NEIDER OLIVEIRA SOARES

Contribuições ao Modelamento do Perfil de Superfícies Fresadas

Dissertação apresentada ao Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: Engenharia Mecatrônica.
Orientador: Prof. Dr. Amauri Hassui.

São Paulo - Brasil
Setembro de 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 dezembro de 2007.

Assinatura do autor _____

Assinatura do orientador _____

FICHA CATALOGRÁFICA

Soares, Neider Oliveira

**Contribuições ao modelamento do perfil de superfícies fresadas / N.O. Soares. -- São Paulo, 2007.
121 p.**

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

1.Usinagem 2.Fresamento 3.HSM I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos II.t.

Neider Oliveira Soares

Contribuições ao modelamento do perfil se superfícies fresadas

Dissertação apresentada ao Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: Engenharia Mecatrônica.

Aprovado em:

Banca Examinadora

Prof. Dr. Amauri Hassui _____

Instituição: EPUSP _____ Assinatura: _____.

Prof. Dr. Álisson Rocha

Machado _____.

Instituição: UFU _____ Assinatura: _____.

Profa. Dra. Izabel Fernanda Machado _____.

Instituição: EPUSP _____ Assinatura: _____.

DEDICATÓRIA

A Laryssa de Pádua Barros Soares, minha esposa, com amor, admiração e gratidão por sua compreensão, carinho, presença e incansável apoio ao longo do período de elaboração deste trabalho.

AGRADECIMENTOS

Muitas pessoas e empresas tornaram-se merecedoras do nosso reconhecimento, pelo muito que colaboraram para a realização deste trabalho, dentre elas destacam-se:

- Agradeço a Deus, pela minha saúde, e por ter iluminado e abençoado os meus caminhos;
- Ao Professor Doutor Amauri Hassui, do Curso de Engenharia Mecânica da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, pela confiança, orientação e apoio;
- À Iscar do Brasil, que forneceu as ferramentas de corte necessária para a realização dos ensaios;
- Ao amigo e Dr. Nei Brazão, que muito me ensinou, contribuindo para o meu crescimento científico e intelectual;
- Ao amigo e Mestre Marcelo Acácio, que colaborou de forma decisiva na realização dos ensaios;
- E aos meus familiares, pelo apoio e confiança em meu trabalho.

RESUMO

SOARES, Neider Oliveira. **Contribuições ao modelamento do perfil de superfícies fresadas**. 2007. 123f. Dissertação (Mestrado)-Engenharia Mecatrônica, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2007.

A tendência da fabricação de moldes e matrizes é utilizar a tecnologia de usinagem HSM (*High Speed Machining*), pois esta pode produzir superfícies com melhor qualidade. Isto é possível, pois pode-se aumentar o número de passes laterais de um molde, sem que haja perdas de tempo de ciclo de usinagem, melhorando assim a qualidade do produto. No entanto, com a crescente utilização desta tecnologia, o perfil gerado de uma superfície usinada com uma fresa de ponta esférica, é alterado. Isto ocorre porque, normalmente, é possível medir-se a rugosidade em duas direções, obtendo-se em cada uma delas um valor de rugosidade máxima: um é o pico (crista) entre passes laterais e o outro é a altura de crista entre avanços por dente sucessivos. Cada um deles tem maior importância em função dos parâmetros utilizados. Estudar os fatores que alteram o perfil de rugosidade se faz, portanto, necessário. O objetivo deste trabalho é verificar experimentalmente como os parâmetros de usinagem: avanço por dente, passe lateral, diâmetro da ferramenta, ângulo de inclinação do eixo axial da ferramenta de corte e direção de corte (unidirecional ou bidirecional) influenciam o perfil de rugosidade e a rugosidade máxima, além de criar um modelo matemático que possa prever estas alterações. Foi mostrado neste trabalho que o perfil de rugosidade para corte unidirecional é diferente do corte bidirecional, e que, à medida que a relação entre avanço por aresta e passe lateral cresce, a rugosidade máxima também aumenta. Mas, ao se inclinar o eixo axial da ferramenta e aumentar o diâmetro da fresa esférica a rugosidade máxima diminui. Em resumo, este trabalho visa mostrar quais são os fatores que influenciam o acabamento de superfícies usinadas com fresas de topo esférico em condições, cuja relação entre o passe lateral e avanço por dente são típicas da HSM.

ABSTRACT

SOARES, Neider Oliveira. **Contributions to the milled surfaces profile modeling**. 2007. 123f. Dissertação (Mestrado)-Engenharia Mecatrônica, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2007.

The trend in molds and dies manufacturing is the use of the HSM (*High Speed Machining*) technology, since it is able to produce surfaces with a better quality. This is possible because the number of radial passes, can be increased without lossing in the machining cycle times, enhancing the product quality. But with the arising utilization of this technology, the generated profile in a surface machined with a ball nose end milling cutter is changed. This happens because, it is usually possible to measure the surface roughness in two directions, getting in each of them a maximum surface roughness value: one of them is the peak to valley height between radial passes and the other one is the same parameter between successive feed per tooth. Each of them has major importance depending on the used cutting parameters. To study the factors that change the surface roughness profile is, therefore, necessary. The goal of this work is experimentally verify how the cutting parameters: feed per tooth, radial pass, tool diameter, spindle inclination angle and cutting direction (unidirectional or bidirectional) influences the surface roughness profile and the peak to valley roughness, besides of creating a mathematical model able to predict these changes. It was showed in this work that the surface roughness profile generated in a unidirectional cut is different of the profile generated in a bidirectional cut and that, as the ratio between feed per tooth and radial pass increases the same happens with the peak to valley surface roughness. But when the spindle is tilt and the ball nose cutting tool diameter is bigger the surface roughness decreases. This work aims to show which are the factors that influences the finishing of surfaces milled with ball nose end milling cutters using conditions whose ratio between the radial pass and feed per tooth are typical of HSM.

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1 – EXEMPLOS DE FRESAMENTO FRONTAL E TANGENCIAL [FERRARESI, 1977].....	9
FIGURA 2 – EXEMPLO DE UMA SUPERFÍCIE COMPLEXA NA INDÚSTRIA DE MOLDES E MATRIZES.....	9
FIGURA 3 – VELOCIDADE DE CORTE VERSUS TEMPERATURA [SANTOS ET AL, 2003].	11
FIGURA 4 – ILUSTRAÇÃO DA VELOCIDADE DE CORTE E VELOCIDADE DE AVANÇO [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006].....	13
FIGURA 5 – PARÂMETROS DE CORTE: AP É A PROFUNDIDADE DE CORTE, AE É A LARGURA FRESADA OU PASSE LATERAL, Ø É O DIÂMETRO DA FRESA E ØEF É O DIÂMETRO EFETIVO DE CORTE.....	13
FIGURA 6 – DIÂMETRO EFETIVO DE UMA FRESA TOROIDAL.....	14
FIGURA 7 – LARGURA DE CORTE (AE), PROFUNDIDADE DE CORTE (AP) E A PENETRAÇÃO DO AVANÇO [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006].....	16
FIGURA 8 – MECANISMO DE FORMAÇÃO DO CAVACO [FERRARESI, 1977].....	19
FIGURA 9 – ZONA DE ADERÊNCIA E ZONA DE ESCORREGAMENTO [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006].....	20
FIGURA 10 – ZONA DE FLUXO [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006].....	20
FIGURA 11 – ESPESSURA DE CORTE DO FRESAMENTO FRONTAL [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006].....	22
FIGURA 12 – ESPESSURA DE CORTE [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006].....	22
FIGURA 13 – RUGOSIDADE MÁXIMA TEÓRICA CONSIDERANDO A ESPESSURA MÍNIMA DE CORTE [SHAW, 1986].....	23
FIGURA 14 – GEOMETRIA DAS FRESAS FRONTAIS [25].....	28
FIGURA 15 – GEOMETRIA DAS FRESAS FRONTAIS DUPLO NEGATIVAS [ISCAR DO BRASIL, 2007].....	29
FIGURA 16 – GEOMETRIA DAS FRESAS FRONTAIS DUPLO POSITIVAS [ISCAR DO BRASIL, 2007].....	30
FIGURA 17 – GEOMETRIA DAS FRESAS FRONTAIS NEGATIVA E POSITIVA [ISCAR DO BRASIL, 2007].....	31
FIGURA 18 – ESQUEMA ILUSTRATIVO DE PADRÃO (IMAGEM GERADA NO SOFTWARE POWER MILL). A) PADRÃO PARA USINAGEM TIPO TROCIDAL; B) PADRÃO PARA A USINAGEM TIPO ALEATÓRIA.....	34
FIGURA 19 – ESQUEMA ILUSTRATIVO DA ESTRATÉGIA Z CTE (IMAGEM GERADA NO SOFTWARE POWER MILL).....	35
FIGURA 20 – ILUSTRAÇÃO DA FORMA DE ENTRADA EM ARCO, INDICADO NA COR LARANJA (IMAGEM GERADA NO SOFTWARE POWER MILL).....	36
FIGURA 21 – USINAGEM EM UM CANTO SUAVE, VER O RAIOS FORMADO NO PERCURSO (IMAGEM GERADA NO SOFTWARE POWER MILL).....	36

FIGURA 22 – ESTRATÉGIA 3D OFFSET, EM ESPIRAL, SEGUINDO O PERFIL DA FRONTEIRA (IMAGEM GERADA NO SOFTWARE POWER MILL).....	37
FIGURA 23 – ESTRATÉGIA 3D OFFSET, PARA OPERAÇÃO DE DESBASTE (IMAGEM GERADA NO SOFTWARE POWER MILL).....	38
FIGURA 24 – ESTRATÉGIA 3D OFFSET, COM AS LIGAÇÕES ENTRE OS PASSES LATERAIS BEM SUAVES (IMAGEM GERADA NO SOFTWARE POWER MILL).....	39
FIGURA 25 – A LINHA DE COR VERMELHA E TRACEJADA INDICA O MOVIMENTO DE DESLOCAMENTO RÁPIDO DA MÁQUINA CNC (IMAGEM GERADA NO SOFTWARE POWER MILL).....	39
FIGURA 26 – SISTEMA DE COORDENADAS PARA UMA FRESA ESFÉRICA.....	44
FIGURA 27 – ALTURAS DE CRISTAS. (A) PASSE LATERAL (B) AVANÇO POR ARESTA..	45
FIGURA 28 – SIMULAÇÃO DE PERFIL DE RUGOSIDADE, COM CORTE UNIDIRECIONAL, MODELO PROPOSTO POR CHEN, HUANG E CHEN (2005).....	46
FIGURA 29 – SIMULAÇÃO DE PERFIL DE RUGOSIDADE, R=5,0 MM E AE=0,5 MM, COM CORTE UNIDIRECIONAL, MODELO PROPOSTO POR TAE, YANG E KANG (2005).	47
FIGURA 30 – SIMULAÇÃO DE PERFIL DE RUGOSIDADE, R=5,0 MM E AE=0,5 MM, COM CORTE BIDIRECIONAL, MODELO PROPOSTO POR TAE, YANG E KANG (2005)...	48
FIGURA 31 – SISTEMA DE COORDENADAS PARA UMA FRESA ESFÉRICA DE DOIS CORTES.....	49
FIGURA 32 – SISTEMA DE COORDENADAS DO PONTO P PARA UMA FRESA DE TOPO ESFÉRICO DE DOIS CORTES.....	50
FIGURA 33 – SISTEMA DE COORDENADAS PARA UMA FRESA DE TOPO ESFÉRICO DE DOIS CORTES, COM INCLINAÇÃO DO EIXO AXIAL DA FERRAMENTA.....	51
FIGURA 34 – SIMULAÇÃO DA LOCALIZAÇÃO DAS ARESTAS DE CORTE [CHEN; HUANG; CHEN, 2005].....	52
FIGURA 35 – SIMULAÇÃO DA LOCALIZAÇÃO DAS ARESTAS DE CORTE E FORMAÇÃO DO PICO DO AVANÇO [CHEN; HUANG; CHEN, 2005].....	53
FIGURA 36 – SISTEMA DE COORDENADAS NO PONTO P, PARA UMA FRESA DE TOPO ESFÉRICO DE DOIS CORTES.....	55
FIGURA 37 – ILUSTRAÇÃO DO ÂNGULO B NOS PLANOS ZY E ZX.....	56
FIGURA 38 – ILUSTRAÇÃO DO ÂNGULO B EM FUNÇÃO DA PROFUNDIDADE DE CORTE.....	58
FIGURA 39 – FRESA ESFÉRICA DE Ø 6.....	60
FIGURA 40 – ILUSTRAÇÃO DE UMA FRESA ESFÉRICA COM 4 CORTES.....	60
FIGURA 41 – ILUSTRAÇÃO DE COMO FOI FEITO O POSICIONAMENTO DO RUGOSÍMETRO.....	62
FIGURA 42 – ILUSTRAÇÃO DO PERCURSO DO PONTO P PARA DIFERENTES EQUAÇÕES DE B. CONDIÇÕES DE USINAGEM DO TESTE Nº 2, MAS A SIMULAÇÃO APRESENTA SOMENTE O PERCURSO FEITO POR 1 ARESTA.....	65
FIGURA 43 – ILUSTRAÇÃO DO PERCURSO DO PONTO P PARA A EQUAÇÃO DE B EM FUNÇÃO DO FZ. FRESA ESFÉRICA DE 2 ARESTAS; AS CORES VERDE E AMARELA SÃO DA 1ª ARESTA; AZUL E VERMELHA SÃO DA 2ª.....	66

FIGURA 44 – ILUSTRAÇÃO DO PERCURSO DO PONTO P PARA A EQUAÇÃO DE B EM FUNÇÃO DO AE. SIMULAÇÃO PARA UMA FRESA ESFÉRICA DE 2 ARESTAS E DOIS PASSES LATERAIS CONSECUTIVOS. AS CORES VERDE E AMARELA SÃO DA 1ª ARESTA; AZUL E VERMELHA SÃO DA 2ª.....	67
FIGURA 45 – ILUSTRAÇÃO DO PERCURSO DO PONTO P PARA A EQUAÇÃO DE B EM FUNÇÃO DO AE. CONDIÇÕES DE USINAGEM TESTE Nº 2, EXCETO VF =1000M/MIN, TRÊS PASSES LATERAIS CONSECUTIVOS E BIDIRECIONAL. AS CORES VERDE, AMARELA E AZUL CLARA SÃO DA 1ª ARESTA; AZUL, PRETA E VERMELHA SÃO DA 2ª.....	68
FIGURA 46 – ILUSTRAÇÃO DO PERCURSO DO PONTO P PARA A EQUAÇÃO DE B EM FUNÇÃO DO AE. FRESA DE TOPO ESFÉRICO DE 4 ARESTAS, E CONDIÇÕES DE USINAGEM TESTE Nº 2. AS CORES VERMELHA E AZUL SÃO DA 1ª ARESTA; VERDE E AMARELA SÃO DA 2ª; LILÁS E PRETA TRACEJADA SÃO DA 3ª; AZUL CLARA E PRETA SÃO DA 4ª.....	69
FIGURA 47 – SIMULAÇÃO DA ALTURA DE CRISTA (H) EM FUNÇÃO DO TEMPO.....	71
FIGURA 48 – LOCALIZAÇÃO DO PONTO Q. AS CORES VERDE E AMARELA SÃO DA 1ª ARESTA; AZUL E VERMELHA SÃO DA 2ª.....	72
FIGURA 49 – PERFIL MEDIDO NO TESTE Nº 1.....	73
FIGURA 50 – PERFIL MEDIDO NO TESTE Nº 2.....	74
FIGURA 51 – PERFIL MEDIDO NO TESTE Nº 3.....	75
FIGURA 52 – PERFIL MEDIDO NO TESTE Nº 4.....	76
FIGURA 53 – PERFIL MEDIDO NO TESTE Nº 5.....	77
FIGURA 54 – PERFIL MEDIDO NO TESTE Nº 6.....	78
FIGURA 55 – VISTAS 2D DO PERFIL MEDIDO NOS TESTES Nº 3 E 6.....	79
FIGURA 56 – PERFIL MEDIDO NO TESTE Nº 7.....	80
FIGURA 57 – PERFIL MEDIDO NO TESTE Nº 8.....	81
FIGURA 58 – PERFIL MEDIDO NO TESTE Nº9.....	82
FIGURA 59 – PERFIL MEDIDO NOS TESTES Nº 6 E 9.....	82
FIGURA 60 – PERFIL MEDIDO NO TESTE Nº 10.....	83
FIGURA 61 – PERFIL MEDIDO NOS TESTES Nº 6 E 10.....	84
FIGURA 62 – PERFIL MEDIDO NO TESTE Nº11.....	85
FIGURA 63 – COMPARAÇÃO GRÁFICA ENTRE A ALTURA DE CRISTA DO MODELO TEÓRICO COM OS EXPERIMENTOS.....	86
FIGURA 64 – LOCALIZAÇÃO DAS ALTURAS DE CRISTA PARA O TESTE Nº6. AS CORES VERDE, AZUL E AZUL CLARA DESCREVEM O MOVIMENTO DA ARESTA DE CORTE Nº 1; ENQUANTO QUE AS CORES VERMELHA, AMARELA E PRETA SÃO DA ARESTA DE CORTE Nº 2.....	86

LISTA DE TABELAS

TABELA 1- COMPOSIÇÃO QUÍMICA DO AÇO ABNT H13.....	59
TABELA 2: PLANEJAMENTO DOS EXPERIMENTOS. DADOS CONSTANTES.....	62
TABELA 3: PLANEJAMENTO DOS EXPERIMENTOS.....	63
TABELA 4: CÁLCULO E MEDIÇÕES DE ALTURA DE CRISTA.....	69

LISTA DE SIGLAS

HSM High Speed Machining.

LISTA DE SÍMBOLOS

a_e	Largura fresada ou passe lateral (mm)
a_p	Profundidade de corte (mm)
f_n	Avanço por volta ou rotação (mm/volta)
f_z	Avanço por aresta ou dente (mm/aresta)
H	Altura de crista ou pico do modelo matemático teórico Chen, Huang e Chen (rugosidade máxima, em mm)
H'	Altura de crista ou pico do modelo matemático teórico de Tae, Min e Kang (rugosidade máxima, em mm)
h	Espessura de corte (mm)
h'	Espessura do cavaco (mm)
h_m	Espessura mínima de corte (mm)
i	Aresta de corte desejada
j	Número de arestas
m	Número que identifica o percurso
n	Rotação da ferramenta (rpm)
Q	Taxa de remoção de material (cm ³ /min)
R	Raio da fresa de ponta esférica (mm)
R_{th}	Rugosidade máxima teórica (mm)
R''_{th}	Rugosidade máxima teórica considerando a espessura mínima de corte (μm)
r	Raio da ponta da ferramenta (mm)
t	Tempo (segundos)
v_c	Velocidade de corte (m/min)
v_f	Velocidade de avanço (mm/min)

X_p	Coordenada do ponto “P” em relação ao eixo X
Y_p	Coordenada do ponto “P” em relação ao eixo Y
Z_p	Coordenada do ponto “P” em relação ao eixo Z
z	Número de arestas da fresa
z_{ef}	Número de arestas efetivas da fresa
α	Ângulo no plano X-Y da posição do ponto “P”
α_0	Ângulo inicial no plano X-Y da posição do ponto “P”
β	Ângulo no plano X-Z da posição do ponto “P”
θ	Ângulo de inclinação do eixo axial da fresa no plano X-Z
$\varnothing$	Diâmetro da fresa (mm)
$\varnothing_{ef}$	Diâmetro efetivo da fresa (mm)
$\varnothing_p$	Diâmetro da pastilha (mm)
χ_r	Ângulo de posição da aresta principal de corte
ψ	Ângulo de contato da aresta de corte com a peça
ω	Rotação da fresa (rpm)

SUMÁRIO

FICHA CATALOGRÁFICA.....	II
1 INTRODUÇÃO.....	1
2 REVISÃO DA LITERATURA.....	4
2.1 INTRODUÇÃO.....	4
2.2 O FRESAMENTO: ALGUNS CONCEITOS.....	8
2.2.1 DEFINIÇÃO DO PROCESSO DE FRESAMENTO.....	8
2.2.2 MECANISMO DE FORMAÇÃO DE CAVACO.....	17
2.2.3 FERRAMENTAS DE CORTE.....	24
2.2.4 ESTRATÉGIAS DE CORTE.....	31
2.2.4.1 Fronteiras.....	33
2.2.4.2 Padrões.....	33
2.2.4.3 Estimativa de Tempos.....	34
2.2.4.4 Z Constante.....	34
2.2.4.5 3D Offset.....	37
2.2.4.6 Z Constante Otimizado.....	40
2.2.4.7 Raster.....	41
2.2.4.8 Multi Pencil.....	41
2.2.5 GERAÇÃO DO PERFIL DE RUGOSIDADE NO FRESAMENTO.....	42
2.2.5.1 Modelo Matemático para a Geração do Perfil de Rugosidade para Fresas Esféricas.....	44
3 CONTIBUIÇÕES AOS MODELOS MATEMÁTICOS DOS PERFIS DE PEÇAS FRESADAS	54
4 PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS	59
4.1 MATERIAIS.....	59
4.2 FERRAMENTAS.....	59
4.3 MÁQUINAS DE USINAGEM.....	61
4.4 EQUIPAMENTO DE MEDIÇÃO DE PERFIL.....	61
4.5 PLANEJAMENTO DOS EXPERIMENTOS.....	62
5 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	64
5.1 COMPARAÇÕES E DISCUSSÕES.....	64
5.1.1 ANÁLISE DO MODELO MATEMÁTICO.....	64
5.1.2 ANÁLISE DOS EXPERIMENTOS.....	69
6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	87
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	89
GLOSSÁRIO.....	93
ANEXOS.....	94
ANEXO A: PROGRAMA PARA SIMULAÇÃO DO PERCURSO DA ARESTA DE CORTE UNIDIRECIONAL.....	94
ANEXO B: PROGRAMA PARA SIMULAÇÃO DO PERCURSO DA ARESTA DE CORTE BIDIRECIONAL.....	97
ANEXO C: PROGRAMA PARA CÁLCULO DOS TEMPOS QUE OCORREM OS PICOS MÁXIMOS.....	101

1 INTRODUÇÃO

Atualmente, a tendência da fabricação de moldes e matrizes é utilizar a tecnologia de usinagem HSM (*High Speed Machining*), pois esta pode produzir superfícies com melhor qualidade. Este acabamento é melhor porque os esforços que a matéria-prima sofre devido à usinagem são menores se comparados ao processo convencional de fresamento. Isso ocorre, pois no processo convencional, a profundidade e a largura de corte são quase sempre maiores. O objetivo é manter o acabamento manual em níveis bem reduzidos ou até mesmo eliminá-los. Com isto, podem-se reduzir as imperfeições geradas por essa operação aumentando-se assim a qualidade da peça. No entanto, esta melhoria na qualidade só está se tornando possível, porque as ferramentas de corte, máquinas de usinagem (CNC) e programas computacionais estão sendo aperfeiçoados. Este aprimoramento faz com que a usinagem HSM seja economicamente viável, pois pode-se aumentar o número de passes laterais de um molde, sem que haja perdas de tempo do ciclo de usinagem, além, é claro, das vantagens de se produzir um produto com uma qualidade diferenciada [ALAUDDIN; BARADIE; HASHMI, 1995; CHEN; HUANG; CHEN, 2005; HU; TONDER, 1992; CHEN; LIU; DUFFIE, 1998; EHMANN et al., 1997; EHMANN; HONG, 1994; MIZUGAKI; HAO; KIKKAWA, 2001; MONREAL; RODRIGUEZ, 2003; QUINSAT; SABOURIN, 2005; SANTOS et al., 2003; TAE; MIN; KANG, 2004, 2005; ZHANG; KAPOOR, 1991].

Nas indústrias de moldes e matrizes, devido às formas complexas das superfícies dos produtos, muitas vezes só é possível usinar o molde com as ferramentas de corte chamadas fresas de topo esférico (também conhecidas como fresas *ball nose*). Para usinar estas superfícies complexas, são necessários vários passes laterais, separados por uma distância normalmente constante. Este tipo de usinagem é bem antigo, máquinas copiadoras tradicionais usam desse método para a confecção de produtos. Mas a tecnologia HSM criou

outra particularidade para o processo de usinagem de moldes, pois é possível reduzir o passe lateral a valores não praticados nos processos convencionais de usinagem. Com isto os modelos tradicionais para cálculo da rugosidade máxima teórica (por exemplo: $f_n^2/8r$) não prevêm com eficácia a qualidade da peça usinada [CHEN; HUANG; CHEN, 2005; MIZUGAKI; HAO; KIKKAWA, 2001; TAE; MIN; KANG, 2005]. O problema dos outros modelos é que eles não levam em consideração o movimento de rotação da fresa esférica, isto é, utilizam somente o movimento de translação na análise.

Vickers e Quan [1989 apud CHEN; HUANG; CHEN, 2005] criaram um modelo que não leva em conta a rotação do fuso, e Kruth e Klewais [1994 apud CHEN; HUANG; CHEN, 2005] estenderam este modelo acrescentando a inclinação do fuso.

Na verdade, sabe-se que junto a cada direção de corte do percurso, a orientação da aresta de corte muda periodicamente durante a rotação do fuso, o que produz na superfície usinada dois tipos de cristas ou picos: um é o pico entre passes laterais, este pico também é formado em um processo convencional de usinagem, e o outro pico é a altura de crista decorrente do alto avanço, que é normalmente formada em um processo de usinagem HSM. Portanto, os picos entre os passes laterais são gerados por uma distância de *offset* entre cada percurso, enquanto que o pico do avanço é gerado pelos movimentos consecutivos entre os dentes cortantes.

Como o desenvolvimento das tecnologias para o uso de HSM na fabricação de moldes e matrizes é recente, há poucas pesquisas sobre as cristas geradas pelo avanço com o uso de fresas esféricas. Nas pesquisas anteriores, com o grande uso de processos convencionais de usinagem, era considerado somente o movimento de translação entre a peça e a ferramenta, ou seja, a fresa não tinha movimento de rotação na grande maioria dos modelos matemáticos; portanto, o modelo é descrito por um movimento de translação pura. Estes modelos prevêm somente as cristas entre os passes laterais, pois estes picos são realmente os mais importantes no processo convencional de fabricação de moldes.

O processo de fresamento convencional de usinagem com fresas esféricas não produz picos de avanço, pois o avanço por dentes é muito pequeno se comparado ao passe lateral. Normalmente, a relação entre avanço e passe lateral fica menor que um terço nos processos convencionais, e, é por isso, que nesses processos de usinagem não há a formação da crista do avanço [CHEN; HUANG; CHEN, 2005; TAE; MIN; KANG, 2005].

Contudo, pode-se observar que há dois tipos de mecanismos geradores de cristas: um é o passe lateral e o outro é o avanço por dente. Criar um modelo matemático para simular a rotação da fresa é bem complexo, pois este sistema é alterado constantemente durante a rotação da ferramenta de corte.

Este trabalho visa mostrar quais são os fatores que influenciam o acabamento de superfícies usinadas com fresas esféricas. Já foi visto nos trabalhos dos autores Chen, Huang, Chen (2005) e Tae, Min, Kang (2004 e 2005) que o avanço por dente, passe lateral, diâmetro da ferramenta, ângulo de inclinação do eixo axial da ferramenta de corte e direção de corte influenciam no acabamento destas superfícies. O objetivo deste trabalho é verificar experimentalmente estas variáveis e dar seqüência ao trabalho realizado pelos autores Chen, Huang e Chen (2005). Aqui será mostrada a influência da direção de corte (unidirecional e bidirecional) e também a influência de se usar fresas com mais de duas arestas de corte nas alturas de picos.

2 REVISÃO DA LITERATURA

2.1 INTRODUÇÃO

Machado e Silva (2005) dão uma definição simples para usinagem: “processo de fabricação com remoção de cavaco”. Já Ferraresi (1977) dá a seguinte definição para as operações de usinagem: “todas operações que ao conferir à peça (produto) à forma, ou as dimensões ou o acabamento, ou ainda uma combinação de qualquer um destes três itens, produz cavaco”. Mas o que é cavaco? Segundo Ferraresi (1977) é “a porção de material da peça, retirada pela ferramenta, caracterizando-se por apresentar forma irregular.” Sendo assim, para qualquer processo de fabricação, onde a matéria prima é transformada em um produto acabado, através de remoção de material e a ferramenta de trabalho (corte) produz cavaco, pode-se dizer que este é um processo de fabricação chamado usinagem.

Os processos de usinagem são extremamente importantes, porque eles podem produzir determinadas características nos produtos. Estes processos podem produzir peças com tolerâncias bastante estreitas, pois é sua característica fabricar produtos com boa qualidade. Produtos como: blocos e cabeçotes de motor, mangas de eixos, pontas de eixos, eixos, matrizes, modelos de fundição, ferramentais para a injeção de plástico e alumínio, torneiras, rodas de automóveis, tubos e conexões, chaves para porta entre outros, dependem deste processo para a sua fabricação.

Há diversos tipos de processos de usinagem, dentre esses os mais importantes são: fresamento, torneamento, furação, alargamento, mandrilamento, brochamento, serramento, retificação, roscamento, brunimento, polimento, etc. A utilização destes diferentes tipos de processos depende basicamente das características das peças (precisão, dureza, complexidade, forma, etc), volume de produção e máquinas disponíveis na fábrica. Na

maioria das vezes, estes processos são utilizados em conjunto para a fabricação de um determinado produto, por exemplo: após um processo de furação pode haver um processo de mandrilamento, e após o mandrilamento um brunimento; portanto, a complexidade da peça, ou o seu grau de acabamento e precisão pode fazer com que sejam usados mais de um processo de fabricação para que se tenha o produto acabado com a qualidade adequada [BOOTHROYD; DEWHURST; KNIGHT, 1994; HALEVI; WEILL, 1995].

Em um processo de fabricação, é sempre necessário ser controlado para garantir que o produto seja confeccionado com a qualidade desejada. Para esse controle, é preciso que se conheçam os fatores que podem interferir no processo.

No caso da usinagem, os fatores que mais influenciam o processo são: parâmetros de corte (este item será mencionado no capítulo de fresamento), propriedades mecânicas do material (matéria-prima), condições da máquina utilizada (folgas no barramento e fuso), rigidez do sistema (fixação da peça e da ferramenta), utilização ou não de fluido de corte.

A rigidez do sistema é importante, pois sem ela pode-se danificar a ferramenta de corte, produzindo trincas ou até mesmo quebra, e também deixar marcas indesejáveis na peça durante uma operação de acabamento, o que pode ser responsável pela baixa produtividade de uma fábrica; daí escolher um sistema de fixação eficiente é indispensável.

Máquinas-ferramenta com folgas e/ou batimentos no fuso são complicadores para a ferramenta de corte, pois elas reduzem a sua vida. Atualmente, há centros de usinagem extremamente eficazes, com fusos de esferas recirculantes, precisos mesmo em altas velocidades de trabalho, com boa potência e disponíveis em diversas dimensões e porte.

A escolha do processo de usinagem também é um fator decisivo para a fabricação de um produto. Em alguns casos, é possível produzir um produto a partir de um único processo, mas nem sempre isto é o ideal, por exemplo: pode-se produzir um eixo cilíndrico através de um processo de retificação, mas se a matéria estiver bruta (fundida) ou

com excesso de sobremetal, o tempo para a fabricação deste eixo pode ser muito longo e, talvez o processo de fabricação fique economicamente inviável. Nesse caso, o processo mais viável seria o torneamento para preparar a matéria prima antes da operação de retificação.

Os fluidos de corte em um processo de usinagem têm basicamente duas funções: refrigeração e lubrificação do processo. Contudo, às vezes deseja-se que o fluido de corte atue como protetor contra a corrosão ou para retirar o cavaco da região de corte (por exemplo: furação). Nos últimos anos, tem havido uma tendência de se reduzir o uso dos fluidos de corte nos processos de fabricação. Isso tem ocorrido porque aumentaram-se as exigências legais quanto à preservação do meio ambiente, e as empresas se sentem obrigadas a reduzirem os seus custos de produção [SANTOS et al, 2003; FERRARESI, 1977; DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006].

Nos casos onde o corte é contínuo como torneamento, o uso do fluido de corte como refrigerante é comum, pois ele aumenta a vida da ferramenta. No processo de fresamento, ou quando se utilizam ferramentas muito sensíveis ao choque térmico, como as cerâmicas, normalmente não são utilizados fluidos de corte, pois esses podem provocar trincas térmicas (fadigas térmicas) ou falhas catastróficas nas ferramentas de corte [FERRARESI, 1977; DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006].

A principal função do fluido de corte com ação lubrificante é reduzir o atrito entre a peça e o cavaco. No processo de fresamento, por ser um corte interrompido, a lubrificação fica facilitada, pois o óleo entra em contato com a ferramenta quando essa não está em contato com a peça. Porém, o aumento da velocidade de corte, e conseqüente uso de altas rotações, comum para as fresas esféricas, dificulta o processo de lubrificação.

Finalizando, o uso dos fluidos de corte para as indústrias de moldes e matrizes, tem como principal função a limpeza, ou expulsão dos cavacos das cavidades, já que nestas indústrias, o processo mais comum é o processo de fresamento; e, normalmente, utilizam-se nestes processos altas velocidades de corte, ou altas rotações. É comum utilizar o ar

comprimido como agente de limpeza, pois ele é eficiente nesta função, além de ser barato e inofensivo ao meio ambiente se comparado a outros fluidos.

A usinabilidade dos materiais é uma característica importante para definir o quão complexo é usinar um determinado material. Diniz, Marcondes e Coppini (2006) definem usinabilidade como: “grau de dificuldade de se usinar um determinado tipo de material.” A usinabilidade pode ser expressa através de um número comparativo, tendo como padrão um conjunto de propriedades de usinagem de um outro tipo de material [FERRARESI, 1977; DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006]. Contudo, falar sobre usinabilidade é complexo, pois esta depende das condições de usinagem aplicadas.

As propriedades mecânicas dos materiais também interferem em sua usinabilidade. Fatores como: dureza e resistência mecânica, ductilidade, condutividade térmica e taxa de encruamento são importantes. Valores baixos de durezas e resistência mecânicas, normalmente, favorecem a usinabilidade; entretanto, se o material for muito dúctil, a dureza baixa pode ser um problema, já que facilita a formação da aresta postiça de corte. Baixa ductilidade costuma favorecer a usinabilidade, mas como se sabe, o comum é ter baixa ductilidade e alta dureza ou vice-versa.

Em relação à condutividade térmica, pode-se dizer que quanto maior, mais rápido o calor é extraído da região de corte, e melhor a usinabilidade do material [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006].

E por último, quanto maior a taxa de encruamento, maior é a energia necessária para a formação do cavaco; valores elevados de taxas de encruamento favorecem a formação da aresta postiça de corte, em baixas velocidades de corte, o que dificulta a usinagem. Portanto, quando se tem alta taxa de encruamento, normalmente a usinabilidade dos materiais é afetada [FERRARESI, 1977; DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006].

2.2 O FRESAMENTO: ALGUNS CONCEITOS.

2.2.1 DEFINIÇÃO DO PROCESSO DE FRESAMENTO

O processo de fresamento é definido por Ferraresi (1977) como: “processo mecânico de usinagem destinado à obtenção de superfícies quaisquer com o auxílio de ferramentas geralmente multicortantes. Para tanto, a ferramenta gira e a peça ou a ferramenta se deslocam segundo uma trajetória”. Já Diniz, Marcondes e Coppini (2006) relatam que o fresamento é uma operação de usinagem onde a ferramenta de corte (fresa) é composta por arestas de corte que estão normalmente dispostas em posições simétricas em torno de um eixo, e o movimento de corte é feito pela rotação de uma fresa ao redor de seu eixo, enquanto o movimento de avanço é quase sempre realizado pela matéria prima que está sendo usinada.

As operações de fresamento podem ser divididas em dois tipos, segundo Ferraresi (1977), Diniz, Marcondes e Coppini (2006): fresamento cilíndrico tangencial e fresamento frontal. O fresamento cilíndrico tangencial é um processo em que o eixo de rotação da ferramenta está paralelo à superfície usinada; entretanto, se a superfície ou a ferramenta estiverem inclinadas (não forem paralelas), deve-se considerar este processo como um processo especial de fresamento tangencial. Já no fresamento frontal, o eixo da ferramenta de corte está perpendicular ao plano de trabalho (superfície usinada), mas se o eixo da ferramenta, ou o plano de trabalho (peça), estiver inclinado, deve-se considerar este processo como um processo especial de fresamento frontal. Alguns exemplos de fresamento tangencial e frontal são mostrados na figura 1.

Na indústria de moldes e matrizes, o tipo de fresamento mais comum é o fresamento frontal em cópia (figura 2), pois as superfícies geradas nestas indústrias são bastante complexas. A ferramenta frontal percorre toda a superfície formando o perfil desejado de acordo com um padrão, seja este físico ou matemático.

Figura 1 – Exemplos de fresamento frontal e tangencial [FERRARESI, 1977].

Figura 2 – Exemplo de uma superfície complexa na Indústria de Moldes e Matrizes.

Hoje em dia, a tecnologia que tem mostrado grande importância para esta indústria é a usinagem em altas velocidades. Esta só é possível, graças ao desenvolvimento tecnológico dos equipamentos, principalmente, máquinas CNC e ferramentas de corte. Neste

tipo de processo, a segurança é um fator crítico, isto faz com que os controles de desgastes das ferramentas de corte e das máquinas devam ser acompanhados com mais cautela. As formas de programação CNC e os programas computacionais também devem estar preparados para esta nova tecnologia.

A principal contribuição da usinagem em altas velocidades, está no fato de poder trabalhar com velocidades de cortes de cinco a dez vezes maiores, se comparado ao processo convencional e utilizar profundidades de cortes menores que as utilizadas nos processos tradicionais [SANTOS et al, 2003].

A teoria da usinagem em altas velocidades, ainda não está completamente esclarecida, mas sabe-se que tudo começou quando Salomon fez alguns ensaios na década de 30, utilizando serras circulares de grande diâmetro, para obter altas velocidades de corte. Ele produziu estes testes para diversos tipos de materiais, conforme mostrado na figura 3. Nesta figura, pode-se notar que, a partir de determinadas velocidades de corte, a temperatura de corte começa a cair [SANTOS et al, 2003].

Continuando a detalhar os experimentos de Salomon (figura 3), também pode-se observar que com o aumento das velocidades de corte, para os materiais não ferrosos (alumínio, bronze), a queda de temperatura na aresta de corte é realmente significativa, mas em metais ferrosos isto não ocorre com tanta intensidade. Ainda, não há nada, de fato que prove esta teoria.

Figura 3 – Velocidade de corte versus Temperatura [SANTOS et al, 2003].

Já sobre os parâmetros de corte para o processo de usinagem em altas velocidades, é comum utilizar profundidades de corte entre 0,01 e 0,5 mm, com larguras de corte entre 0,05 e 4 mm, aplicando avanços por arestas de até 0,25 mm. Esses valores podem parecer pequenos, mas estes dados permitem que se trabalhe com até 30 m/min de velocidade de avanço devido às altas rotações empregadas. O processo se torna produtivo por causa da alta velocidade de corte. A sua principal aplicação está nas operações de acabamento e semi-acabamento, mas também pode ser utilizado em operações de desbaste, principalmente quando se trata de usinagem de materiais endurecidos [SANTOS et al, 2003].

Nos materiais endurecidos, o processo HSM vem sendo utilizado amplamente, pois pode-se reduzir o tempo de fabricação do produto. Em um processo convencional, interrompe-se a seqüência das operações de usinagem antes da última operação de acabamento, pois neste estágio o produto tem que passar por um processo de tratamento térmico. Após este tratamento, é que tal operação de acabamento é realizada. Quando a matéria prima já vem endurecida, não há risco de se perder o produto em um processo de tratamento térmico; não há necessidade de deslocamentos extras da peça para esse; economizam-se os tempos de fixação e reposicionamento da peça, dentre outras vantagens.

Como pode ser notado, o processo de fresamento é bem complexo, mas também altamente versátil em relação às geometrias de peça capazes de serem geradas. Todavia, faz-se necessário controlar esse processo, e para isso, é preciso conhecer e dominar todos os fatores que o influenciam, estes já mencionados anteriormente, exceto os parâmetros de corte. Dentre eles, os mais importantes são: velocidade de corte, velocidade de avanço (ou avanço por dente), profundidade de corte, largura fresada e diâmetro efetivo de corte. Estes parâmetros podem influenciar: na produtividade, na qualidade do produto, no custo de produção, segurança operacional, etc.

As definições de velocidade de corte e velocidade de avanço, segundo Machado e Silva (2005) são: “velocidade instantânea do ponto de referência da aresta cortante da ferramenta, segundo a direção e sentido de corte” e “velocidade instantânea do ponto de referência da aresta cortante da ferramenta, segundo direção e sentido de avanço”, respectivamente. Diniz, Marcondes e Coppini (2006) definem velocidade de corte e a velocidade de avanço da seguinte forma: “velocidade tangencial instantânea resultante da rotação da ferramenta em torno da peça, para as operações de torneamento, fresamento ou furação, onde os movimentos de corte e avanço ocorrem concomitantemente” e “produto do avanço pela rotação da ferramenta”. Para melhor identificação destes conceitos, deve-se observar a figura 4.

Figura 4 – Ilustração da velocidade de corte e velocidade de avanço [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006].

A expressão para o cálculo da velocidade de corte está representada abaixo:

$$v_c = \frac{n * \pi * \varnothing_{ef}}{1000} \quad (1)$$

Onde:

- v_c é velocidade de corte (m/min);
- n é a rotação da ferramenta (rpm);
- $\varnothing_{ef}$ é o diâmetro efetivo da fresa (mm). O diâmetro efetivo é o diâmetro real da ferramenta que se encontra em contato com o material a ser usinado (figuras 5 e 6).

Figura 5 – Parâmetros de corte: a_p é a profundidade de corte, a_e é a largura fresada ou passe lateral, $\varnothing$ é o diâmetro da fresa e $\varnothing_{ef}$ é o diâmetro efetivo de corte.

Onde o diâmetro efetivo para uma fresa de topo esférico é calculado pela seguinte expressão:

$$\varnothing_{ef} = 2 * \sqrt{a_p * (\varnothing - a_p)} \quad (2)$$

Onde:

- $\varnothing_{ef}$ é o diâmetro efetivo da ferramenta (mm);

- a_p é a profundidade de corte (mm);
- $\emptyset$ é o diâmetro da ferramenta (mm).

Para uma fresa toroidal utiliza-se a seguinte expressão:

$$\emptyset_{ef} = \emptyset - \emptyset_p + \sqrt{\emptyset_p^2 + (\emptyset_p - 2 * a_p)^2} \quad (3)$$

Onde:

- $\emptyset_{ef}$ é o diâmetro efetivo da ferramenta (mm);
- a_p é a profundidade de corte (mm);
- $\emptyset$ é o diâmetro da ferramenta (mm);
- $\emptyset_p$ é o diâmetro da pastilha (mm), conforme figura 6.

$\emptyset$

Raio da pastilha

a_p

$\emptyset_{ef}$

Figura 6 – Diâmetro efetivo de uma fresa toroidal.

Na expressão para o cálculo do diâmetro efetivo de corte, faz-se necessário conhecer a profundidade de corte, que segundo Machado e Silva (2005) é “a profundidade ou largura de penetração da ferramenta, medida numa direção perpendicular ao plano de trabalho”, onde o plano de trabalho pode ser definido, segundo Ferraresi (1977), como “o plano que contém as direções de corte e de avanço (passando pelo ponto de referência da aresta cortante)”, conforme está indicado na figura 4. Ferraresi (1977) ainda complementa relatando que “neste plano se realizam todos os movimentos que tomam parte na formação do cavaco”.

Diniz, Marcondes e Coppini (2006) também definem de forma similar a profundidade de corte: “é a profundidade ou largura de penetração da ferramenta em relação à peça, medida perpendicularmente ao plano de trabalho”, conforme é mostrado nas figuras 5, 6 e 7.

Para o cálculo da velocidade de avanço, deve-se utilizar a seguinte equação:

$$v_f = n * f_z * z \quad (4)$$

Onde:

- v_f é a velocidade de avanço da ferramenta (mm/min);
- n é a rotação da ferramenta (rpm);
- z é o número de arestas da fresa;
- f_z é o avanço que cada aresta da fresa percorre em uma volta (mm/aresta, ou mm/dente).

Figura 7 – Largura de corte (a_e), profundidade de corte (a_p) e a penetração do avanço [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006]

O avanço por volta ou avanço é o percurso que uma ferramenta de corte percorre em um giro completo da fresa [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006]. E este avanço pode ser calculado pela seguinte equação:

$$f_n = f_z * z \quad (5)$$

Onde:

- f_n é o avanço ou avanço por volta (mm/volta);
- f_z é o avanço que cada aresta da fresa percorre em uma volta (mm/aresta, ou mm/dente);
- z é o número de arestas (dentes) da fresa.

A taxa de remoção de cavaco é utilizada para prever o volume de cavaco retirado em função do tempo para uma determinada operação (ferramenta mais condições de corte). Este fator é importante, principalmente, nas operações de desbaste, onde o volume de cavaco a ser retirado é grande. Já nas operações de acabamento, a taxa de remoção de cavaco é normalmente pequena, não sendo muito significativa.

Esta taxa pode ser calculada da seguinte forma:

$$Q = \frac{a_p * a_e * v_f}{1000} \quad (6)$$

Onde:

- Q é a taxa de remoção de cavaco (cm³/min);
- a_p é a profundidade de corte (mm);
- a_e é a largura fresada ou penetração de trabalho (mm);
- v_f é a velocidade de avanço (mm/min).

E por último, pode-se definir a penetração de trabalho como sendo “a penetração da ferramenta em relação à peça, medida no plano de trabalho e perpendicularmente à direção do avanço” segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2006). Sabe-se que a largura fresada ou passe lateral ou ainda penetração de trabalho (a_e) tem maior importância no processo de fresamento e retificação plana [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006].

2.2.2 MECANISMO DE FORMAÇÃO DE CAVACO

Ainda é necessário pesquisar muito para explicar como realmente ocorre a formação do cavaco, e não é objetivo deste trabalho aprofundar-se em tal assunto. Será assumido, aqui, o mecanismo de formação do cavaco que é proposto pelos seguintes autores: Ferraresi (1977), Machado e Silva (2005), Diniz, Marcondes e Coppini (2006) e Shaw (1986).

Pode-se dizer que em geral, quando se usa ferramentas de metal duro ou aço rápido e em condições normais de usinagem, o mecanismo de formação do cavaco é um processo cíclico e está dividido em quatro etapas:

1. Deformação Elástica;
2. Deformação Plástica;
3. Ruptura;
4. Movimento sobre a superfície de saída da ferramenta.

Este processo pode ser observado na figura 8. Durante o processo de usinagem, devido à ação da ferramenta de corte, o cavaco é recalcado contra a superfície de saída da ferramenta. Esta parte do material ainda é solidária à peça, mas começa a sofrer deformações elásticas. Esta deformação elástica aumenta progressivamente até que seu limite de escoamento seja vencido. A partir deste ponto, o material começa a se deformar plasticamente, mas o processo é contínuo e os esforços aumentam até o momento em que ocorre o cisalhamento da porção de material em questão e se inicia um deslizamento do material da peça sobre a ferramenta de corte. Este cisalhamento realiza-se em uma região mas, devido à complexidade do estudo matemático desta região, é comum tratá-la como um plano [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006; FERRARESI, 1977; MACHADO; SILVA, 2005; SHAW, 1986].

Figura 8 – Mecanismo de formação do cavaco [FERRARESI, 1977].

Ainda dentro da região de cisalhamento, o material é deformado plasticamente até que as tensões ultrapassem o limite de resistência da peça; assim, inicia-se o processo de ruptura do material. Esta pode ser parcial ou completa, dependendo das propriedades mecânicas da matéria prima e das condições de usinagem. Após este processo, o cavaco se movimenta sobre a superfície de saída da ferramenta. Enquanto esta porção de material desliza sobre a ferramenta, já existe uma outra porção sendo deformada plasticamente até a sua ruptura, e uma outra que está sendo deformada elasticamente. Isto faz com que o mecanismo de formação do cavaco seja cíclico [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006; FERRARESI, 1977; MACHADO; SILVA, 2005; SHAW, 1986].

Durante a fase de escorregamento, o cavaco pode sofrer altíssimas deformações plásticas cisalhantes, e isto ocorre em uma região bem pequena junto à ferramenta de corte. Esta região também é chamada por alguns autores de zona de fluxo, e sua espessura é da ordem de 0,01 a 0,08 mm (figura 9 e 10). Nesta região, há uma porção de material estacionária (zona de aderência), e à medida que aumenta a sua distância em relação à aresta de corte, a velocidade de escoamento sobre a aresta da ferramenta de corte também aumenta. A temperatura nesta região é elevada, podendo chegar a 1200°C segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2006), o que pode acelerar o desgaste da ferramenta de corte, principalmente, nos processos de formação de cavacos contínuos, como no torneamento [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006; MACHADO; SILVA, 2005].

Figura 9 – Zona de aderência e zona de escorregamento [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006].

Figura 10 – Zona de fluxo [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006].

Outro fator importante para a formação do cavaco é a sua espessura. Há alguns valores importantes dessa grandeza: espessura de corte, espessura mínima para a formação do cavaco (Shaw, 1986), abaixo da qual o cavaco não é formado.

A espessura de corte é definida por Diniz, Marcondes e Coppini (2006), como “a espessura calculada da seção transversal de corte”, enquanto que Machado e Silva (2005) definem a espessura de corte como “a espessura calculada da seção transversal de corte a ser retirada, medida normalmente à superfície em usinagem principal e segundo a direção perpendicular à direção de corte”. Para o fresamento frontal, conforme está indicado nas figuras 11 e 12, esta espessura pode ser expressa pela seguinte equação segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2006):

$$h = f_z * \text{sen}\psi * \text{sen}\chi_r \quad (7)$$

Onde:

- h é a espessura de corte;
- χ_r é o ângulo de posição da aresta principal de corte;
- f_z é o avanço de corte por aresta;
- ψ é o ângulo de contato da aresta de corte com a peça.

E para operações de torneamento temos a seguinte expressão, segundo Machado e Silva (2005):

$$h = f_n * \text{sen}\chi_r \quad (8)$$

Figura 11 – Espessura de corte do fresamento frontal [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006].

Figura 12 – Espessura de corte [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006].

Contudo, a espessura mínima de corte depende do raio da ponta da ferramenta de corte, da velocidade de corte e da rigidez do sistema (máquina, dispositivo de fixação, etc). Sokolowski (1955 apud SHAW, 1986) realizou alguns ensaios utilizando uma ferramenta de corte com o raio da aresta de corte igual a 12 μm e velocidade de corte igual a 210 m/min e, nestas condições, a menor profundidade de corte possível de se usar foi 4 μm . Quando se

aplica esta idéia à aresta secundária de corte em uma ferramenta de torneamento, é possível verificar uma pequena porção de material na superfície usinada que não foi retirada pela ferramenta. Esta porção é deixada por causa do movimento de avanço da ferramenta, e está situada entre os passes consecutivos do avanço a cada volta (figura 13). Da figura 13, foi criada a seguinte expressão para cálculo da rugosidade máxima teórica obtida em usinagem [SHAW, 1986]:

$$R'_{th} = \frac{f_n^2}{8 * r} + \frac{h_m}{2} * \left(1 + \frac{r * h_m}{2} \right) \quad (9)$$

Onde:

- R'_{th} é a rugosidade máxima teórica;
- f_n é o avanço por volta no processo de torneamento;
- h_m é a espessura mínima de corte;
- r é o raio de ponta da ferramenta de corte.

Figura 13 – Rugosidade máxima teórica considerando a espessura mínima de corte [SHAW, 1986].

A rugosidade teórica, sem levar em consideração a espessura mínima de corte, pode ser expressa pela seguinte expressão [SHAW, 1986]:

$$R_{th} = \frac{f_n^2}{8 * r} \quad (10)$$

Onde:

- R_{th} é a rugosidade máxima teórica (sem considerar a espessura mínima de corte);
- f_n é o avanço por volta, para torneamento;
- r é o raio de ponta da ferramenta de corte.

2.2.3 FERRAMENTAS DE CORTE

Atualmente, a quantidade de ferramentas de corte existente no mercado e o volume de informações a respeito deste assunto são amplos, e não é objetivo deste trabalho detalhar o assunto; aqui serão mostradas somente algumas características das ferramentas de corte mais comuns nas indústrias de moldes e matrizes.

Para se escolher uma ferramenta de corte, é necessário ficar atento a vários fatores, e os mais importantes são:

- Material a ser usinado;
- Processo de usinagem;
- Condição da máquina;
- Forma e dimensões da ferramenta;
- Custo do material da ferramenta;
- Condições de usinagem;
- Condições da operação.

Estes fatores são importantes, pois podem determinar, qual ferramenta será mais adequada ao processo de usinagem em questão. Apesar do fator mais importante, que pode ser até a disponibilidade naquele momento, a relevância está no fato destes componentes determinarem como se procederá a usinagem [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006; FERRARESI, 1977; MACHADO; SILVA, 2005; SHAW, 1986].

Os materiais mais comuns para as ferramentas de corte são:

- Aços rápidos (sem ou com cobertura);
- Metal duro (sem ou com cobertura);
- Material cerâmico;
- Nitreto cúbico de boro;
- Diamante.

Para este trabalho, a ferramenta de corte utilizada foi de metal duro, e quase sempre com cobertura. Em uma matrizaria, é muito comum trabalhar com altas velocidades de corte (HSM) e, por isso, estas ferramentas são comuns. Independente do material da ferramenta de corte, esta deve ter as seguintes propriedades [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006; FERRARESI, 1977; MACHADO; SILVA, 2005; SHAW, 1986]:

- Dureza a quente;
- Resistência ao desgaste;
- Tenacidade;
- Estabilidade química.

Dureza a quente é importante, pois durante o processo de usinagem, as temperaturas de corte podem atingir valores altíssimos, da ordem de 1200°C, e as ferramentas de corte devem suportá-las. Resistência ao desgaste pode ser entendida como resistência ao atrito, que é causador do desgaste por abrasão. Tenacidade é ainda mais importante em um processo de fresamento, onde a quantidade de choques inerente ao processo é bastante alta. E, por último, a estabilidade química faz-se necessária para evitar o desgaste por difusão. Quando se trabalha com altas velocidades de corte, esta estabilidade torna-se ainda mais importante, já que o processo de difusão pode ser facilitado pelas altas temperaturas envolvidas no processo [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006; FERRARESI, 1977; MACHADO; SILVA, 2005; SHAW, 1986].

A ferramenta de metal duro é fabricada pelo processo de metalurgia do pó. São utilizadas partículas muito finas (normalmente entre 1 e 10 μm) de carbonetos de metais

refratários, mas estas podem ser até menores que 1 μm (chamada também de sub-mícron), e estes carbonetos são então sinterizados com um ou mais metais do grupo ferrítico (ferro, níquel ou cobalto), criando assim um material que tem elevada dureza e resistência à compressão. Normalmente, é utilizada para a fabricação do metal duro a combinação de carbonetos de tungstênio e outros como: carbonetos de titânio, de tântalo e de nióbio, e o aglomerante usualmente utilizado é o cobalto [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006; FERRARESI, 1977; MACHADO; SILVA, 2005; SHAW, 1986].

O metal duro é amplamente utilizado, pois tem elevada dureza a quente, até 2050 HV₃₀, boa resistência à ruptura transversal (tenacidade), da ordem de 2150 N/mm², podendo chegar a 3450 N/mm², quando utilizados grãos ultra-finos, e também um coeficiente de dilatação térmica, que está por volta da metade do valor de um aço; esta situação é mantida desde 25°C (temperatura ambiente) até 675°C [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006; FERRARESI, 1977; MACHADO; SILVA, 2005; SHAW, 1986]. Pode-se também utilizar o metal duro com coberturas, onde estas propriedades podem ser melhoradas. De fato, nas indústrias de moldes e matrizes, a utilização do metal duro com cobertura é crescente, pois a vida da ferramenta de corte tende a ser significativamente maior com o uso de coberturas adequadas para cada tipo de material usinado, quando comparado ao metal duro sem cobertura.

As coberturas mais comuns são: carboneto de titânio (TiC), óxido de alumínio (Al₂O₃), nitreto de titânio (TiN), carbonitreto de titânio (TiCN) e nitreto de titânio-alumínio (TiAlN) ou nitreto de alumínio-titânio (AlTiN). Às vezes, se utilizam mais de uma cobertura para uma mesma ferramenta de corte, formando assim uma cobertura multicamadas.

Os processos mais comuns, utilizados para depositar as coberturas no metal duro são: PVD (deposição física de vapor) e CVD (deposição química de vapor). O processo PVD produz camadas de coberturas mais finas que o processo CVD. O processo CVD utiliza temperaturas mais altas para fazer a deposição da cobertura, e isto é muitas vezes prejudicial

para a ferramenta, pois durante o processo de resfriamento, pode gerar trincas nas mesmas ou até mesmo em uma outra cobertura por causa da diferença do coeficiente de dilatação térmica [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006; FERRARESI, 1977; MACHADO; SILVA, 2005; SHAW, 1986].

As coberturas de carboneto de titânio (TiC) e carbonitreto de titânio (TiCN) têm como principais características a resistência ao desgaste por abrasão; são utilizadas como elemento de adesão entre o metal duro e a outra camada de cobertura; quando se utiliza mais de uma cobertura (multicamadas); tem elevada dureza, da ordem de 3000 HV; possui baixo coeficiente de dilatação térmica; é inibidor da aresta postiça de corte e do desgaste por adesão. A desvantagem desta cobertura reside no fato dela ter em sua composição o elemento químico carbono, que facilita o desgaste difusivo da ferramenta de corte. Muitas vezes, é utilizada uma camada superior de cobertura para reduzir este problema, sendo a mais comum a de óxido de alumínio (Al_2O_3) [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006; FERRARESI, 1977; MACHADO; SILVA, 2005; SHAW, 1986].

A camada de óxido de alumínio tem elevada estabilidade térmica a temperaturas elevadas, alta resistência ao desgaste por abrasão (desgaste de cratera principalmente), e também alta resistência a ataques químicos e à oxidação, mas a sua resistência ao choque térmico e mecânico é baixa. Normalmente, o processo de deposição desta cobertura é o CVD [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006; MACHADO; SILVA, 2005].

A camada de nitreto de titânio (TiN) reduz o coeficiente de atrito entre a pastilha e o cavaco, além de ser quimicamente mais estável que a de TiC [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006].

Por último, a cobertura de nitreto titânio alumínio (TiAlN), tem grande resistência à oxidação, baixa condutividade térmica, alta dureza a frio e a quente e alta

estabilidade química. O processo de deposição é o PVD [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006].

A geometria das ferramentas de corte, também, é importante no momento da usinagem; e, por isso, será feito aqui, um breve relato sobre a mesma relacionada ao fresamento.

O primeiro tipo é a fresa duplo negativa, ou seja, ela tem ângulos negativos tanto no sentido axial quanto no radial, conforme é mostrado nas figuras 14 e 15.

Figura 14 – Geometria das fresas frontais [25].

As principais vantagens da fresa duplo negativa são: pastilhas com mais arestas de corte, pois é possível utilizar as duas faces das mesmas e arestas de corte mais robustas; estas fresas são indicadas para materiais que formam cavacos curtos, como os ferros fundidos. Por outro lado, estas fresas têm um consumo maior de potência, se comparado às fresas duplo positivas, há maior tendência de gerar vibrações, por causa do grande esforço de corte, e não é indicada para a eliminação de cavacos longos [ISCAR DO BRASIL, 2007].

Figura 15 – Geometria das fresas frontais duplo negativas [ISCAR DO BRASIL, 2007].

Outra configuração são as fresas frontais duplo positivas; estas têm ângulos positivos tanto no eixo axial quanto no radial (figuras 14 e 16). Suas vantagens são: menores esforços de corte, quando comparada a uma duplo negativa; não se exige tanto do sistema de fixação, que pode ter uma rigidez menor; pode ser utilizada em máquinas de baixa potência; e a forma dos cavacos, geralmente, é helicoidal, o que facilita a sua retirada das regiões de usinagem. Mas, elas tendem a lascrar as arestas (pastilhas) em operações mais severas, e não há a possibilidade de se usar as duas faces das pastilhas [ISCAR DO BRASIL, 2007].

Figura 16 – Geometria das fresas frontais duplo positivas [ISCAR DO BRASIL, 2007].

Por fim, as fresas frontais negativa e positiva. Esta fresa é negativa no sentido radial e positiva no axial (figuras 14 e 17). Esta forma é a mais utilizada, pois ela reduz os esforços de corte e deixa a aresta de corte protegida, é ideal para operações de desbaste. Os cavacos também são helicoidais, o que facilita a sua retirada das regiões de usinagem, mas também não há a possibilidade de se usar as duas faces das pastilhas [ISCAR DO BRASIL, 2007].

Figura 17 – Geometria das fresas frontais negativa e positiva [ISCAR DO BRASIL, 2007].

2.2.4 ESTRATÉGIAS DE CORTE

Neste item, ressaltar-se-á a importância do conhecimento sobre programação (CNC) e também mostrar-se-ão alguns dos recursos mais utilizados para a programação de usinagem CNC, nas indústrias de moldes e matrizes.

Os programas de CAM são extremamente importantes em HSM, por diversos fatores, a priori porque o modelo deve estar em excelente estado de construção, ou seja, não pode haver *gaps*, ressaltos, falha nas tangências entre as superfícies e defeitos entre as superfícies trimadas e unidas. Estes problemas são acentuados em HSM, o que torna o processo muito mais complexo, e os programas computacionais devem estar preparados para suprir estas necessidades.

Outro fator importante é a capacidade de processamento destes programas. O tempo de processamento pode ser um diferencial, dependendo do tamanho do modelo e da

precisão da estratégia, pois pode ser necessário muito tempo para se processar um programa. A precisão do pós-processador utilizado também tem relevância nestes casos, pois os processadores devem garantir a exatidão do programa de usinagem (programa NC) [MONREAL; RODRIGUEZ, 2003; PEREIRA; SHUTZER; HELLENO; QUINSAT; SABOURIN, 2005].

Os programas também devem disponibilizar recursos que permitam suavizar os caminhos (percursos da ferramenta de corte) de usinagem, além, é claro, de ferramentas que permitam a identificação de áreas com material remanescente. Por fim, é importante uma boa variedade de estratégias de usinagem, abrangendo desde funções de re-desbaste até de corte trocoidal [FALLBÖHMER, 1998; MONREAL; RODRIGUEZ, 2003; PEREIRA; SHUTZER; HELLENO; QUINSAT; SABOURIN, 2005; SCHULZ; GEIST, 1999; SEACAM, 2002; THORSTEN, 1999].

Na indústria de moldes e matrizes, é natural que a usinagem seja criada sempre baseada em um modelo CAD 3D (tridimensional) e, por se tratar de geometrias complexas, o mais comum é que a programação também seja feita em 3 dimensões. Os programas também têm recursos para a usinagem 2D (bidimensional), que também pode ser utilizada.

A usinagem dita 2D ocorre sempre que há um eixo fixo e, neste mesmo instante, os movimentos dos outros eixos estão livres (nesse caso, máquinas com três eixos de operação). Operações típicas que descrevem esta situação são a confecção de furos, roscas, fresamento de faces planas ou algum tipo de contorno.

Ainda sobre a usinagem 2D, pode-se dizer que ela é criada através de um modelo CAD 2D ou 3D. Quando o modelamento é em 3D, o reconhecimento das características a serem usinadas pode ser automático no próprio modelo CAD, desde que isto já seja definido previamente no projeto; caso contrário, é necessário criar manualmente as *features* para a usinagem. Se o projeto é em 2D, a única opção é criar manualmente estas *features* [SEACAM, 2002].

Segue uma descrição das principais estratégias de usinagem utilizadas nas indústrias de moldes e matrizes. A descrição foi baseada no programa Power Mill, assim, podem haver discordâncias em alguns pontos se houver o confronto com o produto de outros fornecedores, principalmente se for analisada a quantidade de recursos disponíveis ou limitações dos programas.

2.2.4.1 Fronteiras

“Uma fronteira consiste de um ou mais contornos fechados (segmentos), e seu uso principal é limitar percursos” (SEACAM, 2002).

A definição de fronteira é extremamente importante, pois é por meio dela que se consegue aumentar a produtividade do processo e aplicar os diferentes tipos de estratégias de usinagem nas regiões onde essas são mais eficazes.

Dentre as diferentes características das fronteiras, as mais importantes são: identificação de áreas com diferentes graus de inclinação, detecção de material restante e possibilidade de criação por parte do usuário.

2.2.4.2 Padrões

É um recurso em que podem ser utilizados desenhos 2D ou 3D para a criação de estratégias de usinagem com base em um padrão previamente estabelecido.

Os padrões podem ser utilizados para criar estratégias de usinagem de canais, rasgos, letras de identificações, usinagem trocoidal, entre outros. Os percursos são criados projetando-se o padrão já estabelecido no modelo CAD, gerando assim uma estratégia que tem a direção do padrão e forma da peça, conforme é mostrado na figura 18 [SEACAM, 2002].

Figura 18 – Esquema ilustrativo de padrão (imagem gerada no software Power Mill). a)

Padrão para usinagem tipo trocoidal; b) Padrão para a usinagem tipo aleatória.

2.2.4.3 Estimativa de Tempos

A estimativa dos tempos de usinagem é mais uma informação que o sistema CAM oferece. Para se ter uma informação mais coerente, é necessário informar os valores corretos de velocidade de avanço de usinagem e avanço rápido da máquina.

As estimativas são extremamente importantes, pois ajudam na programação de produção de uma determinada indústria. Deve-se ter atenção quando se faz esta previsão, pois há uma grande quantidade de programas de CAM no mercado, que não consideram a aceleração e desaceleração das máquinas operatrizes, e isto faz com que estas estimativas sejam imprecisas. Isto se torna crítico, quando a programação for feita com mudanças bruscas de direção, ou ainda, se a forma da superfície do produto exigir estas mudanças [MONREAL; RODRIGUEZ, 2003; PEREIRA; SHUTZER; HELLENO; QUINSAT; SABOURIN, 2005].

2.2.4.4 Z Constante

“A estratégia ZCTE projeta cada passada da ferramenta horizontalmente em direção do modelo por um passo vertical definido” (SEACAM, 2002). Esta estratégia é ideal

para usinagem de superfícies com elevado grau de inclinação, e é quase sempre utilizada em operações de acabamento ou semi-acabamento, conforme é mostrado na figura 19.

Linha na cor verde indica fresa em contato com a matéria-prima. Mostra a trajetória que o centro da fresa percorre (sentido da v_f).
Linha na cor laranja indica a entrada e saída da fresa.

Figura 19 – Esquema ilustrativo da estratégia Z CTE (imagem gerada no *software* Power Mill).

Os recursos mais importantes para HSM que podem ser utilizados nesta estratégia são [ISCAR, 2004; SANDVIK, 2002; SANTOS et al., 2003]:

- Usinagem em espiral;
- Preferência para entradas em arco, ver figuras 19 e 20;
- Suavização de contorno, ver figuras 20 e 21;
- Controle das alturas de crista ou picos;
- Preferência para a usinagem em corte concordante.

Figura 20 – Ilustração da forma de entrada em arco, indicado na cor laranja (imagem gerada no *software* Power Mill).

Figura 21 – Usinagem em um canto suave, ver o raio formado no percurso (imagem gerada no *software* Power Mill).

2.2.4.5 3D Offset

“A estratégia 3D OFFSET define o passo da ferramenta em relação à forma da superfície 3D, proporcionando consistência desde regiões planas até paredes verticais” (SEACAM, 2002).

Esta estratégia é comumente utilizada em operações de acabamento, e nas regiões onde a peça apresenta baixo grau de elevação, e até mesmo em áreas planas, com passo lateral uniforme.

Seguem alguns fatores importantes para que seja feita uma programação de acordo com as exigências da HSM [ISCAR, 2004; SANDVIK, 2002; SANTOS et al., 2003]:

- Usinagem em espiral, ver figura 22;
- Preferência por entradas em forma de arco, ver figura 23;
- Usinagem em corte concordante.

Figura 22 – Estratégia 3D OFFSET, em espiral, seguindo o perfil da fronteira (imagem gerada no *software* Power Mill).

Figura 23 – Estratégia 3D OFFSET, para operação de desbaste (imagem gerada no *software* Power Mill).

Uma deficiência da estratégia mostrada na figura 22, como exemplo, é a falta de suavização de contorno, quando a mesma é aplicada em operações de acabamento de superfícies complexas. A ausência desta suavização provoca mudanças bruscas de direção, prejudicando o acabamento da peça, e também aumenta os esforços para máquina CNC, portanto, sempre que possível recomenda-se fazer as mudanças de direções de corte de forma bem suave.

Esta estratégia é aplicada para o acabamento de áreas planas ou de baixa inclinação, e também após a usinagem de acabamento Z CTE, evitando assim, as possibilidades de colisão com o modelo [SEACAM, 2002].

Quando não for possível programar em espiral, o ideal é que seja feita a ligação de forma mais suave possível, como mostrado nos exemplos das figuras 23, 24 e 25.

Figura 24 – Estratégia 3D OFFSET, com as ligações entre os passes laterais bem suaves (imagem gerada no *software* Power Mill).

Figura 25 – A linha de cor vermelha e tracejada indica o movimento de deslocamento rápido da máquina CNC (imagem gerada no *software* Power Mill).

É importante lembrar aqui que em operações de desbaste é sempre necessário controlar o sobre-metal deixado pela operação anterior. Muitas vezes, este sobre-metal ou excesso de material está ligado ao diâmetro da fresa, mas quando se utiliza usinagem em altas velocidades (HSM), este excesso pode ser por causa dos arredondamentos feitos nos percursos de usinagem. Deve-se evitar que as ferramentas de corte entrem em contato com um excesso de material na peça, pois isso pode danificar o produto, a ferramenta, e também, é uma questão de segurança em HSM.

Normalmente, a estratégia de usinagem 3D OFFSET, também, pode ser utilizada para operações de desbaste. A diferença é que nesta operação, esta estratégia é feita com passes verticais constantes, e o passe lateral é em forma de 3D OFFSET. A figura 23 mostra um exemplo deste tipo de percurso para uma altura em Z pré-definida. A somatória de várias alturas (em Z) forma o percurso de desbaste 3D OFFSET.

2.2.4.6 Z Constante Otimizado

“Esta estratégia é uma mistura do Z CONSTANTE com o 3D OFFSET. Nas regiões verticais, o Z CONSTANTE é utilizado, enquanto que para as outras, é utilizada a estratégia 3D OFFSET” (SEACAM, 2002).

A grande vantagem dessa estratégia é o tempo reduzido de processamento. Isso se dá porque a estratégia pré-determina os locais onde serão utilizados os processos de usinagem Z constante ou 3D offset. Já em outros casos, o programador deve diferenciar esses locais e aplicar a estratégia específica para cada um deles, o que demanda mais tempo para programação da usinagem e, conseqüentemente, um aumento no custo final do produto.

Diante disso, conclui-se que essa estratégia pode ser usada para figuras complexas que permitam a utilização de processos Z constante e 3D offset.

2.2.4.7 Raster

A estratégia RASTER é utilizada para remover material a cada altura Z estabelecida e/ou sobremetal pré-determinado. Ela é feita “por movimentos em linhas retas paralelas ao eixo X , Y ou ambos” (SEACAM, 2002).

É a estratégia mais utilizada em usinagem de modelos com cópia física (máquinas copiadoras). A grande vantagem dessa estratégia é a rapidez com que se processa a execução do trabalho. Quando o raster é aplicado em operações de desbaste, ele não acompanha a forma da superfície complexa para o processamento do programa. De fato, essa estratégia é muito simples, pois os movimentos são sempre feitos em linhas retas e paralelas.

No entanto, para superfícies com média e alta inclinação, essa estratégia pode não executar um acabamento de alta qualidade, por não ter o controle do sentido dos passos verticais em tais regiões. Na verdade, nessas regiões o esforço de corte pode ser alto, se for observado que, normalmente, há um excesso de material a ser retirado nas regiões onde há mudanças bruscas de direção. Um exemplo claro disso é quando a usinagem está sendo feita em uma superfície horizontal, e segue em direção a uma parede quase vertical (superfície vertical); na junção das superfícies, há um excesso de material que pode provocar vibrações, danificar a ferramenta de corte e produzir um acabamento de qualidade inferior ao da estratégia Z Constante.

Assim, pode-se concluir que esse processo é recomendado para superfícies que possuam áreas planas e/ou pequenas inclinações, quando aplicado em operações de acabamento.

2.2.4.8 Multi Pencil

“A estratégia MULTI PENCIL produz múltiplas passadas ao longo da intersecção entre superfícies de cantos vivos internos da peça, baseado no material inacessível para uma

ferramenta maior. As passadas da ferramenta são definidas em dois grupos, ambos começando a contornar os cantos nas suas extremidades em direção ao centro até que se encontrem” (SEACAM, 2002).

A utilização dessa estratégia permite a retirada do excesso de material deixado por uma ferramenta de diâmetro maior, nas intersecções entre superfícies e cantos vivos internos na peça.

Esse processo verifica onde há tal excesso e gera o programa no local. O passe lateral ou profundidade de corte (dependendo da inclinação da superfície) pode ser calculado com base na altura de crista indicada pelo usuário.

A maior vantagem da utilização do Multi Pencil reside no fato do processo por si só acusar onde há excesso de material, dispensando a criação de um processo alternativo para o procedimento pretendido.

Estes são os tipos de estratégias mais comuns usados nas indústrias de moldes e matrizes e, com o desenvolvimento dos programas, novas formas de estratégias de usinagem estão sendo agregadas. É importante salientar também que, para descrever as estratégias de usinagem, um programa foi adotado como padrão, mas pode-se afirmar que todos os programas disponíveis no mercado possuem a maioria das estratégias descritas [SANTOS et al., 2003].

2.2.5 GERAÇÃO DO PERFIL DE RUGOSIDADE NO FRESAMENTO

A importância do estudo dos perfis de rugosidade tem crescido na mesma proporção do uso da usinagem HSM. De fato, quem impulsionou as pesquisas, nesta área, foi esta nova tecnologia. Quando se usa o processo convencional de usinagem para fabricação de moldes e matrizes, a relação entre avanço por dente e passe lateral é baixa, em torno de $1/3$, mas, esta relação é mais elevada, quando se trabalha com usinagem em altas velocidades.

Trabalhar em condições de igualdade (ou quase igualdade) entre avanço por dente e passe lateral, pode melhorar a qualidade do produto, já que é possível reduzir a operação de acabamento manual [CHOI; JERARD, 1998; FENG; LI, 2001; HAN; YANG, 1999; LEE; YANG, 2002; LIN; KOREN, 1996; LO; LIN, 2001; MARCINIAK, 1991; MORISHIGE; TAKEUCHI, 2000; NAITO et al., 1994; SURESH; YANG, 1994].

Tae, Min e Kang (2004, 2005) mostraram, em seu trabalho, a influência do aumento da relação entre o avanço por dente e passe lateral. Eles criaram um modelo matemático para simular a altura de crista em função do raio da fresa de topo esférico, de seu raio efetivo de corte, do avanço por dente e do passe lateral e da direção de corte da ferramenta (unidirecional e bidirecional).

Os modelos matemáticos de Tae, Min e Kang (2004, 2005) usam esta relação (avanço e passe) como condição para a escolha do modelo matemático adequado a cada situação, mas, previamente, deve-se escolher a direção de corte da ferramenta (unidirecional ou bidirecional). Por exemplo, se a relação entre o avanço por dente e o passe lateral é maior que um, tem-se um tipo de equação mais adequado, mas se a relação for menor que 0,5, deve-se usar uma outra equação para o cálculo das alturas de cristas. Por outro lado, no modelo proposto por Chen, Huang e Chen (2005), é utilizada uma única equação para todas as situações da relação avanço por dente e passe lateral.

O objetivo do presente trabalho é criar um modelo matemático para a simulação do perfil de rugosidade, em função do raio da ferramenta de corte, rotação, ângulo inicial de entrada, velocidade de avanço e passe lateral. O modelo de Chen, Huang e Chen (2005), foi utilizado como base, mas foram acrescentadas algumas particularidades que são: utilização de fresas com quatro cortes e avanços bidirecionais. A importância de se estudar a direção de corte pode ser vista na pesquisa de Tae, Min e Kang (2004, 2005), que mostraram em seu modelo matemático que o perfil de rugosidade é diferente quando se trabalha com avanços bidirecionais, em comparação com os unidirecionais.

2.2.5.1 Modelo Matemático para a Geração do Perfil de Rugosidade para Fresas Esféricas

Para descrever o modelo matemático de geração do perfil de rugosidade, previamente é necessário adotar um sistema de coordenadas. Este está inserido no centro da fresa esférica, conforme é mostrado na figura 26.

a) Foto 3D da fresa de 2 cortes.

b) Vistas em 2D.

Figura 26 – Sistema de coordenadas para uma fresa esférica.

Para se gerar o perfil de rugosidade, é necessário conhecer tanto o pico (crista, altura) gerado pelo passe lateral (a_e), quanto o gerado pelo movimento de avanço por dente (f_z). A figura 27 ilustra o pico gerado pelo passe lateral. Esta figura indica também em que direção irá se formar a crista do avanço (gerada pelo movimento de avanço).

As cristas formadas pelo passe lateral (a_e) são descritas somente pelo movimento de translação da ferramenta de corte, conforme o mostrado na figura 27-a. As alturas máximas estão localizadas entre dois passes consecutivos ($a_e/2$). A sua forma segue a forma esférica da ferramenta de corte, não considerando, é claro, as deformações que podem ocorrer no material [CHEN; HUANG; CHEN, 2005].

Considerando a usinagem de uma superfície face plana, a rugosidade máxima ou a altura da crista do a_e pode ser calculada, em valores aproximados, utilizando a expressão citada por Chen, Huang e Chen (2005), que é igual à equação 10 com as seguintes alterações:

$$H = R_{th} = \frac{a_e^2}{8 * R} \quad (11)$$

Onde:

- R é o raio da fresa esférica;
- H é a altura de crista para o fresamento com fresas esféricas.

Figura 27 – Alturas de cristas. (a) Passe lateral (b) Avanço por aresta.

Entretanto, Tae, Min e Kang (2004, 2005) mencionam que a equação para cálculo aproximado da altura de crista é expressa por:

$$H' = R_{th} + \frac{f_z^2}{8 * R} \quad (12)$$

$$H' = \frac{a_e^2}{8 * R} + \frac{f_z^2}{8 * R} \quad (13)$$

Onde:

- H' é a altura de crista para o fresamento com fresas esféricas.

Ao ser analisado o perfil na direção do avanço, nota-se, que por causa da rotação do fuso, o mecanismo de geração de cristas, neste sentido, fica ainda mais complexo. Na direção do avanço, o mecanismo de geração das cristas é similar ao utilizado para o passe lateral (figura 27), onde o avanço por aresta agora faz a função do passe lateral. O processo é mais complexo porque a ferramenta de corte está girando, e, para descrever este movimento, é necessário considerar os movimentos de translação e rotação da fresa. A crista formada aqui será chamada de crista do avanço e pode muitas vezes ser calculada pelas expressões 11 e 13.

Conforme dito anteriormente, a crista do avanço só tem realmente importância quando a relação entre avanço por dente e passe lateral estiver em níveis mais elevados, e isso vem ocorrendo com frequência com o uso da usinagem HSM. Para demonstrar isto, Chen, Huang, Chen (2005) simularam em seu modelo três condições para esta relação, $\frac{1}{4}$, $\frac{1}{2}$ e 1, cujo resultado é mostrado na figura 28. Nota-se que a altura de pico do avanço é aproximadamente três vezes a altura do pico do passe lateral quando a relação é igual a um, e que o máximo valor da crista do avanço está situado onde a crista do passe lateral é mínima. Outro fator relevante é que ela não é simétrica.

Figura 28 – Simulação de perfil de rugosidade, com corte unidirecional, modelo proposto por Chen, Huang e Chen (2005).

Tae, Yang e Kang (2004, 2005) também chegaram às mesmas conclusões, conforme mostra a figura 29. Eles foram além, pois mostraram, em seu modelo, a influência de se usinar em corte unidirecional e bidirecional (figuras 29 e 30). Note que a forma do perfil é diferente quando comparados os cortes unidirecional e bidirecional.

Figura 29 – Simulação de perfil de rugosidade, $R=5,0 \text{ mm}$ e $a_e=0,5 \text{ mm}$, com corte unidirecional, modelo proposto por Tae, Yang e Kang (2005).

Para descrever o modelo matemático de localização da aresta de corte, é necessário definir o sistema de coordenada (X, Y, Z) com origem no ponto “O”, este sistema será assumido, inicialmente, para a fresa esférica com duas arestas de corte, conforme é mostrado nas figuras 31 e 32. A utilização da ferramenta de dois cortes, neste momento, facilita o entendimento do trabalho. As arestas estão descritas como aresta número 1 e 2, e para uma dada profundidade de corte, a fresa esférica é parcialmente imersa na matéria prima. Um ponto em contato com a aresta cortante nº 1 é assumido como ponto P. A projeção dos

ângulos da linha descrita pelos pontos O e P são designados por α e β (figuras 31 e 32). A coordenada do ponto P baseado no sistema de coordenadas (X, Y, Z) pode ser descrito como:

$$P = \begin{Bmatrix} X_p \\ Y_p \\ Z_p \end{Bmatrix}_o = \begin{Bmatrix} R * \cos \beta * \cos \alpha \\ R * \cos \beta * \sin \alpha \\ R * \sin \beta \end{Bmatrix} \quad (14)$$

Onde:

- R é o raio da fresa esférica;
- α e β os ângulos da linha descrita pelos pontos O e P.

Figura 30 – Simulação de perfil de rugosidade, $R=5,0$ mm e $a_e=0,5$ mm, com corte bidirecional, modelo proposto por Tae, Yang e Kang (2005).

Figura 31 – Sistema de coordenadas para uma fresa esférica de dois cortes.

O ângulo α é descrito em função do tempo, conforme é mostrado na equação (15):

$$\alpha = \alpha_0 + \omega * t \quad (15)$$

Onde:

- α_0 é o ângulo de entrada inicial da aresta de corte no percurso m;
- ω é a rotação da ferramenta.

Figura 32 – Sistema de coordenadas do ponto P para uma fresa de topo esférico de dois cortes.

Mas a fresa de topo esférico, caminha ao longo do percurso de usinagem com velocidade de avanço igual à v_f , e para não perder a generalidade, esta fresa está percorrendo o percurso eméssimo ou m . Onde m é descrito por números inteiros. Portanto, a coordenada do ponto P, em relação ao sistema de coordenada (X_c, Y_c, Z_c) é dada por:

$$P_c(t) = \begin{Bmatrix} X_p \\ Y_p \\ Z_p \end{Bmatrix}_c = \begin{Bmatrix} X_p \\ Y_p \\ Z_p \end{Bmatrix}_o + \begin{Bmatrix} V_f * t \\ m * a_e \\ 0 \end{Bmatrix}_c = \begin{Bmatrix} V_f * t + R * \cos \beta * \cos(\alpha_0 + \omega * t) \\ m * a_e + R * \cos \beta * \sin(\alpha_0 + \omega * t) \\ R * \sin \beta \end{Bmatrix}_c \quad (16)$$

Onde:

- v_f é o avanço de corte;
- a_e é o passe lateral;

Figura 33 – Sistema de coordenadas para uma fresa de topo esférico de dois cortes, com inclinação do eixo axial da ferramenta.

Outro fator importante que influencia muito as alturas de cristas geradas com fresas de topo esférico é o ângulo de inclinação do eixo axial da ferramenta. Chen, Huang e Chen (2005) mostraram, em seu modelo matemático, que a altura de crista decorrente do avanço é extremamente sensível à variação da inclinação do eixo axial. Com poucos graus de inclinação, há uma grande redução na altura de pico do avanço. Kuroda et al. [1995 apud CHEN; HUANG; CHEN; 2005], também verificaram a influência do ângulo de inclinação do eixo axial da ferramenta e chegaram às mesmas conclusões que Chen, Huang e Chen (2005). Mizugaki, Hao e Kikkawa (2004) também incluíram em seu modelo matemático o ângulo de inclinação do eixo da ferramenta. Para incluir o efeito do ângulo de inclinação do eixo axial da ferramenta em relação ao plano de trabalho, é necessário descrever a equação da seguinte forma:

$$P_c(t) = \begin{Bmatrix} V_f * t \\ m * p \\ 0 \end{Bmatrix}_c + \begin{bmatrix} \cos\theta & 0 & \sin\theta \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin\theta & 0 & \cos\theta \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} R * \cos\beta * \cos(\alpha_0 + \omega * t) \\ R * \cos\beta * \sin(\alpha_0 + \omega * t) \\ R * \sin\beta \end{bmatrix}_c \quad (17)$$

Onde:

- θ é o ângulo de inclinação do eixo cortante da ferramenta em relação ao plano de trabalho.

Para melhor entendimento de como é formada a crista do avanço, foi criada uma simulação 2D da localização da aresta de corte, para uma ferramenta de um e dois cortes, mostrada na figura 34.

Figura 34 – Simulação da localização das arestas de corte [CHEN; HUANG; CHEN, 2005].

O percurso (percurso m qualquer) pode ser descrito pela localização da linha da aresta de corte no ponto P ; esta linha é chamada de L^m_1 . Nota-se que, devido ao fato da aresta de corte mover-se simultaneamente em translação e rotação, a sua localização não é simétrica. O material é constantemente removido ao longo do percurso pelos movimentos de cortes circulares das arestas de corte 1 e 2. Já a figura 35 mostra a simulação de uma fresa de dois cortes, só que foi acrescentado o percurso $m+1$, ou seja, a fresa avançou um passe lateral. Com isto, pode-se agora identificar como é formada a crista decorrente do movimento do avanço. Para esta condição, a crista é formada pela superposição de quatro linhas (localizações) de movimentos circulares de corte das arestas da ferramenta de dois cortes. Estas localizações são chamadas de L^m_1 , L^m_2 , L^{m+1}_1 , L^{m+1}_2 , e foram geradas por dois percursos

de usinagem. O pico de avanço é o material restante depois destes movimentos de corte, como é mostrado nas áreas coloridas da figura 35.

Figura 35 – Simulação da localização das arestas de corte e formação do pico do avanço

[CHEN; HUANG; CHEN, 2005].

Para determinar a altura da crista do avanço, é proposto aqui um método de análise numérica. No exemplo mostrado na figura 35, a crista de avanço é a conjunção de quatro pontos (ponto Q) dos movimentos circulares das arestas de corte. Portanto, a seguinte condição deve ser encontrada para a obtenção do ponto Q :

$$L_1^m(t_1) = L_2^m(t_2) = L_1^{m+1}(t_3) = L_2^{m+1}(t_4) \quad (18)$$

Onde t_1 , t_2 , t_3 e t_4 representam diferentes tempos para quatro arestas de cortes que chegam ao ponto Q , respectivamente. Os tempos t_1 , t_2 , t_3 e t_4 da equação não linear, podem ser encontrados usando um método de análise numérico, como o método de interação de Newton-Raphson [CHEN; HUANG; CHEN, 2005].

3 CONTIBUIÇÕES AOS MODELOS MATEMÁTICOS DOS PERFIS DE PEÇAS FRESADAS

O modelo matemático proposto por Chen, Huang e Chen (2005), não considerou fresas com mais de dois cortes e cortes bidirecionais. Para deixar o modelo com uma maior generalidade, deve-se analisar a ferramenta de corte com mais de duas arestas de corte, sendo assim a equação 16 passa a ser definida pela seguinte expressão:

$$P_c(t) = \begin{Bmatrix} X_p \\ Y_p \\ Z_p \end{Bmatrix}_c = \begin{bmatrix} V_f * t + R * \cos \beta * \cos(\alpha_0 + \omega * t + \frac{(i-1) * 2 * \pi}{j}) \\ m * a_e + R * \cos \beta * \sin(\alpha_0 + \omega * t + \frac{(i-1) * 2 * \pi}{j}) \\ R * \sin \beta \end{bmatrix}_c \quad (19)$$

Onde:

- i é a aresta de corte que se deseja localizar;
- j é o número de arestas da ferramenta de corte.

E a equação 17, que inclui o efeito do ângulo de inclinação do eixo axial da ferramenta em relação ao plano de trabalho, é definida pela equação (20):

$$P_c(t) = \begin{Bmatrix} V_f * t \\ m * p \\ 0 \end{Bmatrix}_c + \begin{bmatrix} \cos \theta & 0 & \sin \theta \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin \theta & 0 & \cos \theta \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} R * \cos \beta * \cos(\alpha_0 + \omega * t + \frac{(i-1) * 2 * \pi}{j}) \\ R * \cos \beta * \sin(\alpha_0 + \omega * t + \frac{(i-1) * 2 * \pi}{j}) \\ R * \sin \beta \end{bmatrix}_c \quad (20)$$

Enquanto no corte unidirecional os valores de α e β estão posicionados entre 0 e 90°, para corte bidirecional, estes ângulos sofrem alterações. O que ocorre é que estes ângulos intercalam as suas posições de acordo com o sentido a percorrer. Se for assumido que no corte concordante eles estão no primeiro quadrante, então, quando a ferramenta estiver em corte discordante, os ângulos estarão no segundo quadrante, e vice e versa. As figuras 32 e 36

mostram as duas situações de corte; portanto, são necessárias duas equações para descrever o movimento do ponto P, no corte bidirecional; uma é a equação 20 e a outra é a (21):

$$P_c(t) = \begin{Bmatrix} V_f * t \\ m * p \\ 0 \end{Bmatrix}_c + \begin{bmatrix} \cos\theta & 0 & \sin\theta \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin\theta & 0 & \cos\theta \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} R * \cos\beta * \cos(\alpha_0 + \omega * t + \frac{(i-1) * 2 * \pi}{j}) \\ -R * \cos\beta * \sin(\alpha_0 + \omega * t + \frac{(i-1) * 2 * \pi}{j}) \\ R * \sin\beta \end{bmatrix}_c \quad (21)$$

Figura 36 – Sistema de coordenadas no ponto P, para uma fresa de topo esférico de dois cortes.

Os autores Chen, Huang e Chen (2005), não mostraram, em seu trabalho, como o ângulo β foi calculado, mas sabe-se que este deve ser dado em função do tempo, conforme mostra a figura 37. Pois, analisando a figura 37-a nota-se que para os valores de α igual a: 0, π , 2π , 3π , $n\pi$, onde n é um número natural, o ângulo β pode ser definido pela equação (22):

$$\cos\beta = \frac{a_e}{2 * R} \quad (22)$$

Figura 37 – Ilustração do ângulo β nos planos ZY e ZX.

Enquanto na figura 33-b, têm-se os seguintes valores de α : $\pi/2, 3\pi/2, 5\pi/2, \pi(n + 1/2)$, onde n é um número natural, e o ângulo β pode ser definido pela equação (23):

$$\cos \beta = \frac{f_n}{2 * R} \quad (23)$$

As equações 22 e 23, também podem ser escritas como:

$$\cos \beta = \frac{a_e}{2 * R} * \frac{\sin^2(\omega * t)}{\sin^2(\omega * t)} \quad (24)$$

$$\cos \beta = \frac{f_n}{2 * R} * \frac{\cos^2(\omega * t)}{\cos^2(\omega * t)} \quad (25)$$

Mas sabe-se que:

$$\sin^2(\omega * t) + \cos^2(\omega * t) = 1 \quad (26)$$

Com as equações 24, 25 e 26, é possível criar uma única equação para o ângulo β , em função do tempo e da rotação da ferramenta de corte, conforme mostra-se a seguir:

$$1 = \frac{a_e}{2 * R} * \frac{\sin^2(\omega * t)}{\cos(\beta)} + \frac{f_n}{2 * R} * \frac{\cos^2(\omega * t)}{\cos(\beta)}$$

$$\cos(\beta) = \frac{1}{2 * R} * (a_e * \sin^2(\omega * t) + f_n * \cos^2(\omega * t)) \quad (27)$$

$$\text{sen}(\beta) = \sqrt{1 - \left(\frac{1}{2 * R} * (a_e * \text{sen}^2(\omega * t) + f_n * \cos^2(\omega * t)) \right)^2} \quad (28)$$

Sendo assim pode-se calcular a altura de crista subtraindo do raio da ferramenta de corte a coordenada Z do ponto P (Z da equação 21, por exemplo), desde que o cosseno do ângulo α seja positivo. A equação (29) mostra a altura de crista:

$$H = R * \left(1 - \left(\text{sen}\beta * \cos\theta + \cos\beta * \text{sen}\theta * \sqrt{\cos^2(\alpha_0 + \omega * t)} \right) \right) \quad (29)$$

O cosseno do ângulo α deve ser positivo, pois quando se tem ângulos θ diferentes de zero, o último termo da equação 29, passa ter influência no cálculo da altura de crista, e caso este termo seja negativo, o valor da altura de crista cresce. Entretanto, os autores Chen, Huang e Chen (2005), mostraram em seu trabalho que, à medida que é inserido um ângulo axial de inclinação do eixo da ferramenta de corte, a altura de crista tende a decrescer; portanto, será assumido aqui que o último termo da equação (19) é positivo.

Mas há, também, a possibilidade de se calcular o ângulo β em função da profundidade de corte (figura 38). Neste caso, o ângulo β é constante, e a equação pode ser expressa da seguinte maneira:

$$\text{sen}\beta = \frac{R - a_p}{R} \quad (30)$$

β

Figura 38 – Ilustração do ângulo β em função da profundidade de corte.

4 PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

4.1 MATERIAIS

O material usinado foi o aço ABNT H13, pois ele pode ser utilizado para confecção de moldes de injeção de plásticos, matriz para fundição em pressão, forjamento, estampagem, corte de chapas a quente e ferramentas para extrusão [CHIAVERINI, 1979; FALLBÖHMER et al., 2000].

A tabela 1 mostra a composição química do material conforme o certificado de qualidade do fornecedor (Villares Metals) do aço ABNT H13.

Tabela 1- Composição química do aço ABNT H13

C	Si	Mn	P	S	Co	Cr	Mo	Ni	V	W	Cu	Al
0,39	1,11	0,28	0,01	0,00	0,06	5,09	1,33	0,25	0,81	0,06	0,1	0,02
			9	1								

Valores em % em massa e balanço em Fe.

Os corpos de prova foram pré-usinados com dimensão de: 45 x 40 x 10 (mm). Posteriormente, eles foram temperados e revenidos atingindo uma dureza média de 45 HR_C +/- 2 HR_C.

4.2 FERRAMENTAS

As ferramentas utilizadas foram fresas de topo esférico de metal duro e o fabricante é a Iscar. Estas fresas são de quatro e dois cortes, cobertura de nitreto de titânio alumínio (TiAlN) e ângulo de hélice igual a 30°, e a classe do metal duro é P15-P40. Os diâmetros utilizados foram: 6 e 8 mm, e a descrição do fornecedor Iscar é: EB080A20-4C08 IC900 (Ø8, 4 cortes), EB060A16-4C06 IC900 (Ø6, 4 cortes) e EB060A08-2C06 IC900 (Ø6,

2cortes). Essas ferramentas são recomendadas para acabamento de superfícies complexas, característica da indústria de moldes e matrizes.

Figura 39 –Fresa esférica de Ø 6.

Figura 40 – Ilustração de uma fresa esférica com 4 cortes.

4.3 MÁQUINAS DE USINAGEM

Os corpos de prova foram usinados num centro de usinagem vertical do fabricante Deckel Maho modelo DM 63 V. Essa máquina conta com rotação máxima de 8000 rpm.

4.4 EQUIPAMENTO DE MEDIÇÃO DE PERFIL

O perfil foi analisado com auxílio de um rugosímetro portátil da marca Mitutoyo modelo Surf SJ 201 P. As medições dos perfis de rugosidade foram feitas em relação à vista lateral do modelo, no sentido perpendicular ao corte e espaçadas entre si de 0,1mm.

Para efetuar as medições, primeiro foi necessário fixar o rugosímetro no eixo principal do centro de usinagem. Após a fixação, com um relógio de resolução milesimal, foi feito o alinhamento do equipamento de medição com o eixo X, que está no mesmo sentido do movimento do passe lateral. Desta forma, o rugosímetro realizou as leituras (medições) posicionado a 90° em relação ao movimento de avanço de usinagem (eixo Y), conforme está indicado na figura 41. Após efetuar a medição, deslocou-se 0,1 mm no eixo Y e realizou-se nova medição, cujo procedimento foi feito 20 vezes para cada amostra. O posicionamento no eixo Z do rugosímetro também foi feito manualmente, mas sempre mantendo a mesma altura em Z entre as medições. E entre cada amostra foi padronizado que a pressão do leitor seria igual a metade do curso do mesmo, evitando assim, divergências entre as amostras.

O rugosímetro utilizado permitiu a aquisição dos pontos correspondentes ao perfil de rugosidade, que foram, posteriormente, processados em Matlab para geração dos gráficos apresentados no item de resultados e discussões.

Figura 41 – Ilustração de como foi feito o posicionamento do rugosímetro.

4.5 PLANEJAMENTO DOS EXPERIMENTOS

Os ensaios foram realizados com diferentes condições de trabalho e ferramentas de corte. O avanço por dente e o ângulo de inclinação do eixo axial da ferramenta foram alterados, pois influenciam na altura de crista gerada pelo movimento de avanço; já a profundidade de corte, passe lateral e velocidade de corte foram mantidos constantes. Os parâmetros de corte utilizados, que são constantes, estão indicados na tabela 2.

Foram testadas onze condições em dez corpos de prova, com 3 réplicas de cada condição para análise da confiabilidade do resultado obtido. A Tabela 3, mostra como foram planejados os experimentos.

Tabela 2: Planejamento dos experimentos. Dados constantes.

$\varnothing$ (mm)	$\varnothing_{ef}$ (mm)	a_p (mm)	a_e (mm)	n (rpm)	V_c (m/min)
6	1,87	0,15	0,30	8000	47
8	2,17	0,15	0,30	8000	55

É necessário considerar o valor de $Z_{efetivo}$, que está indicado na tabela 3, pois a fresa esférica de 4 cortes, utilizada para a usinagem das amostras, não apresenta corte até o seu centro para todas as 4 arestas; isto pode ser facilmente verificado nas figuras 39 e 40.

Tabela 3: Planejamento dos experimentos.

Teste	Unidirecional	Bidirecional	v_f	f_{zef}	$\varnothing$	Z	Z	f_{zef}/a_e	Ângulo
	l	l	mm/min	mm/fc			efetivo		Inclinação
1	Sim	-	1200	0,075	6	4	2	0,25	0°
2	Sim	-	2400	0,15	6	4	2	0,5	0°
3	Sim	-	4800	0,30	6	4	2	1	0°
4	-	Sim	1200	0,075	6	4	2	0,25	0°
5	-	Sim	2400	0,15	6	4	2	0,5	0°
6	-	Sim	4800	0,30	6	4	2	1	0°
7	-	Sim	4800	0,30	6	4	2	1	2°
8	-	Sim	4800	0,30	6	4	2	1	5°
9	-	Sim	4800	0,30	6	4	2	1	10°
10	-	Sim	4800	0,30	8	4	2	1	0°
11	-	Sim	4800	0,30	6	2	2	1	0°

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

5.1 COMPARAÇÕES E DISCUSSÕES

5.1.1 ANÁLISE DO MODELO MATEMÁTICO

Para simular o perfil de rugosidade, primeiramente, será necessário definir qual é a expressão correta para o cálculo de β . Considerando apenas as coordenadas X e Y da equação 19, pode-se mostrar graficamente como o ponto P, da figura 38, por exemplo, desloca-se em função do tempo. As figuras 31 e 32 mostram que a coordenada do eixo Z para o ponto P é constante, pois a mesma está situada em um plano. Sendo assim, pode-se prever que o ângulo β também é constante, e as equações 22, 23 e 30 são equações onde se tem o ângulo β constante, e quando o a_e é igual ao f_z as equações 27 e 28 também são constantes.

A figura 42 mostra a simulação do percurso do ponto P para diferentes equações do ângulo β . A figura 42-a, é a simulação das coordenadas X e Y da equação 19, utilizando a equação 30 para cálculo do ângulo β , ou seja, o β está em função do a_p . Esta simulação é a que descreve o movimento de uma aresta de corte, pois o percurso é feito por movimentos circulares, que descrevem a rotação da ferramenta e, também, há translação, que descreve o movimento do avanço. Entretanto, é necessário conhecer a profundidade de corte real que está sendo utilizada, pois quando a fresa se desloca de um passe lateral, a profundidade de corte pode ser alterada; em alguns casos, este deslocamento pode gerar dois tipos a_p diferentes, conforme mostra a figura 37.

Figura 42 – Ilustração do percurso do ponto P para diferentes equações de β . Condições de usinagem do teste N° 2, mas a simulação apresenta somente o percurso feito por 1 aresta.

As figuras 42-b, 42-c, não representam o movimento de rotação da fresa em torno de seu eixo, nas condições que foram feitos os testes (ver tabela 1). A equação utilizada para construir o gráfico que está representado na figura 42-b, não pode ser realmente utilizada, principalmente, pela forma da figura, pois a aresta de corte em determinado instante produz um movimento praticamente retilíneo ao longo do eixo X, ou seja, o eixo Y está aproximadamente constante. Este fenômeno é um indicativo de que não há rotação da ferramenta de corte, que não é o caso.

O ângulo β também não deve ser em função de f_z , pois ele pode produzir os trajetos feitos pela fresa esférica sem um contato mínimo entre passes laterais consecutivos

(vide figura 43-a). Isto fica evidenciado com a utilização de avanço por aresta menor que o passe lateral. Para avanços superiores ao passe lateral este efeito é eliminado (figura 43-b), contudo os testes propostos para este trabalho possuem avanços menores que o passe lateral; portanto, esta forma de cálculo do ângulo β não é a ideal.

Figura 43 – Ilustração do percurso do ponto P para a equação de β em função do f_z . Fresa esférica de 2 arestas; as cores verde e amarela são da 1ª aresta; azul e vermelha são da 2ª.

Por fim, na figura 42-d, está a condição que melhor descreveu o movimento do percurso da aresta de corte. Uma forma mais simples para verificar os movimentos de translação e rotação da fresa está exposta na figura 44-b, onde foi reduzido o avanço de corte da ferramenta para que tais movimentos fiquem mais evidentes. Com o ângulo β em função do a_e é, também, possível verificar a localização onde deve ocorrer o máximo pico do gerado pelo passe lateral, que é igual a $a_e/2$. Sendo assim, será assumido para este trabalho que a expressão para cálculo do ângulo β deve ser em função do passe lateral, equação 22.

Figura 44 – Ilustração do percurso do ponto P para a equação de β em função do a_e . Simulação para uma fresa esférica de 2 arestas e dois passes laterais consecutivos. As cores verde e amarela são da 1ª aresta; azul e vermelha são da 2ª.

A equação utilizada até o momento para descrever a localização da aresta de corte da fresa, equação 19, é somente utilizada para prever movimentos unidirecionais. Quando há movimentos bidirecionais, é necessário utilizar uma nova equação, que já foi previamente descrita como equação 20. A figura 45 mostra a localização do ponto P para cortes bidirecionais. Nota-se que há uma inversão de posicionamento do percurso do ponto P em relação ao eixo Y. Este fato interfere diretamente na distribuição da quantidade de material deixado pela ferramenta, e a figura 45 mostra como foi alterada a posição dos picos gerados pelo movimento de avanço. O que pode ser visto é que, em determinados instantes, os picos do avanço não estão presentes; porém, há momentos em que eles se posicionam à direita e à esquerda do pico gerado pelo a_e . Todavia, quando se tem movimento unidirecional, a crista está localizada à direita ou à esquerda da crista do a_e e também está sempre presente ao pico do a_e , conforme pode ser visto na figura 44-b.

Figura 45 – Ilustração do percurso do ponto P para a equação de β em função do a_e . Condições de usinagem teste N° 2, exceto $V_f=1000\text{m/min}$, três passes laterais consecutivos e bidirecional. As cores verde, amarela e azul clara são da 1ª aresta; azul, preta e vermelha são da 2ª.

Outra particularidade que foi inserida ao modelo proposto por Chen, Huang, Chen (2005) (equações 19 e 20) é a possibilidade de se usar fresas com qualquer quantidade de arestas. As figuras 44 e 45 são simulações para uma fresa esférica de duas arestas de corte, enquanto que a figura 46 foi feita para fresa de quatro cortes. Esta simulação mostra que os percursos feitos pelas arestas de cortes estão realmente defasados de acordo com a forma construtiva da fresa.

Figura 46 – Ilustração do percurso do ponto P para a equação de β em função do a_e . Fresa de topo esférico de 4 arestas, e condições de usinagem teste N° 2. As cores vermelha e azul são da 1ª aresta; verde e amarela são da 2ª; lilás e preta tracejada são da 3ª; azul clara e preta são da 4ª.

5.1.2 ANÁLISE DOS EXPERIMENTOS

A tabela 4 mostra os valores da altura de cristas para os diferentes testes realizados. Estes dados foram retirados dos resultados das medições das amostras. A altura de crista do modelo teórico (H) foi calculada de acordo com equação 29, conforme mostra a figura 47.

Tabela 4: Cálculo e medições de altura de crista.

Altura de crista μm

Teste	Concordante ou unidirecional	Bidirecional	H (modelo)
1	7		3,8
2	9		3,8
3	17		15
4		12	3,8
5		14	3,8
6		20	15
7		20	6,4
8		10	15
9		10	4,8
10		20	11,2
11		20	15

b) $f_z=0,15$ mm/fc. Testes N° 2 e 5.

c) $f_z=0,3$ mm/fc. Testes N° 3, 6 e 11.

e) $f_z=0,3$ mm/fc. Teste N° 7.

d) $f_z=0,3$ mm/fc. Teste N° 10.

f) $f_z=0,3$ mm/fc. Teste N° 8.

g) $f_z=0,3$ mm/fc.
Teste N° 9.

Figura 47 – Simulação da altura de crista (H) em função do tempo.

Entretanto, é preciso conhecer qual a localização da máxima altura de crista, ponto Q. Este ponto é calculado em função do tempo, conforme mostra a figura 48, e é necessário conhecer os diferentes tempos para os seus respectivos movimentos das arestas de corte (aresta 1 e 2, no passe m, 1 e 2 no passe m+1). No caso da figura 48, a área na cor cinza indica o material restante por uma aresta de corte, e os pontos onde estão localizadas as alturas máximas de cristas são: Q_1 e Q_3 são os pontos onde ocorre a altura máxima de crista do

avanço, e os pontos Q_2 e Q_4 são os locais onde a altura de crista máxima gerada pelo passe lateral. De fato, a crista do a_e é constante ao longo de uma linha retilínea gerada pelos pontos Q_2 e Q_4 . Para calcular estes pontos, é necessário utilizar um método de análise numérica, como por exemplo, o método de interação de Newton-Raphson, método adotado neste trabalho.

Figura 48 – Localização do ponto Q. As cores verde e amarela são da 1ª aresta; azul e vermelha são da 2ª.

A figura 49 mostra o perfil gerado pelo teste 1. Os picos gerados neste teste são decorrentes do passe lateral da ferramenta; nota-se que a cota é mínima onde a velocidade de corte é igual a zero, e é máxima na intersecção entre os passes laterais ($\sim 0,85$ e $\sim 1,15$), gerando a crista.

Figura 49 – Perfil medido no teste N° 1.

Neste caso, a relação f_{zefetivo}/a_e é igual 0,25 e a crista gerada pelo movimento de avanço não é significativa.

À medida que a relação f_{zefetivo}/a_e cresce, o pico do avanço também é elevado. A figura 50 mostra como a influência do pico do avanço cresceu com o aumento de f_{zefetivo}/a_e para 0,5, enquanto que na figura 49 praticamente não se verifica a crista gerada pelo movimento de avanço.

Figura 50 – Perfil medido no teste N° 2.

Quando o avanço por aresta efetiva é igual ao passe lateral da ferramenta de corte ($f_{\text{zefetivo}}/a_e = 1,0$) a crista de avanço passa a ter influência determinante sobre a altura máxima de pico; isto pode ser visto na figura 51.

Os autores Chen, Huang, Chen (2005) e Tae, Min e Kang (2004, 2005) chegaram a resultados similares na usinagem em passes unidirecionais. Nota-se que nas figuras 28 e 29 que à medida que a relação f_{zefetivo}/a_e aumenta, o pico gerado pelo avanço também cresce, e quando esta relação é igual a 1, isto se torna evidente.

Figura 51 – Perfil medido no teste N° 3.

No teste 4, a relação entre o avanço efetivo por aresta e o passe lateral é 0,25, mas o movimento de avanço é bidirecional, e como está indicado na figura 52, a altura de crista gerada nestas condições é basicamente em função do passe lateral.

Aumentando a relação $f_{z\text{efetivo}}/a_e$ para 0,5, e movimento de corte bidirecional, observa-se na figura 53 (teste 5) que a influência do pico do avanço também cresceu, se comparada à figura 52. Nota-se, na figura 53, que a altura da crista gerada pelo movimento de avanço está aproximadamente igual à altura de crista gerada pelo movimento do passe lateral, e isto pode indicar um valor limite para f_z . Este valor limite do avanço por dente é importante para que a altura de crista do f_z não interfira na rugosidade máxima final do produto.

Figura 52 – Perfil medido no teste N° 4.

Entretanto, a figura 54 mostra que quando o avanço por aresta efetiva é igual ao passe lateral da ferramenta de corte, ou seja, $f_{\text{zefetivo}}/a_e = 1,0$, a crista de avanço passa a ser maior que a altura de pico do passe lateral, mesmo o movimento de corte sendo bidirecional. Tae, Yang e Kang (2004, 2005) também chegaram às mesmas conclusões, conforme mostra a figura 30. Eles demonstraram a influência da relação entre f_{zefetivo}/a_e quando se usa corte bidirecional, e os resultados são compatíveis com os observados neste trabalho.

Figura 53 – Perfil medido no teste N° 5.

Comparando as figuras 50 e 53, 51 e 54, nota-se que há diferenças quando se usina com corte unidirecional e bidirecional. Estas diferenças ficam mais evidentes à medida que a relação entre $f_{zefetivo}$ e a_e cresce (por exemplo: a partir de 0,5); nota-se, nestas figuras, que as posições das cristas estão se formando em locais diferentes, quando se compara corte concordante com corte discordante e concordante (bidirecional).

No caso de corte unidirecional, a crista do avanço está sempre localizada à direita ou à esquerda (antes ou após), dependendo do ponto de referência, do pico do passe lateral, conforme mostram as figuras 50 e 51.

Figura 54 – Perfil medido no teste N° 6.

Contudo, no corte bidirecional (teste 5), o pico do avanço está situado à direita e à esquerda da crista do passe lateral, mas este tipo de crista não é presente em todos os picos gerados pelo movimento do passe lateral; de fato, o que ocorre é que o fenômeno acaba intercalando a sua presença, como mostra a figura 53. Nesta figura, a crista do a_e ocorre nas posições de y igual a: 0,75, 1,05 e 1,35, enquanto que a crista do avanço está presente somente próxima à região de y igual a 1,05. Este fenômeno, também, pode ser facilmente identificado na figura 54.

Notou-se, também, nos testes realizados que os cortes concordantes tendem a ter sua altura máxima da crista um pouco menor, quando comparado a cortes bidirecionais.

Um exemplo desse caso é a figura 55, onde o teste N°3, feito com corte concordante, possui uma altura máxima de pico menor que a do teste N°6 (por comparação em torno de $3\mu\text{m}$), que foi usinado com corte bidirecional. Os autores Tae, Min e Kang (2004, 2005) não mencionam, em seu trabalho, diferenças de crista para cortes concordantes e discordantes. Na verdade, há uma série de fatores que podem contribuir para esta divergência como, por exemplo: forças de usinagem, vibrações, rigidez, entre outras; estes três itens podem interferir na qualidade de uma usinagem [DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006; FERRARESI, 1977; MACHADO; SILVA, 2005; SCHULZ; HOCK, 1995].

Figura 55 – Vistas 2D do perfil medido nos testes N° 3 e 6.

As figuras 56, 57 e 58, mostram comportamento da altura de crista quando é inclinado o eixo axial da ferramenta.

A figura 56 mostra o perfil de uma ferramenta de Ø6, e ângulo de inclinação axial de 2° , nota-se que não há grandes alterações na altura de crista do avanço. À medida que o ângulo de inclinação axial aumenta, a altura de crista tende a reduzir. Veja as figuras 57 e 58, que são para os ângulos de inclinação de 5° e 10° , respectivamente. Ao comparar os testes N° 6 e N° 9, isto fica evidente; veja a figura 59.

Figura 56 – Perfil medido no teste N° 7.

Chen, Huang e Chen (2005), Kuroda et al. [1995 apud CHEN; HUANG; CHEN; 2005], Mizugaki, Hao e Kikkawa (2004) também encontraram resultados similares. Eles mostraram, nestas pesquisas, que altura de crista decorrente do avanço é extremamente sensível à variação da inclinação do eixo axial e que, com poucos graus de inclinação, há uma grande redução na altura de pico do avanço.

Entretanto Schulz e Hock [1995 apud CHEN; HUANG; CHEN; 2005], além de Ko, Kim e Lee [2001 apud CHEN; HUANG; CHEN; 2005] sugerem que a inclinação na faixa de 16° a 20° representa uma ótima sugestão para uma estratégia de usinagem utilizando a tecnologia de fabricação HSM. Todos estes trabalhos servem para mostrar que quando a velocidade de corte é igual a zero, que é o caso do centro das fresas esféricas, a condição para corte da ferramenta fica muito prejudicada (já que não há cortes) deixando assim a qualidade

da superfície usinada muito ruim. Contudo, ao ser acrescentada uma inclinação do eixo axial da ferramenta, a condição de velocidade de corte igual a zero pode ser eliminada, aumentando assim a qualidade do acabamento da superfície, e isto pode ser verificado também neste trabalho.

Figura 57 – Perfil medido no teste N° 8.

Figura 58 – Perfil medido no teste N°9.

a) Vista 3D do plano Y-Z, da figura 54.

b) Vista 3D do plano X-Z, da figura 58.

Figura 59 – Perfil medido nos testes N° 6 e 9.

O diâmetro da ferramenta é outra variável que pode interferir; isto é mostrado nos trabalhos de Chen, Huang, Chen (2005) e Tae, Min, Kang (2004, 2005). Eles notaram que, ao aumentar o diâmetro da ferramenta, a altura de crista decresce, pois a altura é em função do raio da fresa. As figuras 60 e 61 identificam a influência desta variável.

Figura 60 – Perfil medido no teste N° 10.

E, por último, a figura 62 mostra o teste N° 11, em que as alturas de picos geradas para uma fresa de $\varnothing 6$ com 2 cortes são similares a do teste N° 6, que foi usinado com uma fresa de $\varnothing 6$ com 4 cortes. Isto mostra que, a ferramenta esférica de $\varnothing 6$ com 4 cortes utilizada nos testes anteriores, estava usinando somente com as arestas de corte que tem o seu

perfil (fio de corte) completo até o centro da ferramenta (figuras 39 e 40), ou seja, há somente 2 arestas de cortes trabalhando. Portanto, neste trabalho, é correto considerar o número de arestas das ferramentas de 4 cortes igual a 2.

Figura 61 – Perfil medido nos testes N° 6 e 10.

A figura 63 é um gráfico que faz a comparação entre os valores de altura de crista calculados pelo modelo e os resultados obtidos nos experimentos. Nota-se que as curvas seguem a mesma tendência, quando se comparam as condições 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7 e 9; isto mostra que o modelo proposto prevê o comportamento das alturas de cristas, com a variação dos parâmetros de cada teste.

A simulação do modelo proposto, nesta pesquisa, para localização das alturas dos picos para o teste N° 6 é mostrada na figura 64. Nota-se que ao comparar a figura 54 com esta simulação fica evidente a presença de picos de avanços em determinadas regiões. Entretanto, em outros locais não há este tipo de crista, o que, o modelo matemático proposto aqui é capaz de prever, ou seja, no modelo pode-se saber onde irá ocorrer a crista do avanço e a crista do passe lateral.

Figura 62 – Perfil medido no teste N°11.

Figura 63 – Comparação gráfica entre a altura de crista do modelo teórico com os experimentos.

Figura 64 – Localização das alturas de crista para o teste N°6. As cores verde, azul e azul clara descrevem o movimento da aresta de corte N° 1; enquanto que as cores vermelha, amarela e preta são da aresta de corte N° 2.

6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Este trabalho mostrou que a rugosidade máxima e o perfil 3D para superfícies fresadas com fresas de topo esférico, dentro das condições ensaiadas, são afetados pelos seguintes parâmetros: direção de corte (unidirecional ou bidirecional), avanço por aresta e passe lateral (relação entre f_z e a_e), ângulo de inclinação axial da ferramenta, e por último o diâmetro da ferramenta.

A influência da relação entre o avanço por aresta (aresta efetiva) e o passe lateral foi comprovada no modelo matemático teórico e experimentalmente. Nota-se que à medida que a relação aumenta, a rugosidade máxima e o perfil 3D gerado na superfície fresada são alterados, e quando esta relação está próxima a 1, a crista gerada pelo movimento de avanço pode ser de 3 a 4 vezes maior que a crista gerada pelo passe lateral, e o perfil 3D da face usinada também sofre alterações. Comparando as figuras 49 e 50, 50 e 51, 52 e 53, 53 e 54, 48 e 64, é possível identificar com facilidade a interferência desta relação. Por outro lado, foi verificado que o modelo teórico para cálculo de rugosidade máxima, prevê o comportamento da altura de crista ao se alterar a relação f_z/a_e .

A influência da direção de corte também foi comprovada pelo modelo teórico e experimentalmente. Comparando as figuras 51 e 54, 48 e 51, 54 e 64, 48 e 64, pode-se concluir que o modelo prevê com eficácia a localização das cristas e que tanto o modelo quanto os experimentos provam que as superfícies geradas por cortes unidirecionais são diferentes das superfícies fresadas por cortes bidirecionais.

Conforme foi mostrado nas figuras 56, 57, 58 e 59, à medida que aumenta o ângulo de inclinação do eixo axial, a rugosidade máxima decresce e com poucos graus de inclinação, por exemplo 2° , quase não há queda do valor da rugosidade, mas a partir de 5° isto já começa a ficar evidente.

E por último, pode-se observar que o diâmetro da ferramenta influenciou na rugosidade da superfície fresada. Se a única variável for o diâmetro da fresa, pode-se afirmar que: para diâmetros maiores, o valor da rugosidade máxima deve se reduzir, sendo verificado experimentalmente, na figura 61, e ao serem comparadas as condições 6 e 10, da figura 63, também é possível identificar esta redução, a qual foi calculada pelo modelo matemático teórico.

Neste trabalho, não foi simulado o gráfico tridimensional (eixos X, Y e Z) do modelo matemático teórico para análise de superfícies fresadas. No futuro, construir este gráfico poderá ser mais uma contribuição para a análise de superfícies usinadas com fresas de topo esférico.

Outra sugestão para trabalhos futuros é analisar experimentalmente outros materiais de peça, principalmente materiais com dureza menor tal como o alumínio.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ALAUDDIN, M. A.; BARADIE, El.; HASHMI, M. S. J. **Computer aided analysis of a surface roughness model for end milling**. Journal of Materials Processing Technology, 55. 1995, p. 123–127.
- ANAZI, M.; TAKAHASHI, I.; MATSUKOKA, T.. **Ultra high speed milling and cutting tools**. International Journal of Japan Society for Precision Engineering 30 (4), 1996, p. 299 – 303.
- BOOTHROYD, G.; DEWHURST, P.; KNIGHT, W. **Product Design for Manufacture and Assembly**. USA: Marcel Dekker, Inc, 1994.
- CHEN, A.; LIU, W. C.; DUFFIE, N. A. **A surface topography model for automated surface finishing**. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 38. 1998, p. 543–550.
- CHEN, J. S.; HUANG, Y. K.; CHEN, M. S. **Feedrate optimization and tool profile modification for the high-efficiency ball-end milling process**. International Journal of Machine Tools & Manufacture 45, 2005, p. 1070 – 1076.
- CHEN, J. S.; HUANG, Y. K.; CHEN, M. S.. **A study of the surface scallop generating mechanism in the ball-end milling process**. International Journal of Machine Tools & Manufacture 45, 2005, p. 1077 – 1084.
- CHIAVERINI, V. **Aços e Ferros Fundidos**. 4ed. São Paulo: ABM. 1979. 502 p.
- CHOI, B.; JERARD, R. B. **Sculptured Surface Machining**. Kluwer Academic Publishers. 1998.
- DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 5ª Edição. São Paulo: Artliber Editora Ltda., 2006. 255 p.
- EHMANN, K. F. et al. **Machining process modeling: a review**. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 119. 1997, p. 655–663.
- EHMANN, K. F.; HONG, M. S. **A generalized model of the surface generation process in metal cutting**. Annals CIRP, 43. 1994, p. 483–486.
- FALLBÖHMER, P. et al. **High speed machining for cast iron and alloy steel for die and mold manufacturing**. Journal of Materials Processing Technology, v. 98. 2000, p. 104-115.
- FALLBÖHMER, P. **Advanced cutting tools for the finishing of dies and molds**. PhD dissertation. University of Hannover. 1998.
- FENG, H. Y.; LI, H. **Constant scallop-height tool path generation for three-axis sculptured surface machining**. Comput Aided Des, 34(6). 2001, p. 647– 654.

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. 11ª Edição. São Paulo: Edgard Blucher Ltda, 1977. 751 p.

HALEVI, G.; WEILL, R. D. **Principles of Process Planning**. 2ª Edição. England: Chapman & Hall, 1995. 352 p.

HAN, Z.; YANG, D. C. H. **Iso-photo based tool-path generation for machining free-form surfaces**. ASME J Eng Ind, 121 (9). 1999, p. 656–664.

HU, Y. Z.; TONDER, K. **Simulation of 3-D random rough surface by 2-D digital filter and Fourier analysis**. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 32. 1992, p. 83–90.

ISCAR. **Iscar Milling Tools**: catálogo. Israel, 2004. 721 p.

ISCAR DO BRASIL. **Fresamento com Tecnologia Iscar**: apostila. Vinhedo. 36 p.

KO, T. J.; LEE, K. S.S.. **Selection of the machining inclination angle in high-speed ball end milling**. International Journal Advanced Manufacturing Technology 17, 2001, p. 163 – 170.

KRUTH, J. P.; KLEWAIS, P. **Optimization and dynamic adaptation of the cutter inclination during five-axis milling of sculpture surfaces**. Annals of the CIRP 43 (1), 1994, p. 443 – 448.

KURODA, M. et al. **Analysis of surface roughness generated by ball end mill machining**. International Journal of Japan Society for Precision Engineering 59 (9), 1995, p. 1537 – 1542. (in Japanese).

LEE, S. G.; YANG, S. H. **CNC tool-path planning for high-speed high resolution machining using a new tool-path calculation algorithm**. Int J Adv Manuf Technol 20 (3). 2002, p. 326–333.

LIN, R. S.; KOREN, Y. **Efficient tool-path planning for machining free-form surfaces**. ASME J Eng Ind, 118 (2). 1996, p. 20–28.

LO, C. C.; LIN, R. S. **An improved method for scheduling the tool paths for three-axis surface machining**. Int J Mach Tools Manuf, 41 (1). 2001, p. 133–147.

MACHADO, A. R.; SILVA, M. B. **Usinagem dos Metais**: Apostila. Uberlândia, 2005. 174 p.

MARCINIAK, K. **Geometric Modeling for Numerically Controlled Machining**. Oxford University Press. 1991.

MIZUGAKI, Y. et al. **Theoretical estimation of machined surface profile based on cutting edge movement and tool orientation in ball-nosed end milling**. Annals of the CIRP 52 (1), 2003.

MIZUGAKI, Y.; HAO, M.; KIKKAWA, K.. **Geometric Generating Mechanism of Machined Surface by Ball-Nosed End Milling**. Annals of the CIRP 50 (1), 2001.

MONREAL, M.; RODRIGUEZ, C. A. **Influence of tool path strategy on the cycle time of high-speed milling.** Computer Aided Design 35, 2003, p. 395 – 401.

MORISHIGE, K.; TAKEUCHI, Y. **Strategic Tool Altitude Determination for Five-Axis Contrai Machining Based on Configuration Space.** International Semmar on Manufacturing Systems, 33. 2000, p. 209-214.

NAITO, K., et al. **Development of ball end milling for fine high-efficiency finishing.** International Journal of Japan Society for Precision Engineering, 28 (2). 1994, p. 105–110.

PEREIRA, S. C.; SHUTZER, K.; HELLENO, A. L. **Influência da estratégia de usinagem na manufatura de moldes e matrizes.** 9 p.

QUINSAT, Y.; SABOURIN, L. **Optimal selection of machining direction for three-axis milling of sculptured parts.** International Journal Advanced Manufacturing Technology, 2005.

SANDVIK. **Fabricação de Moldes e Matrizes:** catalogo. Suécia, 2002, 258 p.

SANTOS, A. V. et al. **Usinagem em Altíssimas Velocidades:** Como os Conceitos HSM/HSC podem revolucionar a indústria metal-mecânica. 8ª Edição. São Paulo: Érica, 2003, 214 p.

SCHULZ, H.; GEIST, J. **HSC appropriate NC programming in die and mould manufacturing. Machining impossible shapes.** Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 1999, p. 325 – 32.

SCHULZ, H.; HOCK, S. **High-speed milling of dies and moulds-cutting conditions and technology.** Annals of the CIRP 44 (1), 1995, p. 35 – 38.

SEACAM. **Apostila de Treinamento do Power Mill 4.0:** apostila. São Paulo: 2002.

SHAW, Milton C. **Metal Cutting Principles.** 2ª Edição. Oxford (USA): Oxford University Press, 1986, 595 p.

SURESH, K.; YANG, D. C. H. **Constant scallop-height machining of free-form surfaces.** ASME J Eng Ind, 116 (3). 1994, p. 253–259.

TAE, S. J.; MIN, Y. Y.; KANG, J. L. **A new approach to analysing machined surfaces by ball-end milling, part I:** Formulation of characteristic lines of cut remainder. International Journal of Machine Tools & Manufature, 2004, p. 8.

TAE, S. J.; MIN, Y. Y.; KANG, J. L. **A new approach to analysing machined surfaces by ball-end milling, part II:** Roughness prediction and experimental verification. International Journal of Machine Tools & Manufature 25, 2005, p. 841 – 849.

THORSTEN, F. **High speed machining (HSC) of sculptured surfaces in die and mould manufacturing. Machining impossible shapes.** Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 1999, 333 p.

TONINI, A. M.; SCHETTINO, D. N. **MatLab para Engenharia:** apostila. Centro Universitário de Belo Horizonte. 1ª Edição. Belo Horizonte, 2002, p. 50.

VICKERS, G. W.; QUAN, K. W. **Ball-mills versus end-mills for curved surface machining.** Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry 111, 1989, p. 22 – 26.

ZHANG, G. M.; KAPOOR, S. G. **Dynamic generation of machined surfaces. Part 2: construction of surface topography.** Journal of Engineering for Industry, 113, 1991, p. 145–153.

GLOSSÁRIO

Os conceitos básicos apresentados abaixo estão baseados em diversas fontes bibliográficas.

ARESTA POSTIÇA

É a “união” do material da peça à ponta ferramenta de corte. Geralmente ocorre em baixas velocidades de corte, prejudicando o acabamento superficial.

MOLDE

É a fotografia da peça, o negativo dela.

MODELO

É a casca externa da peça, é a confecção do molde, a partir de uma réplica da peça (na verdade, quase uma réplica), que permite a moldagem da cavidade no formato definitivo da peça.

ANEXOS

ANEXO A: PROGRAMA PARA SIMULAÇÃO DO PERCURSO DA ARESTA DE CORTE UNIDIRECIONAL.

```
clear all;
% Passe lateral em mm
ae=0.3;
% Velocidade de avanço em mm/min
Vf=1000;
% Tempo em segundos
t=linspace(0.0, 0.1, 1000);
% Ângulo de inclinação da ferramenta em relação ao eixo axial em radianos
D=0.0;
% Raio da ferramenta de corte em mm
R=3;
% Profundidade de corte em mm
ap=0.15;
% Ângulo inicial de entrada da ferramenta de corte em radianos
a0=0;
% Rotação da ferramenta de corte em rotações por minuto
w=8000;
% Número de arestas da ferramenta de corte
G=2;
% Aresta de corte que vc deseja localizar
H1=1;
H2=2;
% Número do passe lateral em que se encontra a ferramenta
m1=1;
m2=2;
% Avanço por aresta de corte mm/dente
fz=Vf/(w*G);
% Avanço por volta mm/rotação
fn=Vf/w;
% Ângulo de penetração da ferramenta na matéria-prima em função do tempo
% cb=cos(B) sb=sin(B)
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60).^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
% Ângulo de penetração da ferramenta na matéria-prima em função da profundidade de corte
%sb=((R-ap)/R);
%cb=sqrt(1-sb.^2);
% Ângulo de penetração da ferramenta na matéria-prima em função do passe lateral
cb=ae/2/R;
sb=sqrt(1-cb.^2);
% Ângulo de penetração da ferramenta na matéria-prima, em função do avanço por aresta de corte
```

```

%cb=fz/2/R;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
% Percuso feito pela aresta de corte
m=1;
H=1;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X11=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));
Y11=((m*ae)+(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
H=2;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X21=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));
Y21=((m*ae)+(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
m=2;
H=1;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X12=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));
Y12=((m*ae)+(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
H=2;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X22=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));
Y22=((m*ae)+(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
figure(1);
title('Percurso do ponto P para fresa de 2 arestas');
xlabel('x');
ylabel('y');
plot(X11,Y11,'r',X21,Y21,'g',X12,Y12,'b',X22,Y22,'y');
grid;

figure(2);
title('Percurso do ponto P para fresa de 2 arestas');
xlabel('x');
ylabel('y');
plot(X11,Y11);
grid;
G=4;
m=1;
H=1;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X11=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));
Y11=((m*ae)+(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
H=2;

```

```

%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X21=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));
Y21=((m*ae)+(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
H=3;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X31=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));
Y31=((m*ae)+(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
H=4;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X41=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));
Y41=((m*ae)+(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
m=2;
H=1;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X12=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));
Y12=((m*ae)+(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
H=2;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X22=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));
Y22=((m*ae)+(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
H=3;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X32=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));
Y32=((m*ae)+(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
H=4;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X42=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));
Y42=((m*ae)+(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
figure(3);
title('Percurso do ponto P para fresa de 4 arestas');
xlabel('x');
ylabel('y');
plot
(X11,Y11,'r',X21,Y21,'g',X31,Y31,'k--',X41,Y41,'c',X12,Y12,'b',X22,Y22,'y',X32,Y32,'m',X4
2,Y42,'k');
grid;

```


ANEXO B: PROGRAMA PARA SIMULAÇÃO DO PERCURSO DA ARESTA DE CORTE BIDIRECIONAL.

```

clear all;
% Passe lateral em mm
ae=0.3;
% Velocidade de avanço em mm/min
Vf=2400;
% Tempo em segundos
t=linspace(0.0, 0.1, 1000);
% Ângulo de inclinação da ferramenta em relação ao eixo axial em radianos
D=0.0;
% Raio da ferramenta de corte em mm
R=3;
% Profundidade de corte em mm
ap=0.15;
% Ângulo inicial de entrada da ferramenta de corte em radianos
a0=0;
% Rotação da ferramenta de corte em rotações por minuto
w=8000;
% Número de arestas da ferramenta de corte
G=2;
% Aresta de corte que vc deseja localizar
H1=1;
H2=2;
% Número do passe lateral em que se encontra a ferramenta
m1=1;
m2=2;
% Avanço por aresta de corte mm/dente
fz=Vf/(w*G);
% Avanço por volta mm/rotação
fn=Vf/w;
% Ângulo de penetração da ferramenta na matéria-prima em função do tempo
% cb=cos(B) sb=sin(B)
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60).^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
% Ângulo de penetração da ferramenta na matéria-prima em função da profundidade de corte
%sb=((R-ap)/R);
%cb=sqrt(1-sb.^2);
% Ângulo de penetração da ferramenta na matéria-prima em função do passe lateral
cb=ae/2/R;
sb=sqrt(1-cb.^2);
% Ângulo de penetração da ferramenta na matéria-prima, em função do avanço por aresta de
corte
%cb=fz/2/R;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
% Percuso feito pela aresta de corte

```

```

m=1;
H=1;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X11=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));
Y11=((m*ae)-(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
H=2;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X21=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));
Y21=((m*ae)-(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
m=2;
H=1;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X12=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));
Y12=((m*ae)+(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
H=2;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X22=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));
Y22=((m*ae)+(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
figure(1);
title('Percurso do ponto P para fresa de 2 arestas');
xlabel('x');
ylabel('y');
plot(X11,Y11,'r',X21,Y21,'g',X12,Y12,'b',X22,Y22,'y');
grid;
figure(2);
title('Percurso do ponto P para fresa de 2 arestas');
xlabel('x');
ylabel('y');
plot(X11,Y11);
grid;
% Terceiro passe lateral bidirecional ferramenta de 2 cortes
m=3;
H=1;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X13=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));
Y13=((m*ae)-(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
H=2;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X23=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));

```

```

Y23=((m*ae)-(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
figure(4);
title('Percurso do ponto P para fresa de 2 arestas');
xlabel('x');
ylabel('y');
plot(X11,Y11,'r',X21,Y21,'g',X12,Y12,'b',X22,Y22,'y',X13,Y13,'k',X23,Y23,'c');
grid;
G=4;
m=1;
H=1;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X11=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D));
Y11=((m*ae)-(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
H=2;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X21=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D));
Y21=((m*ae)-(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
H=3;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X31=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D));
Y31=((m*ae)-(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
H=4;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X41=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D));
Y41=((m*ae)-(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
m=2;
H=1;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X12=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D));
Y12=((m*ae)+(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
H=2;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X22=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D));
Y22=((m*ae)+(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
H=3;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X32=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D));

```

```

Y32=((m*ae)+(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
H=4;
%cb=fz/2/R*sin(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).^2 + ae/2/R*cos(a0+w*t/60+((H-1)*2*pi)/G).
^2;
%sb=sqrt(1-cb.^2);
X42=((Vf*t/60)+(R*cb.*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sb.*sin(D)));
Y42=((m*ae)+(R*cb.*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
figure(3);
title('Percurso do ponto P para fresa de 4 arestas');
xlabel('x');
ylabel('y');
plot
(X11,Y11,'r',X21,Y21,'g',X31,Y31,'k--',X41,Y41,'c',X12,Y12,'b',X22,Y22,'y',X32,Y32,'m',X4
2,Y42,'k');
grid;

```

ANEXO C: PROGRAMA PARA CÁLCULO DOS TEMPOS QUE OCORREM OS PICOS MÁXIMOS.

```
clear all;
% Passe lateral em mm
ae=0.3;
% Velocidade de avanço em mm/min
Vf=1200;
% Tempo em segundos
t=linspace(0.0, 0.1, 1000);
% Ângulo de inclinação da ferramenta em relação ao eixo axial em radianos
D=0.0;
% Raio da ferramenta de corte em mm
R=3;
% Profundidade de corte em mm
ap=0.15;
% Ângulo inicial de entrada da ferramenta de corte em radianos
a0=0;
% Rotação da ferramenta de corte em rotações por minuto
w=8000;
% Número de arestas da ferramenta de corte
G=2;
% Avanço por aresta de corte mm/dente
fz=Vf/(w*G);
% Avanço por volta mm/rotação
fn=Vf/w;
% Aresta de corte que vc deseja localizar
H1=1;
H2=2;
% Número do passe lateral em que se encontra a ferramenta
m1=1;
m2=2;
% Ângulo de penetração da ferramenta na matéria prima em função do tempo
% Calculo do ângulo beta constante e em função do Ap para o Ponto P;
%B=(pi/2)-acos((R-ap)/R)
% Calculo do ângulo beta (constante) na fase plana;
B=acos(ae/(2*R));
B_graus=B*180/pi;
% Para o eixo "Z": CB é o cosseno do ângulo beta e SB é o seno do ângulo beta
%CB=((((fz*sin(a0+w*t/60+(H-1)*2*pi/G).^2)))+((ae*cos(a0+w*t/60+(H-1)*2*pi/G).^2))./(R^2)
%SB=sqrt(1-CB.^2)
%Tempo de encontro da linha 1 com a 2 é t12, e da linha 1 com 4 é t14, etc...
t12=0.04;
t14=0.037;
t21=0.054;
t23=0.051;
```

```

t32=0.032;
t34=0.041;
t41=0.056;
t43=0.05;
tol=1.0e-12;
k=0;
erro=1;
while erro > tol
k=k+1;
fx12 = ((Vf*t12/60)+(R*cos(B)*cos(a0+(w*t12/60)+((H1-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sin(B)*sin(D));
fy12 = ((m1*ae)+(R*cos(B)*sin(a0+(w*t12/60)+((H1-1)*2*pi)/G)));
fx21 = ((Vf*t21/60)+(R*cos(B)*cos(a0+(w*t21/60)+((H2-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sin(B)*sin(D));
fy21 = ((m1*ae)+(R*cos(B)*sin(a0+(w*t21/60)+((H2-1)*2*pi)/G)));
dfx12 = (Vf/60.) - ((R*w*cos(B)*cos(D)*sin(a0 + (2*(-1 + H1)*pi)/G + (t12*w)/60.))/60.;
dfy12 = (R*w*cos(B)*cos(a0 + (2*(-1 + H1)*pi)/G + (t12*w)/60.))/60.;
dfx21 = (Vf/60.) - ((R*w*cos(B)*cos(D)*sin(a0 + (2*(-1 + H2)*pi)/G + (t21*w)/60.))/60.;
dfy21 = (R*w*cos(B)*cos(a0 + (2*(-1 + H2)*pi)/G + (t21*w)/60.))/60.;
f1 = fx12-fx21;
f4 = fy12-fy21;
jac=[dfx12 -dfx21; dfy12 -dfy21];
ld=-[f1 ; f4];
erro = ld'*ld;
[k erro]
dt = jac\ld;
t12 = t12 + dt(1);
t21 = t21 + dt(2);
end
tol=1.0e-12;
k=0;
erro=1;
while erro > tol
k=k+1;
fx23 = ((Vf*t23/60)+(R*cos(B)*cos(a0+(w*t23/60)+((H2-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sin(B)*sin(D));
fy23 = ((m1*ae)+(R*cos(B)*sin(a0+(w*t23/60)+((H2-1)*2*pi)/G)));
fx32 = ((Vf*t32/60)+(R*cos(B)*cos(a0+(w*t32/60)+((H1-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sin(B)*sin(D));
fy32 = ((m2*ae)+(R*cos(B)*sin(a0+(w*t32/60)+((H1-1)*2*pi)/G)));
dfx23 = (Vf/60.) - ((R*w*cos(B)*cos(D)*sin(a0 + (2*(-1 + H2)*pi)/G + (t23*w)/60.))/60.;
dfy23 = (R*w*cos(B)*cos(a0 + (2*(-1 + H2)*pi)/G + (t23*w)/60.))/60.;
dfx32 = (Vf/60.) - ((R*w*cos(B)*cos(D)*sin(a0 + (2*(-1 + H1)*pi)/G + (t32*w)/60.))/60.;
dfy32 = (R*w*cos(B)*cos(a0 + (2*(-1 + H1)*pi)/G + (t32*w)/60.))/60.;
f5 = fy23-fy32;
f2 = fx23-fx32;
jac=[dfx23 -dfx32; dfy23 -dfy32];
ld=-[f2 ; f5];
erro = ld'*ld;
[k erro]

```

```

dt = jac\ld;
t23 = t23 + dt(1);
t32 = t32 + dt(2);
end
tol=1.0e-12;
k=0;
erro=1;
while erro > tol
k=k+1;
fx34 = ((Vf*t34/60)+(R*cos(B)*cos(a0+(w*t34/60)+((H1-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sin(B)*sin(D));
fy34 = ((m2*ae)+(R*cos(B)*sin(a0+(w*t34/60)+((H1-1)*2*pi)/G)));
fx43 = ((Vf*t43/60)+(R*cos(B)*cos(a0+(w*t43/60)+((H2-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sin(B)*sin(D));
fy43 = ((m2*ae)+(R*cos(B)*sin(a0+(w*t43/60)+((H2-1)*2*pi)/G)));
dfx34 = (Vf/60.) - ((R*w*cos(B)*cos(D)*sin(a0 + (2*(-1 + H1)*pi)/G + (t34*w)/60.))/60.;
dfy34 = (R*w*cos(B)*cos(a0 + (2*(-1 + H1)*pi)/G + (t34*w)/60.))/60.;
dfx43 = (Vf/60.) - ((R*w*cos(B)*cos(D)*sin(a0 + (2*(-1 + H2)*pi)/G + (t43*w)/60.))/60.;
dfy43 = (R*w*cos(B)*cos(a0 + (2*(-1 + H2)*pi)/G + (t43*w)/60.))/60.;
f3 = fx34-fx43;
f6 = fy34-fy43;
jac=[dfx34 -dfx43; dfy34 -dfy43];
ld=-[f3 ; f6];
erro = ld'*ld;
[k erro]
dt = jac\ld;
t34 = t34 + dt(1);
t43 = t43 + dt(2);
end
tol=1.0e-12;
k=0;
erro=1;
while erro > tol
k=k+1;
fx14 = ((Vf*t14/60)+(R*cos(B)*cos(a0+(w*t14/60)+((H1-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sin(B)*sin(D));
fy14 = ((m1*ae)+(R*cos(B)*sin(a0+(w*t14/60)+((H1-1)*2*pi)/G)));
fx41 = ((Vf*t41/60)+(R*cos(B)*cos(a0+(w*t41/60)+((H2-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sin(B)*sin(D));
fy41 = ((m2*ae)+(R*cos(B)*sin(a0+(w*t41/60)+((H2-1)*2*pi)/G)));
dfx14 = (Vf/60.) - ((R*w*cos(B)*cos(D)*sin(a0 + (2*(-1 + H1)*pi)/G + (t14*w)/60.))/60.;
dfy14 = (R*w*cos(B)*cos(a0 + (2*(-1 + H1)*pi)/G + (t14*w)/60.))/60.;
dfx41 = (Vf/60.) - ((R*w*cos(B)*cos(D)*sin(a0 + (2*(-1 + H2)*pi)/G + (t41*w)/60.))/60.;
dfy41 = (R*w*cos(B)*cos(a0 + (2*(-1 + H2)*pi)/G + (t41*w)/60.))/60.;
f7 = fx14-fx41;
f8 = fy14-fy41;
jac=[dfx14 -dfx41; dfy14 -dfy41];
ld=-[f7 ; f8];
erro = ld'*ld;
[k erro]
dt = jac\ld;

```

```

t14 = t14 + dt(1);
t41 = t41 + dt(2);
end
m=1;
H=1;
SX11=((Vf*t/60)+(R*cos(B)*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sin(B)*sin
(D)));
SY11=((m*ae)+(R*cos(B)*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
SZ11=(-R*cos(B)*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*sin(D)+(R*sin(B)*cos(D)));
H=2;
SX21=((Vf*t/60)+(R*cos(B)*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sin(B)*sin
(D)));
SY21=((m*ae)+(R*cos(B)*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
SZ21=(-R*cos(B)*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*sin(D)+(R*sin(B)*cos(D)));
m=2;
H=1;
SX12=((Vf*t/60)+(R*cos(B)*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sin(B)*sin
(D)));
SY12=((m*ae)+(R*cos(B)*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
SZ12=(-R*cos(B)*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*sin(D)+(R*sin(B)*cos(D)));
H=2;
SX22=((Vf*t/60)+(R*cos(B)*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sin(B)*sin
(D)));
SY22=((m*ae)+(R*cos(B)*sin(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
SZ22=(-R*cos(B)*cos(a0+(w*t/60)+((H-1)*2*pi)/G)*sin(D)+(R*sin(B)*cos(D)));
figure(1);
xlabel('x');
ylabel('y');
title('Percuso do Ponto P');
plot(SX11,SY11,'r',SX21,SY21,'g',SX12,SY12,'b',SX22,SY22,'y',fx12,fy12,'+', fx14,fy14,'o',
fx21,fy21,'o',fx23,fy23,'.', fx32,fy32,'o',fx34,fy34,'+', fx41,fy41,'*', fx43,fy43,'o')
ts=[t12 t23 t34 t41 t21 t32 t43 t14];
%Altura de crista
m=1;
H=1;
tmax=t12;
CBmax=((fn*(cos(a0+w*tmax/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2)+(sin(a0+w*tmax/60+((H-1)*2*pi)/
G)).^2*ae)/(2*R));
SBmax=sqrt(1-CBmax.^2);
H12=R-((-R*CBmax.*cos(a0+(w*tmax/60)+((H-1)*2*pi)/G)*sin(D))+(R*SBmax.*cos(D)));
tmax=t14;
CBmax=((fn*(cos(a0+w*tmax/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2)+(sin(a0+w*tmax/60+((H-1)*2*pi)/
G)).^2*ae)/(2*R));
SBmax=sqrt(1-CBmax.^2);
H14=R-((-R*CBmax.*cos(a0+(w*tmax/60)+((H-1)*2*pi)/G)*sin(D))+(R*SBmax.*cos(D)));
H=2;
tmax=t21;
CBmax=((fn*(cos(a0+w*tmax/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2)+(sin(a0+w*tmax/60+((H-1)*2*pi)/
G)).^2*ae)/(2*R));
SBmax=sqrt(1-CBmax.^2);

```



```

H21=R-((-R*CBmax.*cos(a0+(w*tmax/60)+((H-1)*2*pi)/G)*sin(D))+(R*SBmax.*cos(D)));
tmax=t23;
CBmax=((fn*(cos(a0+w*tmax/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2)+(sin(a0+w*tmax/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2*ae)/(2*R));
SBmax=sqrt(1-CBmax.^2);
H23=R-((-R*CBmax.*cos(a0+(w*tmax/60)+((H-1)*2*pi)/G)*sin(D))+(R*SBmax.*cos(D)));
m=2;
H=1;
tmax=t32;
CBmax=((fn*(cos(a0+w*tmax/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2)+(sin(a0+w*tmax/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2*ae)/(2*R));
SBmax=sqrt(1-CBmax.^2);
H32=R-((-R*CBmax.*cos(a0+(w*tmax/60)+((H-1)*2*pi)/G)*sin(D))+(R*SBmax.*cos(D)));
tmax=t34;
CBmax=((fn*(cos(a0+w*tmax/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2)+(sin(a0+w*tmax/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2*ae)/(2*R));
SBmax=sqrt(1-CBmax.^2);
H34=R-((-R*CBmax.*cos(a0+(w*tmax/60)+((H-1)*2*pi)/G)*sin(D))+(R*SBmax.*cos(D)));
H=2;
tmax=t41;
CBmax=((fn*(cos(a0+w*tmax/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2)+(sin(a0+w*tmax/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2*ae)/(2*R));
SBmax=sqrt(1-CBmax.^2);
H41=R-((-R*CBmax.*cos(a0+(w*tmax/60)+((H-1)*2*pi)/G)*sin(D))+(R*SBmax.*cos(D)));
tmax=t43;
CBmax=((fn*(cos(a0+w*tmax/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2)+(sin(a0+w*tmax/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2*ae)/(2*R));
SBmax=sqrt(1-CBmax.^2);
H43=R-((-R*CBmax.*cos(a0+(w*tmax/60)+((H-1)*2*pi)/G)*sin(D))+(R*SBmax.*cos(D)));
% Grafico 3D
tc1=linspace(t14,t12,100);
tc2=linspace(t21,t23,100);
tc3=linspace(t32,t34,100);
tc4=linspace(t43,t41,100);
m=1;
H=1;
CB1=((fn*(cos(a0+w*tc1/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2)+(sin(a0+w*tc1/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2*ae)/(2*R);
SB1=sqrt(1-CB1.^2);
xc1=((Vf*tc1/60)+(R*cos(B)*cos(a0+(w*tc1/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sin(B)*sin(D));
yc1=((m*ae)+(R*cos(B)*sin(a0+(w*tc1/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
zc1=R-((-R*CB1.*cos(a0+(w*tc1/60)+((H-1)*2*pi)/G)*sin(D))+(R*SB1.*cos(D));
H=2;
CB2=((fn*(cos(a0+w*tc2/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2)+(sin(a0+w*tc2/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2*ae)/(2*R);
SB2=sqrt(1-CB2.^2);
xc2=((Vf*tc2/60)+(R*cos(B)*cos(a0+(w*tc2/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sin(B)*sin(D));
yc2=((m*ae)+(R*cos(B)*sin(a0+(w*tc2/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
zc2=R-((-R*CB2.*cos(a0+(w*tc2/60)+((H-1)*2*pi)/G)*sin(D))+(R*SB2.*cos(D));

```

```

m=2;
H=1;
CB3=((fn*(cos(a0+w*tc3/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2)+(sin(a0+w*tc3/60+((H-1)*2*pi)/G)).
^2*ae)/(2*R);
SB3=sqrt(1-CB3.^2);
xc3=((Vf*tc3/60)+(R*cos(B)*cos(a0+(w*tc3/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sin(B)*sin
(D));
yc3=((m*ae)+(R*cos(B)*sin(a0+(w*tc3/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
zc3=R-((-R*CB3.*cos(a0+(w*tc3/60)+((H-1)*2*pi)/G)*sin(D))+(R*SB3.*cos(D));
H=2;
CB4=((fn*(cos(a0+w*tc4/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2)+(sin(a0+w*tc4/60+((H-1)*2*pi)/G)).
^2*ae)/(2*R);
SB4=sqrt(1-CB4.^2);
xc4=((Vf*tc4/60)+(R*cos(B)*cos(a0+(w*tc4/60)+((H-1)*2*pi)/G)*cos(D))+(R*sin(B)*sin
(D));
yc4=((m*ae)+(R*cos(B)*sin(a0+(w*tc4/60)+((H-1)*2*pi)/G)));
zc4=R-((-R*CB4.*cos(a0+(w*tc4/60)+((H-1)*2*pi)/G)*sin(D))+(R*SB4.*cos(D));
xc=[ xc1' xc2' xc3' xc4'];
yc=[ yc1' yc2' yc3' yc4'];
zc=[ zc1' zc2' zc3' zc4'];
figure(2);
plot3(xc,yc,zc);
D=10*pi/180;
tmax=t;
CBmax=((fn*(cos(a0+w*tmax/60+((H-1)*2*pi)/G)).^2)+(sin(a0+w*tmax/60+((H-1)*2*pi)/
G)).^2*ae)/(2*R);
SBmax=sqrt(1-CBmax.^2);
HD=R-((+R*CBmax.*sqrt((cos(a0+(w*tmax/60)+((H-1)*2*pi)/G)).^2)*sin(D))+
(R*SBmax.*cos(D)));
HD2=R-((-R*CBmax.*cos(a0+(w*tmax/60)+((H-1)*2*pi)/G)*sin(D))+(R*SBmax.*cos(D));
HD1=R-((+R*cos(B).*sqrt((cos(a0+(w*tmax/60)+((H-1)*2*pi)/G)).^2)*sin(D))+
(R*SBmax.*cos(D)));
HD3=R-((-R*cos(B)*cos(a0+(w*tmax/60)+((H-1)*2*pi)/G)*sin(D))+(R*SBmax.*cos(D));
figure(3);
plot(t,HD,t,HD1,t,HD2,t,HD3);
figure(4);
plot(t,HD);
grid;

```