - Modo CFG

Diagrama dos pontos de dispersão dos valores médios amostrados

Amostra A₂ - Modo HSG

Diagrama dos pontos de dispersão dos valores médios amostrados

Fig.7.2: Tamanhos médios das fragmentações de topo das arestas dos riscos

Os gráficos (a1) e (a2) na Fig 7.2 mostram os valores médios amostrais dos tamanhos a_f e b_f dos fragmentos nos lados esquerdos LE e direitos LE das arestas dos riscos da amostra A₁. Os tamanhos médios das larguras dos fragmentos dos riscos foram diferenciados dos tamanhos médios dos comprimentos mediante ao uso das legendas: a legenda “○” foi usada para as

larguras médias e a legenda “□” foi usada para identificar os comprimentos médios. Para os gráficos (b1) e (b2) valem as mesmas relações encontradas em (a1) e (a2), mas elas servem para a interpretação dos valores médios amostrados dos riscos da amostra A_2 .

Graficamente fica difícil visualizar uma diferença estatística e apontar se houve ou não alguma tendência de piora do corte em função das variáveis de controle v_w e v_s ensaiadas nas amostras A_1 e A_2 . Por causa da grande variação dos desvios, representados nos gráficos da Fig. 7.2 pelas barras verticais dos erros prováveis, não dá para afirmar com segurança se houve ou não alguma variação das médias estatísticas, e muito menos dizer se essas variações foram ou não significativas. Ligando-se as barras de erro nos seus limites superiores e inferiores tem-se a impressão de que as médias dos valores dos riscos ensaiados na amostra A_2 para o modo HSG, variando-se v_s , permaneceram num mesmo patamar. No caso da amostra A_1 para o modo CFG, variando-se v_w é possível visualizar-se uma ligeira variação e vislumbrar um ajuste de uma reta média com uma inclinação suave. Desta feita é difícil dizer graficamente que v_w e v_s afetam o processo de corte e verificar alguma tendência de piora ou melhora da qualidade do corte durante os ensaios, e pelo menos a princípio, parece que os valores médios se mantiveram num mesmo patamar sem nenhuma variação estatística.

7.5 Curvas e equações para o modo CFG de retificação

Os gráficos da Fig. 7.3 mostram os pontos do conjunto de dados da curva de dispersão plotados junto com a curva da reta. A reta central marcada pela linha cheia é a curva obtida pelo método dos mínimos quadrados, ao passo que as retas inferior e superior traçadas em linhas pontilhadas na figura são os resíduos dados por $\hat{s}_{xy}$.

Os gráficos da Fig. 7.3 são interpretações gráficas dos valores contidos na Tabela (7.1) para o modo CFG. A Fig. 7.3 mostra as curvas de interpolação feitas para os mesmos valores médios de a_f e de b_f dos gráficos (a1) e (a2) da Fig. 7.2. Na mesma Fig. 7.3 estão as equações das curvas e os coeficientes de correlação dos ajustes.

Amostra A₁ - Modo CFG

Tamanhos médios dos fragmentos nas arestas do lado esquerdo LE dos riscos R_{ij} da amostra A₁

Tamanhos médios dos fragmentos nas arestas do lado direito LD dos riscos R_{ij} da amostra A₁

Fig. 7.3: Retas de mínimos quadrados ajustadas para os pontos de dispersão dos valores médios dos tamanhos a_f e b_f dos fragmentos para os dados obtidos no modo CFG de retificação

Uma análise mais detalhada feita para os gráficos da Fig. 7.3, mediante ao uso dos coeficientes de correlação r e dos ajustes dos pontos de dispersão com aderência $\hat{s}_{XY}$, mostraram que as variações nos tamanhos médios dos defeitos a_f e b_f com a mudança gradual de v_w empregada nos ensaios da amostra A₁ para o modo CFG de retificação realmente ocorreu, com cerca de 70% de certeza para os pontos dentro dos limites $\pm \hat{s}_{XY}$. Isto, admitindo-se uma distribuição normal das amostragens feitas para os tamanhos a_f e b_f

presentes no Apêndice-B do trabalho. Os gráficos mostram ainda um comportamento linear do aumento no tamanho dos defeitos, atribuídos ao fenômeno de crescimento e formação de trincamentos das arestas, com o aumento de v_w e h_{eq} . Esse comportamento pode ser explicado pela inclinação da reta de mínimos quadrados usada nos ajustes dos pontos de dispersão e é válido para faixa de variação de v_w usada nos ensaios. Para uma região maior, com v_w variando em maiores ordens de grandeza, esse comportamento pode mudar e não ser mais linear e se tornar uma função de ordem superior tornando os gráficos da Fig. 7.3 curvas não lineares. Mas, para a região amostrada, verifica-se um comportamento linear. Sendo assim, pode-se esperar que um aumento da velocidade de avanço da máquina torne o processo mais severo e contribua para uma piora da qualidade de corte. Comparando-se os gráficos (a1) com (a2) e (b1) com (b2) da Fig. 7.3 certifica-se que os defeitos a_f e b_f , não aumentam em função v_w na mesma proporção, o que pode ser comprovado pelo coeficiente linear das retas com diferentes inclinações. As inclinações das retas dos gráficos (a1) com (b1) e (a2) com (b2) também são diferentes quando comparadas, o que leva a crer que os tamanhos médios dos defeitos nas duas arestas tiveram magnitudes diferentes, onde os valores médios dos defeitos $a_{f\ RIj}^{méd\ LE}$ do gráfico (a1) e $b_{f\ RIj}^{méd\ LE}$ do gráfico (a2) da Fig. 7.3 obtidos para as arestas esquerdas dos riscos se mostraram diferentes aos valores médios correspondentes dos das arestas direitas, $a_{f\ RIj}^{méd\ LD}$ do gráfico (b1) e $b_{f\ RIj}^{méd\ LD}$ do gráfico (b2) da mesma figura. Isso é verdade levando-se em conta as inclinações das retas, mas essa diferença parece não ser significativa a ponto de indicar alguma tendência de piora do corte em uma das arestas dos riscos, o que acaba sendo elucidado comparando-se as médias estatísticas (Tabela (7.1)) dos defeitos nos lados esquerdos LE e direitos LD da amostra A_1 , onde não se vê nenhuma diferença entre os valores quando considerado os limites dos desvios.

7.6 Curvas e equações para o modo HSG de retificação

Os procedimentos usados para a construção dos gráficos da Fig. 7.4 são idênticos aos usados para a construção dos gráficos da Fig. 7.3, com a diferença que os dados usados nas equações e construção das curvas foram extraídos da Tabela (7.2) usada para representar o modo HSG de retificação. Por equivalência com os gráficos da Fig. 7.3, os novos gráficos (a1) e (a2) denotam os valores médios estatísticos correspondentes às larguras e comprimentos médios

dos fragmentos das arestas do lado esquerdo dos riscos da amostra A_2 , ao passo que os gráficos (b1) e (b2) dizem respeito aos mesmos valores que pertencem às arestas do lado direito dos mesmos riscos. Na mesma figura estão também as equações das curvas e os coeficientes de correlação dos ajustes.

Amostra A_2 - Modo HSG

Tamanhos médios dos fragmentos nas arestas do lado esquerdo LE dos riscos R_{2j} da amostra A_2

Tamanhos médios dos fragmentos nas arestas do lado direito LD dos riscos R_{2j} da amostra A_2

Fig. 7.4: Hipérboles de mínimos quadrados ajustadas para os pontos de dispersão dos valores médios dos tamanhos a_f e b_f dos fragmentos para os dados obtidos no modo HSG de retificação

Os mesmos comentários e observações feitas para os gráficos da Fig. 7.3 são válidos e aceitos para os gráficos da Fig. 7.4, salvo as considerações que devem ser feitas quanto a natureza da curva de mínimos quadrados ajustada ao problema. Nos gráficos da Fig. 7.4 observa-se uma

diminuição dos tamanhos médios dos defeitos a_f e b_f com o aumento gradual de v_s e a diminuição de h_{eq} . Nota-se então que um aumento da rotação n_t do “spindle” ajuda a manter um corte mais suave e a diminuir os tamanhos dos defeitos e a melhorar a qualidade do corte. No problema foram usadas hipérboles de mínimos quadrados para os ajustes dos pontos, no entanto, parece evidente que o fenômeno se comportou de uma forma mais linear, embora os coeficientes de correlação r das hipérboles e das retas testados previamente tenham sido quase os mesmos e optou-se pelas hipérboles. Esse fato pode ser explicado pela baixa taxa de variação dos tamanhos médios dos defeitos a_f e b_f em relação à v_s , o que aproxima muito as curvas de uma reta. Talvez o ajuste dos pontos de dispersão do problema com retas decrescentes fosse mais sensato, mas certamente as curvas ajustadas não interferiram no ajuste, como mostrou os testes dos coeficientes r , e não afetaram na interpretação do fenômeno.

E por fim, mais uma ressalva deve ser feita sobre os resultados gráficos da Fig. 7.4, é o fato de que as variações nos tamanhos médios dos defeitos a_f e b_f foram muito pequenas. Como foi visto na Subseção 7.2.1, a maior delas ocorreu entre os defeitos do risco R_{21} e do risco R_{24} ,

para as larguras $a_{f\ R21}^{médLD}$ e $a_{f\ R24}^{médLE}$, e para os comprimentos $b_{f\ R24}^{médLE}$ e $b_{f\ R21}^{médLD}$ dos respectivos riscos.

Mas nem os gráficos (b1) e (b2) da Fig. 7.2 e nem os valores médios da Tabela (7.2) apontam para uma diferença estatística significativa nos valores médios de b_f e a_f . Os gráficos da Fig. 7.4 mostram, de uma maneira mais clara, haver uma diferença estatística nos valores médios, mas a exemplo do que foi discutido anteriormente, não aponta se elas são significativas.

No caso dos valores médios encontrados nos ensaios da amostra A_1 essa diferença foi bem maior, as variações foram mais contundentes, o que nos leva a acreditar que o processo foi muito mais sensível às mudanças de velocidade de avanço v_w do que as mudanças de rotação n_t do “spindle” usadas nos ensaios da amostra A_2 .

7.7 Testes de hipótese para estabelecer as diferença das médias amostrais

As tabelas (7.4) e (7.5) exibem todos os cálculos baseado no roteiro descrito na Seção C.2 do Apêndice-C para estabelecer os testes de hipótese e intervalos de confiança e definir as diferenças das médias amostrais dos riscos comparados.

A Tabela (7.4) foi montada para estabelecer os testes de hipótese e comparar a diferença dos valores médios dos comprimentos e larguras entre os riscos R_{11} e R_{14} da amostra A_1 .

Tabela 7.4: Roteiro usado para a comparação entre as médias estatísticas dos riscos R_{11} e R_{14}

Testes de hipótese para o modo CFG							
Teste da estatística F para a comparação das variâncias							
Comparação das variâncias das larguras médias dos riscos R ₁₁ e R ₁₄				Comparação das variâncias dos comprimentos médios dos riscos R ₁₁ e R ₁₄			
LE		LD		LE		LD	
$\left(\frac{\text{méd LE}}{\sigma_{af R11}}\right)^2$ $\sigma_0^2[\mu\text{m}^2]$ 3,54	$\left(\frac{\text{méd LE}}{\sigma_{af R14}}\right)^2$ $\sigma_1^2[\mu\text{m}^2]$ 8,11	$\left(\frac{\text{méd LD}}{\sigma_{af R11}}\right)^2$ $\sigma_0^2[\mu\text{m}^2]$ 2,89	$\left(\frac{\text{méd LD}}{\sigma_{af R14}}\right)^2$ $\sigma_1^2[\mu\text{m}^2]$ 12,55	$\left(\frac{\text{méd LE}}{\sigma_{bf R11}}\right)^2$ $\sigma_0^2[\mu\text{m}^2]$ 16,03	$\left(\frac{\text{méd LE}}{\sigma_{bf R14}}\right)^2$ $\sigma_1^2[\mu\text{m}^2]$ 92,70	$\left(\frac{\text{méd LD}}{\sigma_{bf R11}}\right)^2$ $\sigma_0^2[\mu\text{m}^2]$ 11,84	$\left(\frac{\text{méd LD}}{\sigma_{bf R14}}\right)^2$ $\sigma_1^2[\mu\text{m}^2]$ 30,97
N _{fR11} ^{LE} N ₀ =26	N _{fR14} ^{LE} N ₁ =25	N _{fR11} ^{LD} N ₀ =24	N _{fR14} ^{LD} N ₁ =22	N _{fR11} ^{LE} N ₀ =26	N _{fR14} ^{LE} N ₁ =25	N _{fR11} ^{LD} N ₀ =24	N _{fR14} ^{LD} N ₁ =22
F _{teste} =2,3		F _{teste} =4,3		F _{teste} =5,8		F _{teste} =2,7	
F _{tab} =1,97		F _{tab} =2,03		F _{tab} =1,97		F _{tab} =2,03	
F _{teste} >F _{tab} Rejeição de F → H _{P0} : σ ₀ ² ≠σ ₁ ² $v=\left[\frac{\left(\frac{\sigma_0^2/N_0+\sigma_1^2/N_1}{\frac{\sigma_0^2/N_0}{N_0+1}+\frac{\sigma_1^2/N_1}{N_1+1}}\right)^2}{45}\right]-2$		F _{teste} >F _{tab} Rejeição de F → H _{P0} : σ ₀ ² ≠σ ₁ ² $v=\left[\frac{\left(\frac{\sigma_0^2/N_0+\sigma_1^2/N_1}{\frac{\sigma_0^2/N_0}{N_0+1}+\frac{\sigma_1^2/N_1}{N_1+1}}\right)^2}{30}\right]-2$		F _{teste} >F _{tab} Rejeição de F → H _{P0} : σ ₀ ² ≠σ ₁ ² $v=\left[\frac{\left(\frac{\sigma_0^2/N_0+\sigma_1^2/N_1}{\frac{\sigma_0^2/N_0}{N_0+1}+\frac{\sigma_1^2/N_1}{N_1+1}}\right)^2}{32}\right]-2$		F _{teste} >F _{tab} Rejeição de F → H _{P0} : σ ₀ ² ≠σ ₁ ² $v=\left[\frac{\left(\frac{\sigma_0^2/N_0+\sigma_1^2/N_1}{\frac{\sigma_0^2/N_0}{N_0+1}+\frac{\sigma_1^2/N_1}{N_1+1}}\right)^2}{36}\right]-2$	
Teste da estatística T para a comparação das médias							
Comparação das médias das larguras médias dos riscos R ₁₁ e R ₁₄				Comparação das médias dos comprimentos médios dos riscos R ₁₁ e R ₁₄			
LE		LD		LE		LD	
$\frac{\text{méd LE}}{a_{f R11}}$ μ ₀ [μm] 4,87	$\frac{\text{méd LE}}{a_{f R14}}$ μ ₁ [μm] 10,67	$\frac{\text{méd LD}}{a_{f R11}}$ μ ₀ [μm] 5,35	$\frac{\text{méd LD}}{a_{f R14}}$ μ ₁ [μm] 9,47	$\frac{\text{méd LE}}{b_{f R11}}$ μ ₀ [μm] 19,37	$\frac{\text{méd LE}}{b_{f R14}}$ μ ₁ [μm] 27,01	$\frac{\text{méd LD}}{b_{f R11}}$ μ ₀ [μm] 17,99	$\frac{\text{méd LD}}{b_{f R14}}$ μ ₁ [μm] 23,19
N _{fR11} ^{LE} N ₀ =26	N _{fR14} ^{LE} N ₁ =25	N _{fR11} ^{LD} N ₀ =24	N _{fR14} ^{LD} N ₁ =22	N _{fR11} ^{LE} N ₀ =26	N _{fR14} ^{LE} N ₁ =25	N _{fR11} ^{LD} N ₀ =24	N _{fR14} ^{LD} N ₁ =22
σ _d =√ $\frac{(\sigma_0)^2}{N_0}+\frac{(\sigma_1)^2}{N_1}$ 0,78 T _{teste} =8,5		σ _d =√ $\frac{(\sigma_0)^2}{N_0}+\frac{(\sigma_1)^2}{N_1}$ 0,83 T _{teste} =4,9		σ _d =√ $\frac{(\sigma_0)^2}{N_0}+\frac{(\sigma_1)^2}{N_1}$ 2,1 T _{teste} =3,7		σ _d =√ $\frac{(\sigma_0)^2}{N_0}+\frac{(\sigma_1)^2}{N_1}$ 1,4 T _{teste} =5,2	
v=45 T _{tab} =2,02		v=30 T _{tab} =2,04		v=32 T _{tab} =2,04		v=36 T _{tab} =2,03	
T _{teste} >T _{tab} Rejeição de T → H _{P0} : μ ₀ ≠μ ₁		T _{teste} >T _{tab} Rejeição de T → H _{P0} : μ ₀ ≠μ ₁		T _{teste} >T _{tab} Rejeição de T → H _{P0} : μ ₀ ≠μ ₁		T _{teste} >T _{tab} Rejeição de T → H _{P0} : μ ₀ ≠μ ₁	

As curvas de mínimos quadrados dos gráficos das figuras 7.3 e 7.4 deixaram claro que as variáveis de controle da máquina v_s e v_w têm influência nos tamanhos médios dos fragmentos de topo das arestas cortadas dos riscos, mas não ficou esclarecido se tais defeitos podem ser considerados significativos. Essa questão foi elucidada para o modo CFG de retificação pelo roteiro de cálculos da Tabela (7.4) usado para a comparação das médias estatísticas do limite inferior dado por R_{11} com o superior dado pelo risco R_{14} . O limite inferior foi a condição mais leve de retificação usado nos ensaios da amostra A_1 , com a menor velocidade de avanço v_w e o menor tamanho equivalente de cavaco h_{eq} . Já o limite superior dado pelos valores obtidos para o risco R_{14} , foi condição mais severa com a maior velocidade v_w ensaiada e o maior h_{eq} calculado.

Os resultados da tabela mostraram que as médias amostrais dos riscos R_{11} e R_{14} são supostamente, com 95% de certeza do teste de hipótese da variável F de Fisher, providas de populações diferentes quando comparadas as suas variâncias.

Os resultados mostraram também através do teste da estatística T de Student que as diferenças estatísticas das médias amostrais são significativas, de modo que podemos então afirmar, sob a pena de 5% de chance de erro, que realmente v_w afeta significativamente a qualidade do corte influenciando nos tamanhos dos fragmentos das arestas de topo dos riscos cortados. Seria interessante que as variáveis t_{teste} fossem bem maior que as variáveis t_{tab} , essa diferença ajudaria a aumentar a segurança dos testes. Por causa das grandes flutuações que ocorreram nos pontos de dispersão (gráficos da Fig. 7.3), um valor médio fora dos limites de segurança, compreendido entre os pontos $\pm \hat{s}_{XY}$ pode levar a resultados diferentes. Considerando-se a proximidade existente entre as variáveis t_{teste} e os percentis t_{tab} tabelados, existe a possibilidade dessa comparação das diferenças das médias amostrais recair numa região de aceitação, onde as diferenças das médias estatísticas não são significativas. De qualquer

forma, os valores médios $a_{f_{R11}}^{médLE}$, $b_{f_{R11}}^{médLE}$, $a_{f_{R11}}^{médLD}$ e $b_{f_{R11}}^{médLD}$ do extremo inferior obtido para o risco

R_{11} da amostra A_1 ensaiada quando comparados com os valores médios $a_{f_{R14}}^{médLE}$, $b_{f_{R14}}^{médLE}$, $a_{f_{R14}}^{médLD}$ e

$b_{f_{R14}}^{médLD}$ para o extremo superior dado pelo risco R_{14} da mesma amostra ensaiada, foram valores

que estiveram compreendidos dentro do limite $\pm \hat{s}_{XY}$ (retas pontilhadas da Fig. 7.3), de tal maneira que podemos assegurar que os resultados obtidos para os testes de hipótese da estatística T de Student são seguros.

De maneira análoga à Tabela (7.4), a Tabela (7.5) foi montada para estabelecer os testes de hipótese e comparar a diferença dos valores médios estatísticos dos comprimentos e larguras entre os riscos R_{21} e R_{24} da amostra A_2 .

Tabela 7.5: Roteiro usado para a comparação entre as médias estatísticas dos riscos R_{21} e R_{24}

Testes de hipótese para o modo HFG							
Teste da estatística F para a comparação das variâncias							
Comparação das variâncias das larguras médias dos riscos R ₂₁ e R ₂₄				Comparação das variâncias dos comprimentos médios dos riscos R ₂₁ e R ₂₄			
LE		LD		LE		LD	
$\left(\sigma_{af R21}^{méd LE}\right)^2$ $\sigma_0^2[\mu m^2]$ 3,82	$\left(\sigma_{af R24}^{méd LE}\right)^2$ $\sigma_1^2[\mu m^2]$ 7,11	$\left(\sigma_{af R21}^{méd LD}\right)^2$ $\sigma_0^2[\mu m^2]$ 50,05	$\left(\sigma_{af R24}^{méd LD}\right)^2$ $\sigma_1^2[\mu m^2]$ 38,78	$\left(\sigma_{bf R21}^{méd LE}\right)^2$ $\sigma_0^2[\mu m^2]$ 3,32	$\left(\sigma_{bf R24}^{méd LE}\right)^2$ $\sigma_1^2[\mu m^2]$ 2,27	$\left(\sigma_{bf R21}^{méd LD}\right)^2$ $\sigma_0^2[\mu m^2]$ 8,30	$\left(\sigma_{bf R24}^{méd LD}\right)^2$ $\sigma_1^2[\mu m^2]$ 41,10
$N_{f R21}^{LE}$ N ₀ =26	$N_{f R24}^{LE}$ N ₁ =27	$N_{f R21}^{LD}$ N ₀ =26	$N_{f R24}^{LD}$ N ₁ =30	$N_{f R21}^{LE}$ N ₀ =26	$N_{f R24}^{LE}$ N ₁ =27	$N_{f R21}^{LD}$ N ₀ =26	$N_{f R24}^{LD}$ N ₁ =30
F _{teste} =1,9		F _{teste} =1,3		F _{teste} =3,7		F _{teste} =4,9	
F _{tab} =1,95		F _{tab} =1,89		F _{tab} =1,95		F _{tab} =1,92	
F _{teste} <F _{tab} Aceitação de F → H _{P1} : $\sigma_0^2=\sigma_1^2$ v=N ₁ +N ₂ -2 51		F _{teste} <F _{tab} Aceitação de F → H _{P1} : $\sigma_0^2=\sigma_1^2$ v=N ₁ +N ₂ -2 54		F _{teste} >F _{tab} Rejeição de F → H _{P0} : $\sigma_0^2\neq\sigma_1^2$ $v=\left[\frac{\left(\sigma_0^2/N_0+\sigma_1^2/N_1\right)^2}{\frac{\left(\sigma_0^2/N_0\right)^2}{N_0+1}+\frac{\left(\sigma_1^2/N_1\right)^2}{N_1+1}}\right]-2$ 40		F _{teste} >F _{tab} Rejeição de F → H _{P0} : $\sigma_0^2\neq\sigma_1^2$ $v=\left[\frac{\left(\sigma_0^2/N_0+\sigma_1^2/N_1\right)^2}{\frac{\left(\sigma_0^2/N_0\right)^2}{N_0+1}+\frac{\left(\sigma_1^2/N_1\right)^2}{N_1+1}}\right]-2$ 42	
Teste da estatística T para a comparação das médias							
Comparação das médias das larguras médias dos riscos R ₂₁ e R ₂₄				Comparação das médias dos comprimentos médios dos riscos R ₂₁ e R ₂₄			
LE		LD		LE		LD	
$a_{f R21}^{méd LE}$ $\mu_0[\mu m]$ 10,97	$a_{f R24}^{méd LE}$ $\mu_1[\mu m]$ 9,32	$a_{f R21}^{méd LD}$ $\mu_0[\mu m]$ 11,54	$a_{f R24}^{méd LD}$ $\mu_1[\mu m]$ 10,45	$b_{f R21}^{méd LE}$ $\mu_0[\mu m]$ 31,68	$b_{f R24}^{méd LE}$ $\mu_1[\mu m]$ 27,98	$b_{f R21}^{méd LD}$ $\mu_0[\mu m]$ 33,28	$b_{f R24}^{méd LD}$ $\mu_1[\mu m]$ 28,51
$N_{f R21}^{LE}$ N ₀ =27	$N_{f R24}^{LE}$ N ₁ =27	$N_{f R21}^{LD}$ N ₀ =27	$N_{f R24}^{LD}$ N ₁ =30	$N_{f R21}^{LE}$ N ₀ =27	$N_{f R24}^{LE}$ N ₁ =27	$N_{f R21}^{LD}$ N ₀ =27	$N_{f R24}^{LD}$ N ₁ =30
$\sigma_d=\sqrt{\frac{\left(\sigma_0\right)^2}{N_0}+\frac{\left(\sigma_1\right)^2}{N_1}}$ 0,64 T _{teste} =2,5		$\sigma_d=\sqrt{\frac{\left(\sigma_0\right)^2}{N_0}+\frac{\left(\sigma_1\right)^2}{N_1}}$ 1,79 T _{teste} =0,7		$\sigma_d=\sqrt{\frac{\left(\sigma_0\right)^2}{N_0}+\frac{\left(\sigma_1\right)^2}{N_1}}$ 0,76 T _{teste} =5,0		$\sigma_d=\sqrt{\frac{\left(\sigma_0\right)^2}{N_0}+\frac{\left(\sigma_1\right)^2}{N_1}}$ 1,30 T _{teste} =3,7	
v=51 T _{tab} =2,00		v=54 T _{tab} =2,00		v=40 T _{tab} =2,02		v=42 T _{tab} =2,02	

Continuação da Tabela 7.5			
$T_{teste} > T_{tab}$ Rejeição de $T \rightarrow$ $H_{P0}: \mu_0 \neq \mu_1$	$T_{teste} < T_{tab}$ Aceitação de $T \rightarrow$ $H_{P1}: \mu_0 = \mu_1$	$T_{teste} > T_{tab}$ Rejeição de $T \rightarrow$ $H_{P0}: \mu_0 \neq \mu_1$	$T_{teste} > T_{tab}$ Rejeição de $T \rightarrow$ $H_{P0}: \mu_0 \neq \mu_1$

Os resultados obtidos para os testes da estatística F de Fischer na Tabela (7.5) apontaram a variância do defeito $a_{f_{R21}}^{médLE}$ como sendo igual à variância do defeito $a_{f_{R24}}^{médLE}$, o mesmo ocorreu entre as variâncias dos defeitos $a_{f_{R21}}^{médLD}$ e $b_{f_{R24}}^{médLD}$ sendo, portanto provindas supostamente de uma mesma população quando comparados os extremos da amostra A_2 , representados pelos riscos R_{21} e R_{24} .

Empregando-se corretamente os graus de liberdade para a comparação das médias amostrais através do teste da variável T de Student, verifica-se que as variáveis t_{teste} se mantiveram muito próximas dos percentis tabelados t_{tab} , mesmo para os pontos das médias amostrais recaindo dentro do limite de segurança $\pm \hat{s}_{XY}$ (gráficos da Fig. 7.4). Os valores comparados mostraram que as diferenças estatísticas dos valores médios amostrados não foram muito significativas com a variação de v_s , diferentemente do que ocorreu com v_w . Esse fato pode ser confirmado quando comparado as médias amostrais das larguras dos defeitos, $a_{f_{R21}}^{médLD}$ com $a_{f_{R24}}^{médLD}$, onde sob 95% de chance de acerto, pode-se dizer que não houve uma diferença estatística significativa, e que os valores se mantiveram num mesmo patamar.

Os gráficos das figuras 7.2, 7.4 e os testes estatísticos da Tabela (7.5) feitos para a amostra A_2 , mostram que para uma velocidade de avanço $v_w=19,0\text{mm/min}$, uma eventual mudança na rotação n_i do “spindle” para um aumento da velocidade de corte v_s não deve afetar de maneira significativa a qualidade do corte.

Para confrontar os dados teóricos com os analíticos e estabelecer uma análise mais crítica do fenômeno de fragmentação nas arestas dos riscos cortados e suas implicações no processo de corte, foram plotados os gráficos comparativos da Fig. 7.5.

Fig. 7.5: Comparação entre os modos CFG e HSG com as médias amostrais e h_{eq} , a) comparação com as larguras médias, b) comparação com os comprimentos médios

A Fig. 7.5 mostra os gráficos dos valores médios amostrais dos comprimentos, $b_{f\ Rkj}^{médLE}$ e $b_{f\ Rkj}^{médLD}$ e larguras, $a_{f\ Rkj}^{médLE}$ e $a_{f\ Rkj}^{médLD}$ dos fragmentos plotados em função da espessura equivalente de cavaco h_{eq} . O parâmetro h_{eq} depende só das variáveis de controle da máquina, a_e , v_w e v_s . No trabalho variou-se v_s e v_w isoladamente mantendo-se a_e constante e as demais condições de trabalho inalteradas. Os gráficos da Fig 7.5 (a) mostram as comparações entre as larguras médias nos dois lados das arestas dos riscos obtidas nos dois modos de retificação, CFG e

HSG. Os gráficos da Fig. 7.5 (b) servem para comparar os comprimentos médios dos fragmentos nos dois modos de retificação, com a espessura equivalente de cavaco h_{eq} .

Os gráficos (a) e (b) da Fig. 7.5 mostram, de uma forma mais clara, não haver uma diferença marcante entre os valores médios de a_f e b_f nas duas arestas dos riscos, mais do que as inclinações das retas dos gráficos da Fig. 7.3 e as declividades das curvas da Fig. 7.4. A mesma intensidade e tamanho dos defeitos que ocorreram em uma aresta, LE ou LD, se repetiu para os seus valores correspondentes na outra aresta. Mesmo para as curvas de CFG, onde aparentemente os tamanhos dos defeitos a_f e b_f foram maiores nas arestas esquerdas LE em relação aos das arestas direitas LD, só que como foi dito e esclarecido na Seção 7.1, tal diferença não aponta para uma tendência de piora do corte em uma das arestas que possa sugerir algum tipo de desalinhamento do disco de corte ou da amostra assentada quando são considerados os limites dos desvios (erros). No caso do modo HSG, não se vê nenhuma diferença entre os tamanhos dos defeitos quando comparadas as arestas dos riscos, onde as curvas são mais parecidas.

Através dos gráficos da Fig. 7.5 é possível observar ainda, que embora as variações de v_s feitas nos ensaios da amostra A_2 produziram defeitos de quase mesma magnitude com diferenças estatísticas pouco significativas, eles se mantiveram em um patamar maior, foram mais intensos em comparação aos defeitos produzidos na amostra A_1 variando-se v_w , onde essa diferença das médias estatísticas foi muito mais acentuada.

Os gráficos da Fig. 7.5 mostram haver uma tendência de piora do corte, aumento nos tamanhos médios dos defeitos a_f e b_f , com o aumento do tamanho de cavaco equivalente causado pela diminuição de v_s , rotação do “spindle” ou pelo aumento de v_w , velocidade de avanço da mesa, mantidas as demais condições inalteradas.

Através dos gráficos das figuras 7.2, 7.3, 7.4 e 7.5 e dos roteiros de cálculos para os testes de hipótese apresentados nas tabelas (7.4) e (7.5) e a Tabela (7.3) feita para o estudo comparativo dos tamanhos de máximo relativo dos defeitos, verifica-se que a condição mais amena empregada nos ensaios das amostras A_1 e A_2 foi a que produziu o melhor corte. Essa condição está representada no trabalho pelo risco R_{11} da amostra A_1 , onde se usou a menor velocidade de avanço v_w da máquina que foi de 1,20mm/min e a maior rotação n_t do spindle que é de 5.000rpm e gera uma velocidade de corte v_s de 19,90m/s. Nessas condições constata-se que o

ensaio do risco R_{11} produziu os menores tamanhos médios dos comprimentos, $b_{f_{R11}}^{médLE}$ e $b_{f_{R11}}^{médLD}$,

e das larguras, $a_{f_{R11}}^{médLE}$ e $a_{f_{R11}}^{médLD}$, dos fragmentos nas arestas do risco cortado e produziu os

menores valores de máximo relativo dos defeitos dados por $a_{f_{R11}}^{máxLE}$, $a_{f_{R11}}^{máxLD}$, $b_{f_{R11}}^{máxLE}$ e $b_{f_{R11}}^{máxLD}$, e os menores tamanhos de máximo relativo dos defeitos dados por $f_{R11}^{máxLE}$ e $f_{R11}^{máxLD}$.

Fica evidenciado, que embora as condições usadas no ensaio do risco R_{11} produzam o melhor corte, não significa se ela é ou não a melhor forma de cortar a cerâmica de PZT para a uma eventual fabricação dos compósitos 2-2 e 1-3. Como foi visto no Capítulo (1) e Seção 1.2 o que realmente determina se um processo de corte é ou não eficiente para a fabricação do compósito é a integridade do reticulado produzido pelos cortes. No entanto, os ensaios ajudam a estabelecer um limite da capacidade de corte da máquina, se a condição mais amena não assegurar o corte e a integridade do reticulado da cerâmica, certamente fabricar o compósito pelo corte das amostras através da máquina torna-se inviável.

Para outros tipos de materiais frágeis, diferentes lâminas de corte e diferentes profundidades de corte há a necessidade de outros testes. O tipo de material, o tipo de disco de corte e a profundidade de corte também afeta a qualidade do corte. De acordo com os resultados obtidos nesse trabalho, para a mostras de PZT-5A com espessura de 2mm a melhor forma de cortar o material é usar os parâmetros usados nos ensaio do R_{11} da amostra A_1 , isto é verdade, usando-se a uma máquina de corte similar e seguindo-se os mesmos procedimentos usados nos ensaios.

8- CONCLUSÕES E ATIVIDADES FUTURAS

O trabalho apresenta uma análise das necessidades para a fabricação de materiais piezocompósitos, utilizados em transdutores de ultra-som, pelo método de corte e preenchimento (DAFM). A partir das necessidades foi elaborado o projeto de uma máquina de corte com discos adiamantados, considerando seus principais componentes: “spindle” de alta rotação (60.000rpm), mesa de posicionamento no plano x e y, mesa de vácuo para a fixação e giro da placa de cerâmica piezelétrica, estrutura e sistema de distribuição fluídica. As peças da máquina foram usinadas e a máquina encontra-se em fase de montagem. Essa máquina será capaz de executar cortes com espessuras a partir de 30 μ m, necessário à fabricação de piezocompósitos para transdutores de ultra-som até 10MHz.

Foi utilizado o modelo cinemático de contato abrasivo para avaliar as implicações dos parâmetros de corte da máquina na indução de defeitos na cerâmica piezelétrica durante o corte. Foram realizados experimentos utilizando uma máquina de corte de 5000rpm e foram cortadas placas de cerâmicas piezelétricas tipo PZT-5A. As amostras foram examinadas com um microscópio óptico com ampliação de 100 vezes. Pelas análises topográficas das arestas dos riscos das amostras feitas no microscópio ficou evidente que o modo de remoção de material da cerâmica PZT-5A foi predominantemente frágil. Observando-se as fotos da superfície geradas pelo microscópio, nota-se que houve fragmentações nas arestas de topo dos riscos cortados durante o processo de corte. A partir das verificações com o microscópio, pode-se dizer pelo aspecto das fragmentações, que o material foi removido por lascamento. Essa forma de remoção é muito semelhante às formas encontradas nos mecanismos de remoção de material frágil por fratura baseados nos fenômenos de endentação.

Os resultados obtidos para os tamanhos médios das fragmentações, demonstraram haver uma boa concordância com o tamanho da espessura do cavaco equivalente, que depende somente das variáveis de controle da máquina. Sendo assim torna-se possível ajustar os parâmetros de entrada da máquina, como a velocidade de avanço e velocidade de corte para melhorar o processo de corte com disco adiamantado.

De acordo com os resultados obtidos nesse trabalho foi possível determinar as condições ótimas de corte para a mostras de PZT-5A com espessura de 2mm utilizando a máquina ISOMET 4000.

O trabalho permitiu um entendimento do processo de corte com disco adiamantado e os resultados obtidos serão aplicados à máquina de corte projetada que está em fase de montagem.

- **Propostas de Trabalhos Futuros**

Como proposta para trabalhos futuros, prevê-se a exploração das características da máquina projetada nesse trabalho, tais como, alta rotação do “spindle” até 60.000rpm, precisão de posicionamento no plano da amostra e na profundidade de corte e distribuição fluídica. Prevê-se, também análises mais precisas do corte utilizando-se o microscópio de varredura eletrônica visando associar os mecanismos de remoção por fratura com os trincamentos da piezocerâmica.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- AKDOGAN, E. K.; ALLAHVERDI, M.; SAFARI, A., 2005, “Piezoelectric Composites for Sensor and Actuator Applications”, IEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control, vol. 52 pp. 746-775.
- ANDRADE, M. A. B.; BUIOCHI, F.; ADAMAWISKI, J. C., 2005, “Modelagem de Materiais Piezelétricos Compósitos 1-3 Utilizando o Método dos Elementos Finitos” Proceedings of the XXVI Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering – CILAMCE 2005- Guarapari, Espírito Santo, Brazil.
- ABRAR, A.; ZHANG, D.; SU, B.; BUTTON, T. W.; KIRK, K. J.; COCHRAN, S., 2004, “1-3 Connectivity Piezoelectric Ceramic-Polymer Composite Transducers Made With Viscous Polymer Processing for High Frequency Ultrasound”, Elsevier, Ultrasonics, pp. 479-484.
- BIANCHI, E. D.; AGUIAR, P. R.; MONICI, R. D.; SIQUEIRA JÚNIOR, E. N., 2002, “Influência da Pressão e Vazão de Fluido de Corte no Processo de Retificação com Rebolos Convencionais e Superabrasivos” Revista de Ciência e Tecnologia, vol. 10, no. 19, pp. 23-30.
- BIANCHI, E. D.; SILVA, E. J.; SILVA JUNIOR, C. E.; AGUIAR, P. R.; VILARELLI, I. D. D.; MONICI, R. D., 2001, “Advanced Ceramics: Evaluation of the Mechanism of Stock Removal and Ground Surface Quality” J. Braz. Soc. Mech. Sci., vol. 23.
- BOWEN, L. J.; FRENCH, K. W., 1992, “Fabrication of Piezoelectric Ceramic/Polymer Composites by Injection Molding”, IEEE, pp. 160-163.
- BAINES-JONES ^a, V. A.; MORGAN, M. N.; ALLANSON, D. R.; BATAKO, A. D. L., 2004, “Grinding Fluid Delivery System Design-Nozzle Optimisation”, Liverpool John Moores University

- DUNLAP Jr, W. L., 2004, "Recent Advances in Piezocomposite Material for Ultrasonic Transducers", 16th World Conference on Nondestructive Testing, Montreal.
- EFRAT, U., 1993, "Optimizing the Wafer Dicing Process", Int'l IEEE/CHMT Electronics Manufacturing Technology Symposium, pp. 245-253.
- FOX, R., 2001 "Dicing Improvements: Yield Enhancement, Troughput Increase and Die Size Reduction in M/A-COM's GaAs Fab", TAP Technology, pp. 45-47.
- FATH, P., WILLEKE, G., 1994, "Polycrystalline Silicon Wafer Engineering for Photovoltaic Applications", IOP Publishing Ltd., pp. 101-104.
- FRANSE, J., 1990, "Manufacturing Techniques for Complex Shapes With Submicron Accuracy", IOP Publishing Ltd., pp. 1049-1094.
- GATZEN, H. H., 2001, "Dicing Challenges in Microelectronics and Micro Electro-Mechanical Systems (MENS)", Microsystem Technologies, pp. 151-154.
- GATZEN, H. H.; MORSBACH, C.; TRICARD, M., 2001, "Dual Wheel Miniature Gang for Silicon Wafer Dicing", Proc. of 2° Euspen International Conference–Turin, Italy.
- GALLEGO-JUÁREZ, J. A., 1989, "Piezoelectric Ceramics and Ultrasonic Transducers", J. Phys. E: Sci. Instrum., 22, pp. 804-816.
- GATZEN, H. H.; MAETZIG, J. C.; SCHWABE, M. K., 1996, "Precision Machining of Rigid Disk Head Sliders", IEEE Transactions on Magnetics, vol. 32.
- GURURAJA; T. R., SCHULZE; W. A., CROSS; L. E., NEWNHAM; R. E., AULD, B. A.; WANG, Y. J., 1985, "Piezoelectric Composite Materials for Ultrasonic Transducers Applications. Part I: Resonant Modes of Vibration of PZT Rod – Polymer Composites", IEE Transactions on Sonics and Ultrasonics, vol. 32, no. 4, pp. 481-498.
- HAN, H.; RAMESH, K., 2002, "Development of Coolant Supply Technology for High Speed Grinding", Singapore Institute of Manufacturing Technology, pp. 1-10.

- HAN, H.; YUCHAN, L.; LUAN, P. T.; HWEE, L. K., 2001, "High Speed Deep Grinding of Tetragonal Zirconia", Singapore Institute of Manufacturing Technology, pp. 1-10.
- HANS, H., 2000, "Fundamentals of Grinding-Surfacing Conditions of Ground Materials", Master's Degree Thesis Report-Netherland, University of Groningen.
- HAYWARD, G., 1996, "Assessing the Influence of Pillar Aspect Ratio on the Behavior of 1-3 Connectivity Composite Transducers", IEE Transaction on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, vol. 43, pp. 98-108.
- HUTCHINGS, I. M., 1992, "Tribology: Friction and Wear Engineering Materials", London, England, British Library Cataloguing in Publication Data, 2^oEd.
- JACKSON, A.; MORGAN, M. N.; BATAKO, A.; ALLANSON, D.R., "Fluid Delivery in Grinding- A Review of the Term 'Useful Flow'" GERI Annual Research Symposium 2005, Liverpool John Moores University
- JIANG, J.; SONG, C.; ZHANG, Z., 2003, "Dicing Technology in Super-Thin Wafer for IC", IEEE, pp. 130-132.
- KARPINSKI, T; SIENIAWAKI, J., 2002, "Ecological Methods of Cooling in Grinding Processes", Archives of Civil and Mechanical Engineering, vol. 2 pp. 73-80.
- KOMPELLA, S.; FARRIS, T. N.; CHANDRASEKAR, S., 2001, "Techniques for Rapid Characterization of Grinding Wheel-Workpiece Combinations", Proc. Instn Mech Engrs, vol. 215(B), pp. 1385-1395.
- LUBITZ, K.; WOLFF, A.; PREU, G., 1993, "Microstructuring Technology", IEEE Ultrasonics Symposium, pp. 515-524.
- MARINESCU, I. D.; ROWE, W. B.; DIMITROV, B.; INASAKY, I, 2004, "Tribology of Abrasive Machining Processes", Norwich, USA, William Andrew, Inc.

- MAMALIS, A. G.; KUNDRAK, J.; GYANI, K.; HORVATH, M., 2002, “ on the Precision Grinding of Advanced Ceramics”, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, no. 20, pp. 255-258.
- NAKAMAE, K.; HIRATA, Y.; MIZOBUCHI, H.; HASHIMOTO, A.; TAKADA, H., 2004, “Development of High-Resolution and Wide-Band Piezoelectric Composite for Ultrasonic Probe”, *SEI Technical Review*, no.57, pp. 26-30.
- PAYDENKAR, C.; PODDAR, A.; CHANDRA, H.; HARADA, S., 2004, “Wafer Sawing Process Characterization for Thin Die (75 Micron) Application”, *Int'l IEEE/CHMT Electronics Manufacturing Technology Symposium*.
- PAPADAKIS, E. P.; OAKLEY, C. G.; SELFRIDGE, A. R.; MAXFIELD, B., 1999, “Fabrication and Characterization of Transducers” *Physical Acoustics*, vol. 24, pp. 44-118.
- PAZOL, B. G.; BOWEN, L. J.; GENTILMAN, R. L.; PHAM, H. T.; SERWATKA, W. J., 1995, “Ultrafine Scale Piezoelectric Materials for High Frequency Ultrasonic Imaging Arrays”, *IEEE Ultrasonic Symposium*, pp. 1263-1268.
- QI, W.; CAO, W., 1996, “Finite Element Analysis and Experimental Studies on the Thickness Resonance of Piezocomposite Transducers”, *Ultrasonic Imaging* n° 18, pp. 1-9.
- RITTER, T. A.; SHROUT, T. R.; TUTWILER, R.; SHUNG, K. K., 2002, “A 30-MHz Piezo-Composite Ultrasound Array for Medical Images Applications”, *IEE Transaction on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control*, v.49, no. 02, pp. 217-230.
- RAMESH, K.; YEO, S.H.; ZHONG, Z.W.; SIM, K.C., 2001 “Coolant shoe development for high efficiency grinding”, *J. Mater. Process Technol.* vol. 114, no. 3, pp. 240-245.
- RITCHIE, K. T., 1996, “Investigation of Wheel Wear and Its Effect on Forces Encountered in Grinding of Silicon Nitride”, *Master's Degree Thesis Report-USA, University of Maryland*.

- SAFARI, A., 1994, "Development of Piezoelectric Composites for Transducers", *Journal de Physique III France*, no. 7, pp. 1129-1149.
- SREEJITH, P. S.; NGOI, B. K. A., 2002, "New Materials and Their Machining", *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, no. 18, pp. 537-544.
- SUZUKI, G.; ESASHI, M., 2000, "Planer Fabrication of Multilayer Piezoelectric Actuator by Groove Cutting and Electroplating", *IEEE*, pp. 46-51.
- SHUI, Y.; XUE, Q., 1997, "Dynamic Characteristics of 2-2 Piezoelectric Composite Transducers", *IEE Transaction on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, vol. 44, pp. 1110-1119.
- SHAH, H.; RAM, S., 1992, "Characterization of the Wafer Dicing Process Using Taguchi Methodology", *IEEE/SEMI Advanced Semiconductor Manufacturing Conference*, pp. 200-205.
- SMITH, W. A.; AULD, B. A., 1991, "Modeling 1-3 Composite Piezoelectrics Thickness-Mode Oscillations", *IEE Transaction on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control*, vol. 38, pp. 40-47.
- SMITH, W. A., 1991, "The Application of 1-3 Piezocomposite in Acoustic Transducers", *IEEE Ultrasonnic Symposium*, pp. 755-776.
- SMITH, S. T., 1990, "Machining of Silicon Using High-Speed Miniature Diamond Cutters", *J. Phys. D: Appl*, no. 23, pp. 607-616.
- SMITH, W. A., 1989, "The Role of Piezocomposite in Ultrasonic Transducers", *IEEE*, pp. 145-152.
- STINTON, D. P., 1988, "Assessment of the State of The Art in Manufacturing and Surface Preparation of Ceramics", *Metals and Ceramic Division, ORNL/TM-10791 USA*.

- SMITH, W. A., 1986, "Composite Piezoelectric Materials for Medical Ultrasonic Imaging Transducers", IEEE, pp. 249-256.
- TAKEUCHI, Y.; NOZAKI, M.; HIRATA, H.; TAKADA, H.; SMITH, L.S., 1997, "Novel 1-3 Piezo-composites Using Synchrotron Radiation Lithography and its Application for High Frequency Medical Imaging Arrays", IEEE Ultrasonic Symposium, pp. 919-922.
- TANABE, H.; SHIBATA, I.; NIHEI, K.; MIYAKI, K., 1985, "High-Accuracy Die-Bonding Technology for LED Array", IEE Transaction on Components Hybrids and Manufacturing Technology, vol. 8, pp. 500-504.
- TRESSLER, J. F.; ALKOY, S.; NEWNHAM, R. E., 1998, "Piezoelectric Sensors and Sensor Materials", Journal of Electroceramics, vol. 2, no. 4, pp. 257-272.
- ZHAO, H., SHI, D., 2003, "Process in Low-k Wafer Dicing", Int'l IEEE/CHMT Electronics Manufacturing Technology Symposium, pp. 401-407.
- WANG, S. H.; FUH, K. H., 1997, "The Workpiece Temperature, Fluid Cooling Effectiveness and Burning Threshold of Grinding Energy in Creep Feed Grinding", Proc. Instn Mech Engrs, vol. 212(B), pp. 383-391.
- WERSING, W., 1986, "Composite Piezoelectrics for Ultrasonic Transducers", IEEE, pp. 212-223.

^a _ Artigo disponibilizado pela Universidade "John Moores- Liverpool" ainda em fase de conclusão quando consultado.

APÊNDICE A- PROCESSO DE DISTRIBUIÇÃO FLUIDICA PARA O CORTE ABRASIVO

A.1 O papel do processo fluídico no processo de retificação

O processo fluídico é essencial em aplicações mais severas de usinagem por diversas razões. A maioria delas está relacionada com as várias funções do fluido no processo de retificação profunda. O processo fluídico, quase sempre referido como processo de refrigeração, tem uma importância bem maior do que promover apenas uma simples lubrificação e refrigeração das superfícies na região de contato (HAN; RAMESH, 2002).

Os principais benefícios gerados pelo regime eficiente de lubrificação são: remoção dos detritos, limpeza da lâmina e lubrificação mecânica do contato abrasivo (PAYDENKAR et al., 2004); (BIANCHI et al., 2002) e (GATZEN et al., 1996).

Em geral a função do processo de refrigeração inclui também: lubrificação físico-química do contato abrasivo, refrigeração da área de contato, refrigeração do volume abaixo da área de contato, limpeza (jateamento) ou transporte dos resíduos de corte e dos detritos para longe do arco de contato e aliviar o carregamento na lâmina (HAN; RAMESH, 2002); (SHAH; RAM, 1992).

A lubrificação é importante na redução da temperatura na região de contato durante a ação de corte da lâmina que deve ocorrer pela redução do atrito e levar a uma diminuição da potência requerida na ação de corte, além de prolongar a vida útil do rebolo. O refrigerante ajuda a amenizar o aquecimento do volume abaixo da área de corte, reduzindo o desgaste da lâmina, especialmente em retificações mais profundas com um avanço muito lento. Apenas uma pequena parte do calor gerado pelo atrito permanece na superfície de contato. A maior parte dessa energia despendida em forma de atrito é absorvida pelo fluido. Muitos modelos assumem que a temperatura da zona de contato é igual à temperatura do fluido que recobre a superfície de contato, onde deve haver uma intensa troca de calor. Normalmente, a energia do processo de usinagem também é dissipada no cavaco, na superfície de trabalho e no rebolo (BIANCHI et al., 2002), (WANG; FUH, 1998).

Uma vazão abundante de refrigerante nos arredores da superfície de trabalho é muito importante. Ela ajuda na refrigeração do volume da superfície de trabalho nos arredores da região de contato e na limpeza dos detritos de corte, simultaneamente.

Outro aspecto a ser citado é o fato de que embora a vazão deva ser abundante, é essencial que pelo menos uma quantidade relativa de fluido entre na região de contato entre a lâmina e a superfície de trabalho (arco de contato), pois mesmo que a lubrificação dependa apenas da entrada do fluido, a remoção da sujeira impregnada nas laminas depende da força do jato na entrada (BIANCHI et al., 2002); (HAN; RAMESH, 2002).

O regime de lubrificação no arco de contato não necessariamente requer uma grande quantidade de fluido para reduzir o desgaste da lâmina, mas certamente será ineficiente se o fluido não entrar completamente, embora na otimização do processo de corte exista uma tendência para que essa quantidade seja mantida a menor possível (JACKSON et al., 2005); (KARPINSKI; SIENIAWSKI, 2002).

Para processos abrasivos com máquinas operando em altas rotações, faz-se necessário a implementação de bocais que trabalhem em altas pressões para garantir um regime eficiente de lubrificação e promover os benefícios da distribuição do fluido na região de contato. Em casos como esses, a vazão de fluido não costuma ser grande, mas as pressões de trabalho são altas, e pode chegar em torno de até 100 bar. Essa pressão alta é empregada para aumentar a velocidade do jato e a forçar pelo menos uma porção da vazão do jato a entrar na superfície da lâmina e realizar assim a limpeza de seus poros e aumentar a eficiência do corte pela remoção dos grãos abrasivos cegos com junção enfraquecida pelo desgaste do ligante. Essa ação erosiva do fluido de corte ajuda muito na manutenção do desempenho da lâmina do rebolo no processo de retificação (BIANCHI et al., 2002); (HAN; RAMESH, 2002).

As propriedades refrigerantes, lubrificantes, a duração e as reações físico-químicas durante contato são as mais importantes na escolha do tipo de refrigerante a ser empregado no processo de usinagem. No quesito duração, os fluidos refrigerantes desenvolvidos a base de óleos minerais especiais tem demonstrado ser mais satisfatórios em relação aos convencionais de água a base de emulsantes. Os fluidos a base de óleos minerais possuem também propriedades lubrificantes superiores, tais como, agentes inibidores de corrosão e ausência de agentes contaminantes orgânicos.

Os refrigerantes a base de água também são muito atrativos levando-se em conta que a água possui também suas vantagens, tais como, o seu custo, disponibilidade e principalmente a sua alta condutividade térmica que favorece o processo de refrigeração, e o fato de que a água não inflama. Já com os fluidos a base de óleos minerais, embora remota, existe sempre a preocupação de se manter o sistema operando em temperaturas abaixo da temperatura do ponto de inflamação do fluido (JACKSON et al., 2005); (MARINESCU et al., 2004) e (BIANCHI et al., 2002).

A.2 Superando a barreira de ar em altas velocidades de corte

Os métodos mais comuns empregados para que o jato vença a barreira de ar e entre na zona de contato, são os seguintes: promover uma alta velocidade para ajudar o fluido processado vencer a barreira de ar a chegar à área do arco de contato, impor uma alta pressão na linha do processo para forçar o fluido a entrar nos poros da lâmina pelo aumento da velocidade e força do jato, criar métodos alternativos para perturbar a barreira de ar e ajudar o fluido processado a entrar nos poros da lâmina, usar a própria camada limite da barreira de ar para assegurar que uma pequena parte da vazão da corrente de fluido do jato seja distribuída (MARINESCU et al., 2004); (RAMESH et al., 2001).

Em retificações com velocidades de corte muito alta, torna-se difícil alimentar e distribuir o fluido de corte na área de contato com um só bocal. Isso ocorre devido à turbulência causada pela barreira de ar gerada pelo deslocamento da massa de ar pelo próprio rebolo durante sua rotação. Em alguns processos usa-se mais de um bocal nessa tarefa. Nesse caso, cada bocal é instalado em lugares preferenciais e tem a função de realizar individualmente uma ou mais funções no processo fluídico citado anteriormente (PAYDENKAR et al., 2004); (RAMESH et al., 2001); (GATZEN; MAETZIG; SCHWABE, 1996).

Ramesh et al. (2001) mostraram que a velocidade e a pressão da barreira de ar diminuem exponencialmente com a espessura da camada limite de ar do rebolo. A barreira de ar é muito intensa perto da superfície livre do rebolo, que é a região mais crítica. A Fig. A.1 mostra a camada limite de ar da barreira formada a partir da superfície livre frontal do rebolo e mostra de forma ilustrativa, a corrente do jato sendo interceptada e desviada pela corrente de ar da barreira.

Fig. A.1: Posicionamento do bocal de jato e a espessura da camada limite da barreira de ar

Mesmo com um pequeno vão de distância de separação entre o bocal e a superfície frontal livre do rebolo, o fluido pode ser impedido pela barreira de ar de entrar na superfície da lâmina e chegar até os seus poros. A massa de ar circulante gerada pelo rebolo acaba empurrando o fluido a sua frente. De qualquer forma, um vão muito largo ou um jato com uma velocidade relativamente baixa ajudam a favorecer o bloqueio do fluido pela barreira e impedir a entrada do fluido nos poros e sua circulação no arco de contato.

No caso de processos de retificação profunda em altas rotações, experimentos demonstram que para vencer a barreira de ar e alcançar uma melhor distribuição do fluido no processo, além de considerar-se a vazão e a pressão do jato, considera-se também a posição e a inclinação do bocal (HAN; RAMESH, 2002); (GATZEN; MAETZIG; SCHWABE, 1996) e (SHAH; RAM, 1992).

A inclinação do bocal na Fig. A.1, determinada pelo ângulo formado entre o bocal e o vão de separação, não é tão relevante quanto o posicionamento do jato. A maior preocupação é garantir que o jato atinja a superfície frontal da lâmina. Para tal, a altura do bocal e sua distância em relação à superfície da lâmina do rebolo são mais preponderantes. Posicionar o bocal o mais próximo possível da superfície frontal livre da lâmina ajuda o fluido a passar mais facilmente pela camada limite e ser embarcado pela própria barreira de ar (KARPINSKI; SIENIAWSKI, 2002).

Para dar ao jato uma velocidade alta, usam-se bombas de alta pressão, e através de dimensionamento adequado chega-se a uma relação entre vazão e pressão adequada para cada tipo de processo. Os bocais desenvolvidos para esse propósito recaem em dois grupos principais distintos: os bocais de jato de alta velocidade e os bocais do tipo “sapata” ou “shoe nozzle” (MARINESCU et al., 2004).

- **Bocal do tipo “sapata”.**

Os lados do bocal são encaixados (com folga) nas laterais do disco e possibilita que o fluido seja comprimido e forçado contra a superfície da lâmina, penetrando nos poros. Essa quantia que penetrou nos poros da lâmina é responsável pela refrigeração do arco de contato e a quantia remanescente (bem maior) é responsável pela refrigeração da superfície de trabalho (MARINESCU et al., 2004).

Como o bocal é encaixado na superfície da lâmina próximo a periferia do disco. O bocal ajuda a reduzir a barreira de ar no ponto onde o fluido é introduzido. A maior fonte da barreira de ar é a vazão de ar formada pela massa de ar deslocada nas laterais do rebolo durante sua rotação.

Essa massa de ar deslocada cresce em espiral do centro da ferramenta até a periferia da lâmina formando a barreira de ar. Quando essa camada de ar deslocada encontra os obstáculos laterais do bocal tende a se separar e enfraquecer a barreira de ar. O bocal por estar posicionado bem próximo à superfície frontal da lâmina ajuda também a desviar a camada de ar remanescente, formada nos poros da lâmina na superfície axial do rebolo (BAINES-JONES et al., 2004); (MARINESCU et al., 2004); (RAMESH et al., 2001).

Essa característica combinada de interruptor (bloqueio das correntes axiais de ar) e vedador (bloqueio das correntes radiais de ar) do bocal do tipo “sapata” permitem que o fluido processado penetre mais facilmente e o bocal poder trabalhar com pressões mais baixas (MARINESCU et al., 2004); (KARPINSKI; SIENIAWSKI, 2002); (RAMESH et al., 2001).

A Fig. A.2 mostra, de forma ilustrativa, o bocal instalado no rebolo.

Fig. A.2: Montagem típica do bocal do tipo “sapata” no rebolo

- **Bocal de jato de alta velocidade.**

Distribuir o fluido via bocal na forma de jato tem duas vantagens: a primeira é que o fluido pode ser distribuído com velocidades mais altas suficientes para vencer a barreira de ar, a segunda é que o jato pode adicionalmente executar a limpeza da lâmina mecanicamente. A função do bocal é direcionar o jato numa posição que permita que sua corrente alimente a zona de contato. Seu formato é desenvolvido para promover velocidades altas e ajudar a espalhar o fluido na lâmina e nos arredores da zona de contato para a refrigeração da superfície de trabalho (HAN; RAMESH, 2002); (KARPINSKI; SIENIAWSKI, 2002).

A energia na forma de pressão do fluido na seção de saída do bocal é convertida em energia cinética e térmica dentro do jato. Um bocal turbulento converte, a maior parte dessa energia

na forma de pressão, em energia cinética. A outra parte pode ser atribuída às perdas por atrito (MARINESCU et al., 2004); (HAN; RAMESH, 2002).

Uma forma bastante usada para distribuir o fluido no arco de contato é usar as pressões hidrodinâmicas impostas pela lâmina de corte no fluido de trabalho durante a penetração dos grãos abrasivos no ciclo de corte. No caso do tipo de movimento DG na usinagem, o rebolo exerce tensões compressivas no material usinado e tende a “engrenar” os abrasivos no material e arrastar o fluido para dentro do arco de contato. O movimento do rebolo força o fluido de corte nos poros da lâmina e é responsável por levá-lo até o arco de corte. No caso do movimento UG, o efeito é o inverso, o rebolo tende a desengrenar os abrasivos por causa das tensões trativas e favorecer o transporte do fluido. Em ambos os tipos de movimento, a rotação do rebolo é a responsável pelo transporte do fluido no arco de contato. O transporte do fluido é ajudado pelas pressões hidrodinâmicas que infiltram o fluido para dentro dos poros da lâmina (MARINESCU et al., 2004).

Essa estratégia opta pelo bombeamento do fluido no vão de corte. O vão de corte é formado pela região entre o rebolo e a superfície de trabalho. O vão de corte provê uma região em forma de cunha que possibilita que o fluido seja forçado pela lâmina do disco a entrar no arco de contato. A passagem do filme de fluido é tida como sendo em regime permanente. Muitos autores assumem essa vazão como sendo a vazão efetiva do processo (BAINES-JONES et al., 2004).

Mesmo para os bocais do tipo “sapata”, costuma-se posicionar o bocal próximo ao vão de corte para facilitar a formação do filme de fluido nos poros através das pressões hidrodinâmicas (MARINESCU et al., 2004).

No caso dos bocais de jato existe sempre uma região na superfície de trabalho que não pode ser atingida pela corrente do jato durante o processo de corte, como mostra a Fig. A.3.

Fig. A.3: Superfície de trabalho, à esquerda sem a falsa superfície e a direita com a falsa superfície

Como pode ser observado na Fig. A.3, durante a passagem da lâmina na superfície de trabalho até o ponto crítico existe uma região que não é abastecida corretamente pelo jato e não é beneficiada pelas vantagens do vão de corte e as pressões hidrodinâmicas. Esse efeito é observado no tipo de movimento DG quando o rebolo começa a deixar a superfície de trabalho. No movimento UG o efeito é observado quando o rebolo ainda não entrou completamente no material. Para solucionar essa deficiência, usa-se uma superfície de sacrifício posicionada junto à superfície de trabalho que possibilita a criação de um vão permanente durante a passagem da lâmina nos dois tipos de movimento (BAINES-JONES et al., 2004) e (MARINESCU et al., 2004).

Outra maneira de se reduzir os efeitos da barreira de ar é colocar um interruptor (“scraper”) próximo à superfície frontal livre da lâmina, numa posição logo acima do bocal onde o jato de fluido é distribuído. O interruptor ajuda a bloquear e desviar a barreira de ar diminuindo sua intensidade (MARINESCU et al., 2004).

O uso de interruptores para desviar a massa de ar na camada limite consegue reduzir os efeitos da barreira de ar e facilitar a passagem do fluido, mas não resolve completamente o problema, mesmo em baixas velocidades. Isso porque a camada limite se recompõe por si só muito rapidamente em curtas distâncias.

Uma outra medida comumente tomada com o mesmo propósito é o uso de um vedador. O vedador é posicionado nas superfícies laterais do rebolo e ajuda a reduzir o volume de ar que entra nos poros descobertos da lâmina e contribuem para a formação da barreira de ar (MARINESCU et al., 2004).

A.3 Dimensionamento do bocal de jato de alta velocidade

Um jato laminar possui a vantagem de manter a uniformidade da corrente de fluido com a mesma velocidade a uma distância muito maior em comparação ao jato turbulento. No entanto, o número de Reynolds ($Re < 2$) nesses casos é baixo, o que compete a dizer que as velocidades do jato são bem baixas, e o uso desses bocais é justificado apenas em aplicações em que as velocidades do rebolo são baixas também. A Eq. (A.1) fornece uma medida prática do número de Reynolds.

$$R_e = \frac{\rho_f \cdot v_f \cdot \Phi_f}{\eta_f} \quad (A.1)$$

Onde:

ρ_f - é a densidade do fluido.

η_f - é o coeficiente de viscosidade dinâmica.

Φ_f e v_f - são o diâmetro de saída do bocal e a velocidade do jato respectivamente.

No caso dos bocais turbulentos o número de Re é muito grande ($10^2 < Re < 10^6$) e existe uma preocupação extra com a dispersão do jato. Para amenizar o problema usa-se um condicionador (redução de seção) acima da seção de saída do jato no bocal que ajuda a reduzir a turbulência do jato e a aumentar a sua uniformidade a uma distância maior.

“Webster” desenvolveu um tipo de bocal que diminui a turbulência do jato. O modelo de bocal turbulento para um jato uniforme proposto por ele, tem um formato com saída convergente côncava e está representado pela Fig. A.4. Seu formato com saída côncava ajuda a diminuir a dispersão do jato e a manter sua uniformidade até um ponto mais distante (BAINES-JONES et al., 2004); (BIANCHI et al., 2002).

Fig. A.4: Representação esquemática do bocal de “Webster” com saída convergente

Os bocais turbulentos possuem um orifício com razão de comprimento para diâmetro idealmente menor que 0.25 e seção convergente lisa onde o fluido deve passar. A saída do bocal deve ser lisa e plana para diminuir a singularidade evitando interferências no jato. A Fig. A.5 mostra as principais dimensões e o formato de um bocal turbulento convencional.

Fig. A.5: Bocal convergente de jato de alta velocidade convencional

Na Fig. A.5, $L_{1/2}$ é o comprimento de redução de seção e $L_{1/2}/\Phi_1$ é a razão de comprimento para diâmetro, que é a razão entre o comprimento $L_{1/2}$ de redução de seção com o diâmetro Φ_1 da seção (1) do bocal.

Pelo princípio da lei da conservação da massa para um sistema de controle fechado, a matéria (massa) contida nele não pode ser criada e nem destruída. Através desse princípio podemos escrever a Eq. (A.2).

$$\int_{S_c} \rho \cdot \vec{V} \cdot d\vec{A} + \frac{\partial}{\partial t} \int_{V_c} \rho \cdot dV_{ol} = \frac{dm}{dt} \Bigg|_0 \quad (A.2)$$

- . $\vec{V}$ - é o vetor velocidade perpendicular ou normal à superfície de controle da seção.
- . $\vec{A}$ - é o vetor área normal a superfície de controle da seção.
- . V_{ol} - é o volume de matéria na superfície de controle.

Para um sistema de controle fechado e pelo princípio da lei da conservação da massa, a igualdade da Eq. (A.2) se torna zero, não há variação de massa.

A primeira integral representa a somatória de todas as vazões em massa, peso ou volume de matéria em uma superfície S_c de controle. A segunda integral representa a variação em massa, peso ou volume de matéria no volume de controle V_c .

Para um fluido incompressível onde não existe variação de massa específica, $\rho_f = \text{cte}$, e um volume de controle V_c estanque (forma e tamanho fixos), podemos afirmar que o segundo termo da Eq. (A.2) se torna zero para um regime permanente de escoamento do fluido.

Se definirmos, a vazão como um fluxo de matéria em volume no sistema de controle, podemos reescrever o primeiro termo da Eq. (A.2) para as seções (1) e (2) da Fig. A.5 na forma da equação da continuidade para um regime permanente:

$$Q_f = \int \rho \cdot \vec{V} \cdot d\vec{A} = \rho_1 \cdot A_1 \cdot V_1 = \rho_2 \cdot A_2 \cdot V_2 \quad (\text{A.6})$$

As velocidades V_1 e V_2 são as velocidades médias na entrada e na saída do bocal da Fig. A.5, e as constantes A_1 e A_2 são as respectivas áreas das seções (1) e (2) do bocal.

Uma outra relação para as velocidades V_1 e V_2 do bocal pode ser escrita pela equação de Bernoulli da conservação da energia desprezando as perdas por atrito (HAN; RAMESH, 2002):

$$\frac{V_1^2}{2} + g \cdot z_1 + \frac{P_1}{\rho} = \frac{V_2^2}{2} + g \cdot z_2 + \frac{P_2}{\rho} \quad (\text{A.7})$$

Através das equações (A.6) e (A.7) chega-se a Eq. (A.8) para a velocidade na seção (2) de saída do fluido no bocal e a Eq. (A.9) para o coeficiente de contração C_a da área seccional.

$$V_2 = \sqrt{\frac{2(P_1 - P_2)}{\rho \left(1 - \left(\frac{A_2}{A_1} \right)^2 \right)}} \quad (\text{A.8})$$

$$C_a = 1 - \frac{A_2}{A_1} \quad (\text{A.9})$$

Os autores costumam adicionar na Eq. (A.8) o coeficiente de perda de carga C_d como um fator menor que um, para computar as perdas de carga (BAINES-JONES et al., 2004); (MARINESCU et al., 2004). Muitos autores, entretanto adotam também o coeficiente de velocidade C_v como sendo um produto dos coeficientes C_d e C_a para um regime turbulento, considerando as perdas por atrito. O valor de C_v está em torno de 0.95 a 0.98. O coeficiente C_d varia com o número de Reynolds, de $0.3 < C_d < 0.56$ para $10^2 < Re < 10^6$.

Se substituirmos na Eq. (A.8) o termo $P_1 - P_2$ pelo termo P_b , que é a diferença entre a pressão de admissão e a de recalque da bomba, e substituir V_2 por v_f , que pode ser assumida como sendo a velocidade do jato de fluido na saída do bocal, podemos escrever uma relação simples

e direta entre a pressão requerida para o sistema de distribuição fluídica e a velocidade do jato requerida no processo através da Eq. (A.10).

$$v_f = C_d \sqrt{\frac{2P_b}{\rho_f C_a^2}} \quad (A.10)$$

Combinando-se as equações (A.10) e (A.6) podemos reescrever a vazão de fluido processado em termos das novas variáveis e dos coeficientes C_d e C_a pela Eq. (A.11) (MARINESCU et al., 2004).

$$Q_f = \frac{\pi C_a \Phi_2^2 \cdot v_f}{4} = \frac{\pi C_d \Phi_f^2 \cdot v_f}{4} \cdot \sqrt{\frac{2P_b}{\rho_f}} \quad (A.11)$$

As equações acima fornecem a velocidade na saída do bocal, mas não servem para quantificar a vazão útil do bocal e determinar a velocidade requerida para o processo. As análises seguintes são bastante aproximadas por diversos motivos, contudo poderão ser usadas pelo menos como uma estimativa em casos práticos.

Assume-se que o jato é distribuído ao longo da superfície frontal da lâmina do disco, embora os resultados não dependam da espessura da lâmina. Baseando-se em resultados práticos assume-se que o momento hidráulico da corrente do jato deverá ser bem maior do que o da barreira de ar, só assim o jato consegue vencer a barreira de ar e penetrar na superfície da lâmina.

A razão de momento hidráulico da corrente de fluido do jato por unidade de largura do rebolo para um jato com diâmetro igual h_f é dado por:

$$M'_f = \rho_f \cdot h_f \cdot v_f^2 \quad (A.12)$$

A razão de momento hidráulico por unidade de largura do rebolo, para a barreira de ar com uma camada limite de espessura h_{ar} e velocidade igual à v_s , é dado por:

$$M'_{ar} = \rho_{ar} \cdot h_{ar} \cdot v_s^2 \quad (A.13)$$

Idealmente a largura do jato deve ser pelo menos igual a largura do rebolo e a velocidade mínima do jato, Eq. (A.14), deverá ter pelo menos a mesma ordem de grandeza da velocidade da lâmina do disco, na prática $v_s > v_f$ (JACKSON et al., 2005); (MARINESCU et al., 2004); (KARPINSKI; SIENIAWSKI, 2002).

$$v_f = v_s \sqrt{\frac{\rho_{ar} \cdot h_{ar}}{\rho_f \cdot h_f}} \quad (A.14)$$

A.4 Vazão útil na zona de contato

A vazão útil pode ser definida como sendo a vazão real de fluido que entra na zona de contato (arco de contato). A vazão útil depende da porosidade da lâmina e da posição do bocal.

Segundo Karpinski e Sieniawski (2002) a refrigeração ótima está relacionada com a quantidade mínima de fluido de corte necessária para a refrigeração da região de corte visando sempre obter uma economia de consumo e permitir que processo atinja vantagens econômicas e ecológicas.

Jackson et al. (2005) admitiram não haver uma definição clara sobre o termo “vazão útil”, mas existe, de certa forma, um consenso de que a vazão no arco de contato é a melhor maneira de definir a vazão útil. Existem muitos modelos propostos usados para definir essa vazão útil. Uma estimativa dessa vazão útil Q_{fu} é dada pela Eq. (A.15). A estimativa depende dos parâmetros da lâmina, do número de poros ψ_{po} e da profundidade média dos poros h_{po} .

$$Q_{fu} = \psi_{po} \cdot h_{po} \cdot b_w \cdot v_s \quad (A.15)$$

Onde:

. $Q_f \gg Q_{fu}$.

. ψ_{po} - é dado em percentagem.

Por dedução, a espessura da camada útil de fluido pode ser estimada pela expressão (JACKSON et al., 2005); (MARINESCU et al., 2004):

$$h_{fu} = \frac{Q_{fu}}{b_w \cdot v_s} = \psi_{po} \cdot h_{po} \quad (A.16)$$

A.5 Estimativa da vazão útil pelo uso da espessura da camada térmica limite

Uma outra forma de se estimar a espessura da camada do filme fluídico é feita pelo uso da estimativa da espessura da camada térmica limite. Empregando-se os conceitos básicos usado na teoria de transferência de calor, pode-se estimar a espessura da camada térmica limite pelo modelo representado na Fig. A.5 e pela Eq. (A.17) (MARINESCU et al., 2004).

Fig. A.6: Representação esquemática do modelo simplificado de refrigeração do arco de contato

$$\alpha_T = \frac{\partial^2 T}{\partial^2 y^2} = \frac{\partial T}{\partial t} \quad (A.17)$$

. α_T - difusibilidade térmica do refrigerante.

. T - é o gradiente de temperatura, que varia com y e t (tempo).

Aplicando-se os traços de contorno e manipulando-se a Eq. (A.17) chega-se a uma estimativa da espessura da camada limite que é dada por Marinescu et al. (2004):

$$y_b = 2 \sqrt{\frac{\alpha_T \cdot x}{v_s}} \quad (A.18)$$

. y_b - espessura da camada térmica limite para $T/T_w \rightarrow 0$.

Ou seja, a camada térmica limite y_b cresce com ∂_T e x , e diminui com v_s . E por uma questão de coerência e consistência ela deve ser pelo menos igual à espessura do filme fluídico no arco de contato.

A camada térmica limite y_b é admitida como sendo a espessura mínima do refrigerante dada por h_{fu} necessária para o resfriamento da superfície ao longo do comprimento do arco de contato (l_c). Assim, para um resfriamento eficaz assume-se que a espessura do filme de refrigerante com comprimento l_c deva se estender pelo menos a um valor acima de y_b para garantir ao processo, uma a lubrificação adequada. No entanto, mesmo que essa espessura efetiva seja bem maior que y_b a eficácia do processo de refrigeração não deve aumentar significativamente (JACKSON et al., 2005); (MARINESCU et al., 2004).

APÊNDICE B- MEMORIAL DE CÁLCULOS DAS VARIÁVEIS EXPERIMENTAIS

B.1 Planilhas P_1 e P_2

As planilhas P_1 e P_2 exibem os valores medidos dos tamanhos dos fragmentos a_{fi} e b_{fi} das arestas dos riscos cortados. As larguras a_{fi} e comprimentos b_{fi} dos fragmentos foram medidos e separados em colunas diferentes. Os tamanhos anotados dos fragmentos nas arestas esquerdas estão presentes na coluna com a identificação LE e os tamanhos referentes às medições nas arestas direitas dos riscos, por LD. A planilha P_1 contém os dados anotados para os riscos da amostra A_1 para o modo CFG de retificação. Os valores estão representados em sequência para os riscos de R_{11} até R_{14} . A planilha P_2 foi concebida da mesma forma. Nela estão presentes os dados referentes às amostragens feitas para o modo HSG de retificação e os riscos de R_{21} até R_{24} da amostra A_2 .

Os riscos estão identificados nas figuras B.1, B.2, B.3 e B.4 para o modo CFG de retificação e nas figuras B.5, B.6, B.7 e B.8 para o modo HSG de retificação. Cada um dos riscos das amostras A_1 e A_2 nas respectivas planilhas, P_1 e P_2 mostram duas imagens de amostragens diferentes feitas no microscópio para os modos CFG e HSG. Na mesma ordem das colunas dentro das figuras estão os histogramas de distribuição para cada sequência de medições dos tamanhos a_{fi} e b_{fi} dos fragmentos do risco amostrado. E abaixo, nas colunas dos histogramas, estão, os cálculos dos valores estatísticos da amostragem na mesma ordem.

Para não haver confusão com os índices, subscritos e sobrescritos definidos previamente no Capítulo (6) foi criada duas seções diferentes para identificar as amostras A_1 e A_2 separadamente.

De acordo com o que foi dito e estabelecido anteriormente, estão presentes na sequência das subseções B.1.1 e B.1.2, as planilhas P_1 para a amostra A_1 e a planilha P_2 para a amostra A_2 .

B.1.1 Medições e resultados obtidos para os ensaios da amostra A₁

Dados e resultados amostrais da Planilha P₁ para o modo CFG de retificação.

Risco-R ₁₁			
Primeira Amostragem- Fot ₁		Segunda Amostragem-Fot ₂

v _w =1,20mm/min, a _{creal} =1,86mm e b _{creal} =210μm			
Amostragem LE		Amostragem LD	
a _{fi} [μm]	b _{fi} [μm]	a _{fi} [μm]	b _{fi} [μm]
5.00	20.01	3.34	15.01
3.34	18.34	3.34	15.01
3.34	18.34	3.34	18.34
3.34	18.34	5.00	21.68
5.00	20.01	8.34	23.34
5.00	21.68	5.00	13.34
6.67	26.68	6.67	18.34
3.34	18.34	5.00	15.01
3.34	16.68	3.34	13.34
3.34	15.01	8.34	21.68
5.00	21.68	5.00	15.01
3.34	13.34	3.34	13.34
3.34	16.68	6.67	20.01
3.34	18.34	5.00	15.01
3.34	18.34	6.67	20.01
3.34	16.68	5.00	18.34
3.34	15.01	3.34	13.34
8.34	20.01	8.34	23.34
6.67	18.34	6.67	18.34
8.34	25.01	5.00	20.01
5.00	21.68	5.00	18.34
8.34	31.68	6.67	23.34
5.00	18.34	6.67	21.68
3.34	13.34	3.34	16.68
6.67	20.01

Fig. B.1: Dados amostrais do risco R_{11} da amostra A_1

Risco-R₁₂

$v_w=7,3\text{mm/min}$, $a_{\text{ereal}}=1,86\text{mm}$ e $b_{\text{ereal}}=210\mu\text{m}$

Amostragem LE		Amostragem LD	
$a_{fi}[\mu\text{m}]$	$b_{fi}[\mu\text{m}]$	$a_{fi}[\mu\text{m}]$	$b_{fi}[\mu\text{m}]$
6.67	20.01	3.34	15.01
5.00	20.01	5.00	16.68
6.67	21.68	10.00	25.01
11.67	28.35	15.01	26.68
6.67	21.68	8.34	23.34
8.34	25.01	5.00	20.01
5.00	20.01	8.34	18.34
10.00	25.01	6.67	20.01
11.67	20.01	5.00	23.34
8.34	18.34	3.34	20.01
6.67	16.68	8.34	21.68
5.00	15.01	8.34	23.34
10.00	38.35	16.68	28.35
13.34	40.02	13.34	18.34
10.00	25.01	15.01	20.01
13.34	28.35		
5.00	20.01		
8.34	21.68		
6.67	20.01		
6.67	20.01		
6.67	18.34		
8.34	20.01		
6.67	23.34		
15.01	35.02		
13.34	31.68

Fig. B.2: Dados amostrais do risco R_{12} da amostra A_1

Risco-R₁₃

$v_w=13,7\text{mm/min}$, $a_{\text{creal}}=1,86\text{mm}$ e $b_{\text{creal}}=210\mu\text{m}$

Amostragem LE		Amostragem LD	
$a_{fi}[\mu\text{m}]$	$b_{fi}[\mu\text{m}]$	$a_{fi}[\mu\text{m}]$	$b_{fi}[\mu\text{m}]$
3.34	30.02	5.00	15.01
10.00	28.35	6.67	20.01
5.00	18.34	5.00	18.34
16.68	21.68	13.34	31.68
8.34	25.01	6.67	18.34
10.00	21.68	6.67	20.01
10.00	25.01	8.34	21.68
11.67	15.01	6.67	18.34
8.34	16.68	10.00	23.34
6.67	25.01	11.67	25.01
6.67	13.34	8.34	25.01
15.01	15.01	6.67	21.68
18.34	31.68	8.34	23.34
13.34	23.34	6.67	18.34
15.01	18.34	11.67	28.35
13.34	31.68	10.00	25.01
8.34	30.02	6.67	21.68
6.67	28.35	10.00	23.34
6.67	30.02	10.00	21.68
6.67	28.35		
8.34	25.01		
5.00	20.01		
10.00	23.34		
8.34	21.68		
5.00	26.68

Fig. B.3: Dados amostrais do risco R_{13} da amostra A_1

Risco-R₁₄

$v_w=19,0\text{mm/min}$, $a_{\text{creal}}=1,86\text{mm}$ e $b_{\text{creal}}=210\mu\text{m}$

Amostragem LE		Amostragem LD	
$a_{fi}[\mu\text{m}]$	$b_{fi}[\mu\text{m}]$	$a_{fi}[\mu\text{m}]$	$b_{fi}[\mu\text{m}]$
15.01	16.68	6.67	21.68
13.34	20.01	8.34	23.34
6.67	18.34	5.00	20.01
10.00	43.35	8.34	23.34
13.34	23.34	6.67	18.34
8.34	21.68	10.00	26.68
10.00	25.01	16.68	35.02
11.67	28.35	6.67	16.68
6.67	23.34	8.34	28.35
8.34	21.68	8.34	20.01
10.00	20.01	10.00	23.34
8.34	48.36	16.68	33.35
13.34	51.69	15.01	31.68
10.00	43.35	11.67	21.68
6.67	28.35	13.34	25.01
15.01	26.68	11.67	20.01
11.67	25.01	6.67	18.34
16.68	20.01	8.34	21.68
13.34	18.34	6.67	16.68
11.67	21.68	10.00	28.35
10.00	26.68	3.34	13.34
11.67	18.34	10.00	23.34
10.00	26.68		
6.67	26.68		
8.34	31.68

Fig. B.4: Dados amostrais do risco R_{14} da amostra A_1

B.1.2 Medições e resultados obtidos para os ensaios da amostra A₂

Dados e resultados amostrais da Planilha P₂ para o modo HSG de retificação

Risco-R ₂₁			
Primeira Amostragem- Fot ₁		Segunda Amostragem-Fot ₂

v _s =1,99m/s, a _{ereal} =1,94mm e b _{ereal} =220μm			
Amostragem LE		Amostragem LE	
a _{fi} [μm]	b _{fi} [μm]	a _{fi} [μm]	b _{fi} [μm]
10.00	30.02	11.67	33.35
13.34	26.68	10.00	30.02
11.67	31.68	10.00	30.02
10.00	26.68	11.67	25.01
15.01	30.02	13.34	36.69
10.00	26.68	11.67	35.02
10.00	36.69	10.00	28.35
11.67	40.02	11.67	31.68
10.00	40.02	8.34	26.68
10.00	33.35	10.00	25.01
8.34	23.34	11.67	33.35
13.34	20.01	16.68	40.02
11.67	46.69	11.67	23.34
10.00	20.01	13.34	46.69
11.67	26.68	11.67	40.02
8.34	30.02	10.00	30.02
10.00	40.02	15.01	50.02
8.34	36.69	11.67	18.34
15.01	26.68	10.00	20.01
13.34	38.35	11.67	40.02
10.00	23.34	13.34	46.69
8.34	25.01	11.67	50.02
11.67	33.35	13.34	36.69
13.34	41.69	10.00	40.02
10.00	36.69	10.00	23.34

Fig. B.5: Dados amostrais do risco R_{21} da amostra A_2

Risco-R₂₂

$v_s=6,47\text{m/s}$, $a_{\text{creal}}=1,94\text{mm}$ e $b_{\text{creal}}=220\mu\text{m}$

Amostragem LE		Amostragem LD	
$a_{fi}[\mu\text{m}]$	$b_{fi}[\mu\text{m}]$	$a_{fi}[\mu\text{m}]$	$b_{fi}[\mu\text{m}]$
10.00	26.68	8.34	26.68
11.67	30.02	10.00	33.35
10.00	33.35	10.00	30.02
10.00	25.01	10.00	26.68
5.00	26.68	10.00	20.01
3.34	25.01	11.67	20.01
5.00	21.68	10.00	21.68
11.67	23.34	13.34	40.02
6.67	25.01	10.00	33.35
11.67	40.02	11.67	35.02
11.67	40.02	13.34	35.02
11.67	43.35	10.00	25.01
8.34	31.68	11.67	26.68
13.34	45.02	11.67	30.02
10.00	26.68	13.34	33.35
6.67	31.68	15.01	40.02
8.34	31.68	13.34	40.02
11.67	31.68	11.67	26.68
11.67	33.35	15.01	43.35
10.00	40.02	13.34	46.69
10.00	26.68	11.67	33.35
8.34	25.01	10.00	40.02
11.67	33.35	10.00	23.34
11.67	40.02	10.00	28.35
11.67	20.01	8.34	36.69
11.67	21.68	11.67	20.01
11.67	20.01	11.67	18.34
8.34	28.35	10.00	18.34
10.00	25.01	5.00	20.01
11.67	26.68	3.34	21.68
5.00	28.35	8.34	26.68

Fig. B.6: Dados amostrais do risco R_{22} da amostra A_2

Risco-R₂₃

$v_s=10,94\text{m/s}$, $a_{\text{ereal}}=1,94\text{mm}$ e $b_{\text{ereal}}=220\mu\text{m}$

Amostragem LE		Amostragem LD	
$a_{fi}[\mu\text{m}]$	$b_{fi}[\mu\text{m}]$	$a_{fi}[\mu\text{m}]$	$b_{fi}[\mu\text{m}]$
5.00	20.01	10.00	28.35
11.67	20.01	13.34	35.02
10.00	33.35	10.00	33.35
11.67	23.34	15.01	41.69
10.00	18.34	15.01	43.35
11.67	38.35	13.34	26.68
11.67	33.35	11.67	33.35
10.00	30.02	11.67	18.34
11.67	26.68	10.00	20.01
10.00	20.01	13.34	28.35
11.67	28.35	15.01	41.69
8.34	26.68	10.00	25.01
11.67	33.35	8.34	40.02
10.00	23.34	13.34	28.35
6.67	21.68	11.67	38.35
11.67	20.01	11.67	35.02
5.00	18.34	6.67	28.35
8.34	33.35	6.67	26.68
10.00	26.68	11.67	28.35
6.67	33.35	8.34	35.02
11.67	26.68	5.00	31.68
8.34	48.36	5.00	26.68
5.00	25.01	10.00	20.01
10.00	33.35	11.67	21.68
15.01	40.02	11.67	26.68
10.00	40.02	10.00	20.01
10.00	41.69		
13.34	50.02		
11.67	28.35		
8.34	25.01		
13.34	48.36

Fig. B.7: Dados amostrais do risco R_{23} da amostra A_2

Risco-R₂₄

$v_s=15,42\text{m/s}$, $a_{\text{real}}=1,94\text{mm}$ e $b_{\text{real}}=220\mu\text{m}$

Amostragem LE		Amostragem LD	
$a_{fi}[\mu\text{m}]$	$b_{fi}[\mu\text{m}]$	$a_{fi}[\mu\text{m}]$	$b_{fi}[\mu\text{m}]$
13.34	33.35	15.01	35.02
15.01	43.35	13.34	31.68
6.67	31.68	10.00	36.69
10.00	25.01	11.67	41.69
5.00	28.35	8.34	25.01
11.67	33.35	6.67	30.02
5.00	28.35	5.00	26.68
5.00	25.01	13.34	33.35
5.00	20.01	8.34	25.01
10.00	31.68	8.34	31.68
8.34	26.68	10.00	35.02
8.34	35.02	11.67	26.68
11.67	26.68	6.67	21.68
10.00	20.01	10.00	18.34
8.34	31.68	6.67	25.01
10.00	25.01	10.00	28.35
6.67	21.68	13.34	33.35
6.67	25.01	15.01	35.02
11.67	20.01	5.00	20.01
10.00	35.02	6.67	21.68
8.34	33.35	8.34	26.68
11.67	18.34	10.00	28.35
10.00	36.69	11.67	20.01
11.67	26.68	16.68	26.68
11.67	25.01	18.34	40.02
10.00	18.34	16.68	38.35
10.00	30.02	10.00	26.68
		8.34	25.01
		8.34	20.01
		10.00	21.68

Fig. B.8: Dados amostrais do risco R_{24} da amostra A_2

APÊNDICE C- INTERPRETAÇÃO ESTATÍSTICA DOS PARÂMETROS AMOSTRAIS

C.1 Análise estatística dos resultados experimentais

Para testar o grau de dependência dos parâmetros ν_w e ν_s com os tamanhos médios das fragmentações de topo nas arestas dos riscos e verificar se existe uma curva de ajuste para os pontos de dispersão dos gráficos da Fig.7.2, recorreu-se ao ajuste da curva pelo método dos mínimos quadrados. O método pode ainda ser usado para auxiliar na determinação de uma equação que melhor relacione as variáveis. O método considera os desvios ou resíduos entre os pontos do diagrama de dispersão em relação à curva ajustada correspondente e evita um critério individual no ajuste. A Fig. C.1 mostra, de forma genérica, o ajuste de uma curva qualquer para um conjunto de pontos qualquer.

Fig. C.1: Curva ajustada aos pontos

A curva da Fig. C.1 mostra que para um valor qualquer atribuído a X existe um valor Y correspondente no diagrama, diferente do valor de Y_{est} da curva ajustada. Essa diferença representada pelas barras verticais é designada como desvio, erro ou resíduo e pode ser negativa, positiva ou nula. Para medir a qualidade (aderência) do ajuste da curva da figura aos dados da nuvem de pontos do diagrama de dispersão plotados, usa-se a estimativa:

$$\varepsilon = \sum (Y^2 - Y_{est}^2) \quad (C.1)$$

A curva de ajuste dos pontos que possuir o menor ε é denominada a curva de mínimos quadrados. A curva serve para identificar se o fenômeno obedece a uma relação linear ou não-

linear entre as variáveis e qual o tipo de função associada a curva através da equação de mínimos quadrados que melhor explica as variações.

A equação da curva de mínimos quadrados usada para os pontos de dispersão dos gráficos (a1) e (a2) da Fig. 7.2 no modo CFG de retificação é a reta. A reta concorda também com a Eq. (4.8) para o tamanho da espessura equivalente de cavaco h_{eq} que deve variar linearmente com v_w para a_e e v_s constantes.

No caso do modo HSG, os pontos do diagrama de dispersão dos gráficos (b1) e (b2) da Fig. 7.2 se assemelham mais a uma reta decrescente, no entanto foram testadas também as curvas da hipérbole, da parábola de segundo grau e a curva exponencial. A segunda curva aproximou bem os dados e permitiu uma boa aderência. A escolha da curva foi mais motivada por ser coerente com h_{eq} , a curva da hipérbole concorda com a relação inversa de h_{eq} com v_s dada pela Eq. (4.8).

Para facilitar a plotagem das curvas utilizaram-se as letras X e Y como as variáveis independentes e dependentes respectivamente.

A equação da reta é dada pela relação:

$$Y = a_0 + a_1 X \quad (C.2)$$

As expressões abaixo servem para se determinar as constantes a_0 e a_1 da reta. É importante notar também que para as expressões (C.3) e (C.4), adotou-se a notação abreviada para as variáveis X e Y da reta. Usou-se a notação abreviada $\sum X$, $\sum XY$ etc. para designar $\sum_{I=1}^N XI$,

$$\sum_{I=1}^N XI.YI \text{ etc.}$$

A determinação das constantes a_0 e a_1 da reta pode ser feita por meio das expressões:

$$a_0 = \frac{(\sum Y)(\sum X^2) - (\sum X)(\sum XY)}{N(\sum X^2) - (\sum X)^2} \quad (C.3)$$

$$a_1 = \frac{N\sum XY - (\sum X)(\sum Y)}{N(\sum X^2) - (\sum X)^2} \quad (C.4)$$

A equação da hipérbole é dada pela relação:

$$Y = \frac{1}{a_0 + a_1 X} \quad (C.5)$$

A determinação dos coeficientes a_0 e a_1 são feitas pelo emprego das mesmas equações usadas para os coeficientes da reta, uma vez que a curva dada pela Eq. (C.5) é apenas o inverso da equação da reta dada pela Eq. (C.2).

Para o conjunto de pontos dos gráficos de dispersão da Fig. 7.2 e para os valores médios contidos nas tabelas (7.1) e (7.2) correspondentes, a variável X assumiu o lugar das variáveis independentes v_w e v_s de controle da máquina. Para a variável dependente Y foram atribuídos os valores médios dos tamanhos das larguras dos fragmentos dados por $a_{f\ Rkj}^{médLE}$ e os valores médios dos comprimentos dos fragmentos dados por $b_{f\ Rkj}^{médLE}$, para cada risco amostrado correspondente aos modos de retificação CFG e HSG estudados. Dessa forma pela regressão dos valores das variáveis v_w e v_s para os valores médios amostrais dos tamanhos $a_{f\ Rkj}^{médLE}$ e $b_{f\ Rkj}^{médLE}$ dos fragmentos, ou mais simplesmente pela regressão de Y para X , estabeleceu-se uma equação para o estudo do fenômeno de fragmentação para cada caso.

As equações (C.2) e (C.5) das curvas de mínimos quadrados servem para representar os valores correspondentes de Y_{est} em relação aos de X conhecidos, mas não fornecem uma medida da dispersão dos pontos das curvas da Fig. 7.2 em relação à curva de regressão de Y para X esperada. Essa medida da dispersão é dada pela relação:

$$s_{XY} = \sqrt{\frac{\sum(Y - Y_{est})^2}{N}} \quad (C.6)$$

Vale dizer que Y representa os valores amostrais dos diagramas de dispersão correspondentes a X e que Y_{est} diz respeito aos valores contidos na reta de regressão ajustada pelas equações (C.2) e (C.5) que correspondem ao mesmo conjunto de valores de X atribuídos a Y .

Para um conjunto com um número ($N < 30$) de pequenas amostras é conveniente reescrever a dispersão na forma corrigida dada pela fórmula:

$$\hat{s}_{XY} = \sqrt{\frac{\sum(Y - Y_{est})^2}{N-2}} \quad (C.7)$$

As relações de dispersão, dadas pelas equações (C.6) e (C.7), são denominadas erro padrão da estimativa, e servem para definir as medidas de dispersão dos pontos amostrais do diagrama dados por Y em relação aos pontos da curva de regressão de mínimos quadrados de Y para X dados por Y_{est} . O erro padrão da estimativa possui propriedades análogas ao desvio padrão. Sua medida de dispersão está relacionada a probabilidade que os pontos do diagrama possuem de recair dentro de um limite estabelecido. Por exemplo, se construirmos curvas paralelas a curva de regressão com distâncias verticais dadas por $\hat{s}_{xy}$, verifica-se que para uma amostra com distribuição normal e um tamanho N suficientemente grande que, cerca de 70% dos pontos estão incluídos dentro do limite $Y_{est} \pm \hat{s}_{xy}$. Para uma distância de $2\hat{s}_{xy}$, essa probabilidade passa a ser maior que 95%. Um erro de estimativa pequeno assegura que os limites entre os valores estatísticos Y_{est} na curva de regressão estão muito próximos aos reais amostrados dados por Y .

Embora o erro padrão da estimativa na curva de regressão ajude a medir o grau de dispersão entre os valores, ele não mede o grau de relação e correspondência entre a equação adotada com a curva de regressão do teste. Esse grau de correspondência de Y -amostrado para X -atribuído é feito mediante ao uso de um coeficiente r chamado de coeficiente de correlação. O coeficiente r tem um valor compreendido entre zero e um. Portanto, se as curvas adotadas da reta pela Eq. (C.2) ou da hipérbole obtida pela Eq. (C.5) tiverem uma forte correspondência com os valores dos pontos das respectivas curvas de dispersão dos dados amostrados, a variável r tende a um valor próximo de um, caso contrário r tende a zero. O coeficiente r mede então o grau de correlação existente entre as variáveis e aponta se deve ou não existir compatibilidade entre as curvas e os dados amostrados.

O coeficiente de correlação r pode ser escrito em inúmeras formas, a relação escolhida para descrevê-lo dada pela Eq. (C.8) é muito usada por ser geral e poder descrever relações lineares e não-lineares.

$$r = \sqrt{\frac{(\sum Y_{est} - Y_{méd})^2}{(\sum Y - Y_{méd})^2}} \quad (C.8)$$

C.2 Comparação das médias das distribuições amostrais

A diferença dos valores médios dos tamanhos dos fragmentos a_{fi} e b_{fi} nos lados esquerdo LE e direito LD foram comparados para estabelecer um limite para as diferenças entre as médias populacionais compreendida nesse intervalo. Por uma questão de coerência com os valores obtidos para as retas de regressão, comparou-se a diferença entre os valores médios dos extremos encontrados nos diagramas de dispersão da Fig. 7.2 e nas tabelas (7.1) e (7.2). De forma que nessa etapa só foram avaliados os riscos R_{11} e R_{14} para o modo CFG e os riscos R_{21} e R_{24} para o modo HSG.

Como o problema se refere supostamente a dados não-pareados (populações distintas) antes de se de se calcular a diferença entre as médias, houve a necessidade de se testar a confiabilidade das medidas comparando-se as médias de duas distribuições normais com populações distintas e amostras independentes. Por isso, tornou-se necessário o uso da estatística na tomada de decisão. A pergunta a ser feita, é se efetivamente as variáveis de controle da máquina, v_w e v_s , contribuem para o aumento ou diminuição no tamanho médio das fragmentações nas arestas de topo dos riscos. Na comparação de duas médias supostas vindas de distribuições normais, a estatística aplica a definição do teste de hipótese.

O intervalo de confiança estabelecido é de 5%, ou seja, a região de aceitação ou não de H_{p0} tem 5% de chance de erro e ocorrer o contrário do que se provou. O limite de 5% de confiança é dado por: $\alpha=0,05$, para uma distribuição unilateral, pois os valores das grandezas testadas são absolutos.

Como as variâncias das populações de medidas são desconhecidas, recorre-se à variável T da distribuição de “Student”. No entanto, os graus de liberdade da variável de teste dependem do fato de as variáveis serem ou não iguais, mesmo remota, existe a probabilidade de que as variâncias de duas populações distintas sejam iguais. Se a afirmativa anterior for positiva a variável T terá o seu número de graus de liberdade dado pela equação:

$$v=N_0+N_1-2 \quad (C.9)$$

Se a afirmativa for negativa, a variável T passa a ter v graus de liberdade a ser determinado pela expressão:

$$v = \left[\frac{\left(\sigma_0^2/N_0 + \sigma_1^2/N_1 \right)^2}{\frac{(\sigma_0^2/N_0)^2}{N_0+1} + \frac{(\sigma_1^2/N_1)^2}{N_1+2}} \right] - 2 \quad (C.10)$$

Os graus de liberdade N_0 e N_1 são atribuídos aos valores que correspondem ao número de falhas $N_{f_{Rkj}}^{LE}$ e $N_{f_{Rkj}}^{LD}$ nas arestas esquerdas e direitas dos riscos comparados. N_0 passa a ser uma denominação dos números de defeitos no extremo inferior da comparação, correspondentes aos números de falhas nas arestas dos riscos, R_{11} para o modo CFG e R_{21} para o modo HSG. Seguindo-se a mesma regra, N_1 passa a ser uma denominação dos números de defeitos no extremo superior da comparação, correspondentes aos números de falhas nas arestas dos riscos, R_{14} para o modo CFG e R_{24} para o modo HSG.

Para saber se as variâncias são ou não iguais, usa-se o teste F da distribuição de Fisher para a diferença entre as razões de variâncias populacionais. A distribuição assimétrica F de Fisher ou de Snedcor possui graus de liberdade associados ao numerador e denominador e serve para comparar variâncias através de um valor crítico tabelado.

Para testar a estatística F usa-se a hipótese:

$$\left. \begin{array}{l} H_{p0} : (\sigma_1)^2 = (\sigma_0)^2 \\ H_{p1} : (\sigma_1)^2 \neq (\sigma_0)^2 \end{array} \right\}, \text{ onde } (\sigma_0)^2 \text{ representa no estudo das amostras do trabalho, as variâncias}$$

dos tamanhos médios das dispersões no extremo inferior (risco R_{11} -CFG e R_{21} -HSG), e $(\sigma_1)^2$ as variâncias dos respectivos valores no extremo superior (risco R_{14} -CFG e R_{24} -HSG). Por definição a variância é a medida do quadrado do desvio padrão. Sendo assim, as variâncias

dos comprimentos médios dos fragmentos são os valores de $\left(\sigma_{bf_{Rkj}}^{méd LD} \right)^2$ e $\left(\sigma_{af_{RKj}}^{méd LD} \right)^2$ são as

variâncias das larguras médias, e os dois valores são correspondentes aos tamanhos médios dos fragmentos nas arestas do lado direito dos respectivos riscos. De forma análoga, para as arestas do lado esquerdo dos riscos, as variâncias dos tamanhos dos comprimentos médios dos

fragmentos são os valores de $\left(\sigma_{bf_{Rkj}}^{méd LE} \right)^2$ e as variâncias das larguras médias dos fragmentos

são determinadas por $\left(\sigma_{af_{RKj}}^{méd LE} \right)^2$. Dessa forma, por uma questão de simplicidade e praticidade,

$(\sigma_0)^2$ e $(\sigma_1)^2$ serão sempre uma combinação dos valores das variâncias das larguras e dos comprimentos médios nos lados esquerdo e direito dos riscos comparados, respectivamente.

Dessa forma $(\sigma_0)^2$ é atribuído aos valores das variâncias do extremo inferior dos pontos dos gráficos da Fig. 7.2, dados pelos riscos R_{11} e R_{21} , e $(\sigma_1)^2$ serve para estabelecer os valores atribuídos aos riscos R_{21} e R_{24} para os pontos do extremo superior dos pontos dos gráficos da Fig. 7.2.

O teste da variável F é feito pelo emprego da expressão:

$$F_{\text{teste}} = (\sigma_a)^2 / (\sigma_b)^2 \quad (\text{C.11})$$

A variável σ_a no numerador da Eq. (C.11) sempre assume o maior valor entre as variáveis σ_0 e σ_1 , ao passo que σ_b no denominador é atribuída à menor variância.

De posse do valor da variável de teste F_{teste} determina-se a variável tabelada F_{tab} para a comparação. Para os dados de entrada na tabela usa-se sempre (N_a-1) e (N_b-1) graus de liberdade, N_a assume os graus de liberdade da amostra cuja variância é σ_a e N_b para variância com σ_b (Fig. C.2).

Valores dos quantis da distribuição F de Fisher para N_a-1 e N_b-1 graus de liberdade

(Na-1)	1	2	3	→ i
(Nb-1)				
1				
2				
3				
↓				
i				

F_{tab}
quantis
tabelados

Fig. C.2: Representação das curvas de distribuição de Fisher

Os valores de entrada de F_{tab} dependem dos graus de liberdade amostrados e são definidos de uma forma genérica pelos mesmos valores de N_0 e N_1 correspondentes aos números de falhas Nf_{Rkj}^{LE} e Nf_{Rkj}^{LD} dos riscos amostrados. As variáveis N_0 e N_1 foram definidas anteriormente para estabelecer os cálculos das equações (C.9) e (C.10) na determinação de ν .

De posse do valor correto de ν graus de liberdade determinados pelas equações (C.9) e (C.10) e o teste F de comparação das variâncias com 95% de confiança (ou 5% de chance de erro), parte-se para a determinação da estatística T . O critério de rejeição ou aceitação é análogo ao teste feito para F , o teste de hipótese usado para a comparação das médias seguiu

o mesmo roteiro que foi usado para a comparação das variâncias: $\left. \begin{array}{l} H_{P0} : \mu_1 = \mu_2 \\ H_{P1} : \mu_1 \neq \mu_2 \end{array} \right\}$, neste caso,

H_{P0} indica a rejeição da amostra a 95% de confiança e H_{P1} indica a aceitação da amostra no mesmo intervalo de confiança com $\alpha=0,05$ estabelecido. A rejeição H_{P0} conclui que existe diferença nos tamanhos médios dos fragmentos comparados enquanto que a hipótese H_{P1} estabelece o contrário.

Seguindo o mesmo exemplo do que foi feito para a comparação das variâncias, a variável μ_0 representa os valores médios dos tamanhos das dispersões no extremo inferior das variações de v_w e v_s (risco R₁₁-CFG e R₂₁-HSG), e μ_1 as médias dos respectivos valores no extremo superior da amostragem (risco R₁₄-CFG e R₂₄-HSG). Os valores médios dos tamanhos das

larguras dos fragmentos $a_{f_{Rkj}}^{médLD}$ e $a_{f_{Rkj}}^{médLE}$ dos riscos R₁₁ e R₁₄ estão presentes na tabela (7.1) junto

com os respectivos tamanhos médios dos comprimentos $b_{f_{Rkj}}^{médLD}$ e $b_{f_{Rkj}}^{médLE}$ dos riscos comparados.

Os valores que correspondem aos riscos R₂₁ e R₂₄ estão na tabela (7.2).

A Fig. C.3 mostra uma curva típica da distribuição de Student. Ao lado esquerdo da curva está uma representação da tabela dos percentis da distribuição para a determinação da variável tabelada T_{tab} .

Valores dos percentis da distribuição T de Student para v graus de liberdade

	$1-\alpha/2$			
	$t_{0,995}$	$t_{0,990}$	$t_{0,975}$	$t_{0,950}$
v				
1				
2				
3				
$\downarrow$				
i				

T_{tab}
percentis
tabelados

Fig. C.3: Representação de uma curva de distribuição de Student

Para definir a aceitação ou rejeição das amostras deve-se comparar a diferença entre T_{teste} e T_{tab} , a diferença $T_{teste} > T_{tab}$ implica na rejeição da amostra, ao tempo que a diferença $T_{teste} < T_{tab}$ culmina na aceitação da amostra. Os valores de T_{tab} são obtidos de tabelas semelhantes à representada na Fig. C.3, para cada intervalo de confiança existe uma tabela com os valores

dos percentis tabelados. Uma vez conhecida a variável T_{tab} deve-se determinar T_{teste} . A obtenção do seu valor não é imediata e deve ser feito pelo emprego da equação:

$$T_{teste} = \frac{\mu_0 - \mu_1}{\sigma_d} \quad (C.12)$$

O sinal da diferença $\mu_0 - \mu_1$ é sempre atribuído positivo nos cálculos do trabalho.

Para se calcular a Eq. (C.12) faz-se necessário a determinação do valor σ_d no denominador. A Eq. (C.13) é usada para calcular o desvio padrão das diferenças e serve para determinar o valor σ_d do denominador usado no calculo da variável de teste T_{teste} da estatística T .

$$\sigma_d = \sqrt{\frac{(\sigma_0)^2}{N_0} + \frac{(\sigma_1)^2}{N_1}} \quad (C.13)$$