

Laurence Colares Magalhães

**INFLUÊNCIA DO CONTATO ENTRE FERRAMENTA E PEÇA  
NO FRESAMENTO DE SUPERFÍCIES CURVAS EM AÇO H13  
TEMPERADO E REVENIDO**

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. João Carlos Espíndola Ferreira, Ph.D.

Florianópolis  
2017

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor, através do  
Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC

Magalhães, Laurence Colares

Influência do Contato entre Ferramenta e Peça no Fresamento de Superfícies Curvas em Aço H13 Temperado e Revenido / Laurence Colares Magalhães ; orientador, Carlos Espíndola Ferreira – Florianópolis, SC, 2017.

201 p.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Inclui referências

1. Engenharia Mecânica. 2. Fresamento duro. 3. Trajetórias da ferramenta. 4. Superfícies complexas. 5. Rugosidade. I. Ferreira, Carlos Espíndola. II. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

Laurence Colares Magalhães

**INFLUÊNCIA DO CONTATO ENTRE FERRAMENTA E PEÇA  
NO FRESAMENTO DE SUPERFÍCIES CURVAS EM AÇO H13  
TEMPERADO E REVENIDO**

Esta Tese foi julgada adequada para obtenção do Título de “Doutor em Engenharia Mecânica”, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica.

Florianópolis, 17 de Agosto de 2017.

---

Prof. Jonny Carlos da Silva, Dr. Eng.  
Coordenador do Curso

**Banca Examinadora:**

---

Prof. João Carlos Espíndola Ferreira, Ph.D.  
Orientador  
Universidade Federal de Santa Catarina

---

Prof. Jefferson de Oliveira Gomes, Dr. Eng.  
Instituto de Tecnologia da Aeronáutica

---

Prof. Neri Volpato, Ph.D.  
Universidade Tecnológica Federal do Paraná

---

Prof. Walter Lindolfo Weingaertner, Dr. Ing.  
Universidade Federal de Santa Catarina

---

Prof. Carlos Henrique Ahrens, Dr. Eng.  
Universidade Federal de Santa Catarina

---

Prof. Milton Pereira, Dr. Eng.  
Universidade Federal de Santa Catarina



Este trabalho é dedicado aos meus pais, Laurenilson da Costa Magalhães (em memória) e Glacinei Colares Magalhães



## **AGRADECIMENTOS**

À Deus, por seu infinito amor e bondade;

Á meus pais, pela proteção, amor, carinho e condução;

Aos meus irmãos, pelo companheirismo;

Á minha esposa, pela parceria, apoio, dedicação, paciência e compreensão;

Ao meu orientador, por toda a atenção e dedicação dispensada;

Aos professores do POSMEC, pela eterna solicitude;

Aos membros do USICON, pelo apoio;

Ao Thiago Lamin, pelo suporte no LabMAT;

Ao Saymon Sombra, pelo apoio na fabricação das peças;

Ao amigo Orlando Cruz Júnior, por me receber em Florianópolis,

Ao amigo Marcelo Tramontinni, pela parceria;

Ao amigo Daniel Wendell dos Santos, pela parceria desde os tempos de Belém do Pará;

À FAPEAM, pelo suporte para a realização da pesquisa.



“Hoje me sinto mais forte, mais feliz quem sabe, só levo a certeza de que muito pouco sei ou nada sei. Cada um de nós compõe a sua história e cada ser em si carrega o dom de ser capaz e ser feliz”.

Renato Teixeira & Almir Sater



## RESUMO

No contexto da fabricação de moldes e matrizes, a trajetória e direção de avanço da ferramenta definem os aspectos do contato entre a ferramenta e a peça influenciando o acabamento da superfície, a formação de cavacos, as acelerações e desacelerações dos eixos da máquina, desvios geométricos e, por conseguinte, o tempo de processamento. Neste trabalho, mapas tridimensionais são plotados utilizando-se a técnica da interferometria de luz branca para verificar a influência das trajetórias da ferramenta e do avanço por gume no fresamento, em três eixos, de superfícies hemisféricas de acentuado grau de curvatura, preenchendo assim lacunas existentes na literatura acerca do referido tema. É discutida a influência da direção de avanço no fresamento de um perfil cilíndrico, uma vez que não há consenso entre os pesquisadores sobre os impactos do contato do centro da ponta esférica da ferramenta no corte. Os experimentos são realizados na perspectiva do fresamento duro onde corpos de prova são processados em um único *setup* no aço H13 (55 HRC). Os resultados mostram que o tempo da etapa de acabamento pode ser reduzido em até 25%, em função da trajetória da ferramenta adotada. Verificou-se que a rugosidade da superfície curva é dependente significativamente da trajetória da ferramenta utilizada. Os desvios geométricos podem variar de 0,02 mm a 0,23 mm dependendo da trajetória da ferramenta. Em relação à textura da superfície os resultados mostraram que é sempre mais apropriado o emprego da direção ascendente, quando do fresamento de um perfil cilíndrico e que, neste caso, a rugosidade é prejudicada quando regiões próximas ao centro da ferramenta são atuantes no corte.

**Palavras-chave:** Fresamento duro, Trajetórias da ferramenta, Superfícies complexas, Rugosidade, Manufatura assistida por computador - CAM.



## ABSTRACT

In the context of the manufacture of molds and dies the tool path and feed rate define the contact aspects between the tool and the part, influencing surface finish, chip formation, acceleration and deceleration of the machine axes, geometric deviations and, therefore, the processing time. In this work three-dimensional maps are plotted using the white light interferometry technique to verify the influence of the tool paths and the feed per tooth in the milling process, in three axes, of hemispherical surfaces with a significant curvature, thus filling the existing gaps in the literature on this topic. The influence of the direction of feed in milling a cylindrical profile is discussed, since there is no consensus among the researchers about the impacts of the contact of the center of the spherical tip of the tool in the cut. The experiments are performed from the perspective of hard milling where parts of H13 steel (55 HRC) are machined in a single setup. The results show that the time for finishing the part can be reduced by up to 25% provided that the chosen tool path is correct. It has been found that the roughness of the curve surface depends significantly on the tool path used. The geometric deviations may vary from 0.02 mm to 0.23 mm depending on the tool path adopted. With regard to the surface texture, the results showed that it is always more appropriate to use the upward direction when milling a cylindrical profile, and that in this case the roughness is worsened when regions near the center of the tool are acting in the cut.

**Keywords:** Hard milling, Tool paths, Complex surfaces, Surface roughness, Computer-Aided Manufacturing - CAM.



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Maiores exportadores mundiais de moldes e matrizes de 2001 a 2016, em milhões de dólares (CAMACHO, 2017).....	34
Figura 1.2 - Maiores importadores mundiais de moldes e matrizes de 2001 a 2016, em milhões de dólares (CAMACHO, 2017).....	35
Figura 2.1 – Tipos de superfícies considerados no contexto deste trabalho.....	43
Figura 2.2 – Segmento de reta e faixa de tolerância em uma superfície complexa.....	44
Figura 2.3 – Diferentes posições de usinagem em uma superfície complexa.....	45
Figura 2.4 – Alteração do ângulo de contato $\alpha$ entre ferramenta e peça em função da geometria usinada.....	48
Figura 2.5 – Efeito escada observado no desbaste em 2½ eixos de superfícies utilizando uma fresa de topo reto. Esquerda: Perfil chanfrado; direita: perfil ondulado (SMITH, 2008).....	50
Figura 2.6 – Variação do contato da ferramenta em função da inclinação e curvatura da superfície.....	53
Figura 2.7 - Superfície de contato ferramenta-peça no fresamento: (a) descendente e (b) ascendente de um perfil cilíndrico (SCANDIFFIO et al., 2016).....	54
Figura 2.8 – Regiões de contato do gume com a peça para uma ferramenta esférica de dois gumes de corte em função da profundidade de corte e inclinação (CHEN et al., 2005).....	54
Figura 2.9 – Relação dos ângulos de contato no corte ( $\varphi_e$ e $\varphi_a$ ) com o ângulo de ataque $\kappa$ no fresamento em 3 eixos com fresa de topo esférico (BIEKER, 1991).....	55
Figura 2.10 – Variação da área de contato em função da direção de avanço e inclinação da superfície (LAMIKZ et al., 2004).....	57
Figura 2.11 – Modelo geométrico para estimativa da área de contato (HELLENO, 2008).....	57
Figura 2.12 – Estimativa da área de contato em função da geometria do corpo de prova nos pontos da Figura 2.11 (HELLENO 2008).....	58
Figura 2.13 – Rugosidade teórica na usinagem de uma superfície com fresa de ponta esférica (MAGALHÃES & FERREIRA, 2017).....	61
Figura 2.14 - Relação geométrica entre a superfície hemisférica externa e a fresa de topo esférico, no fresamento em 3 eixos (TSAO & CHEN, 1997).....	62

Figura 2.15 – Efeito de diferentes amplitudes de vibração na topografia simulada. (a) amplitude 5 $\mu\text{m}$ , (b) amplitude 15 $\mu\text{m}$ (YANG et al., 2017).....	67
Figura 2.16 – Imagens por perfilometria da superfície usinada, (a) fresamento concordante e (b) discordante. $f_z = 0.10 \text{ mm}$ , $a_e = 0.346 \text{ mm}$ (BATISTA et al., 2016).....	68
Figura 2.17 – Imagens 3D do final da trajetória com marcas da deflexão da ferramenta (a) corte concordante e (b) discordante. $f_z = 0.15 \text{ mm}$ , $a_e = 0.346 \text{ mm}$ (BATISTA et al., 2016).....	69
Figura 2.18 - Cristas no sentido do passo da trajetória e avanço no fresamento com ferramenta de ponta esférica (BATISTA et al., 2016).	70
Figura 2.19 - Cristas na direção do passo e do avanço (CHEN et al. 2005).....	71
Figura 2.20 – Efeito de diferentes direções de avanço na topografia da superfície: (a) vertical ascendente, (b) vertical descendente, (c) horizontal ascendente e (d) horizontal descendente (TAN et al., 2017).	72
Figura 2.21 – Geometria do corpo de prova (acima) e padrões de medição na superfície da peça para duas regiões distintas (abaixo) (QUINSAT et al. 2008).....	73
Figura 2.22 - Topografias para diferentes valores de ângulo de incidência $\beta$ ( $h_c = 20\mu\text{m}$ , $V_c = 300 \text{ m/min}$ , $f_z = 0.2 \text{ mm/dente}$ ) (GUILLEMOT et al. 2013).....	74
Figura 2.23 - Morfologia do cavaco: (a) contínuo, $v_c = 50\text{m/min}$ . (b) dente de serra, $v_c = 200\text{m/min}$ . $\phi 6\text{mm}$ , $a_p = 0,18\text{mm}$ , $f_z = 0,045\text{mm}$ , $a_e = 1 \text{ mm}$ (WANG et al. 2014).....	79
Figura 2.24 - Alteração na morfologia do cavaco em função da variação do avanço por gume. $\phi 6\text{mm}$ , $v_c = 200\text{m/min}$ , $a_p = 0,18\text{mm}$ , $a_e = 1 \text{ mm}$ (WANG et al. 2014).....	80
Figura 2.25 - Zona de contato peça-ferramenta e cavaco indeformado para ângulos de inclinação especiais sob condição de usinagem de acabamento: (a) ângulo de inclinação de $25^\circ$ e incidência de $0^\circ$ e (b) ângulo de inclinação de $0^\circ$ e incidência de $25^\circ$ . CHEN et al. (2013)....	81
Figura 2.26 - Morfologia do cavaco sob várias condições de corte: (a) cavacos sob desbaste e três tipos de pré-acabamento, (b) cavacos do acabamento sob vários ângulos de inclinação, e (c) cavacos de acabamento sob vários ângulos de incidência. CHEN et al. (2013).....	82
Figura 2.27 - Morfologia dos cavacos no fresamento do aço H13 endurecido com fresa de ponta esférica ( $a_p = 0,2 \text{ mm}$ , $a_e = 0,1 \text{ mm}$ , $n = 10.000 \text{ rpm}$ , $f_z = 0,13 \text{ mm}$ , e incidência = $0^\circ$ ): (a) inclinação = $5^\circ$ , (b) inclinação = $25^\circ$ , e (c) inclinação = $45^\circ$ . (CHEN et al., 2013).....	83

Figura 2.28- Morfologia dos cavacos ( $a_p = 0,2$ mm, $a_e = 0,1$ mm, $n = 10.000$ rpm, $f_z = 0,13$ mm e inclinação = $0^\circ$ ): (a) incidência = $5^\circ$ , (b) incidência = $25^\circ$ , e (c) incidência = $45^\circ$ . (CHEN et al. 2013).....	84
Figura 2.29 – (a) MEV de um cavaco obtido em processo considerado estável por NING et al. (2001) e (b) qualidade da superfície usinada – Ampliação 40X. Condições de corte: $n = 28000$ rpm, $v_f = 1350$ mm/min, $a_p = 0,6$ mm.....	85
Figura 2.30 – (a) Imagem de MEV de um cavaco obtido em processo considerado não-estável por NING et al. (2001), e (b) qualidade da superfície usinada – Ampliação 40X. Condições de corte: $n = 28000$ rpm, $v_f = 1400$ mm/min, $a_p = 0,6$ mm.....	86
Figura 2.31 – Diferenças na formação dos cavacos: (a) processo estável e (b) processo não estável (NING et al., 2001).....	86
Figura 2.32 – Trajetória da ferramenta para um processo sem e com vibrações (POLLI, 2005).....	87
Figura 2.33 – Formação da camada branca no fresamento do aço H13 endurecido: (a) corte a seco - VBmax 0,170 mm, (b) corte a seco - VBmax 0,679 mm, (c) CMQL VBmax - 0,170 mm, (d) CMQL - VBmax 0,679 (ZHANG et al. 2014).....	90
Figura 2.34 – Princípio de funcionamento de um interferômetro de luz branca (TAYLOR HOBSON, 2017).....	93
Figura 3.1 – Fluxograma da metodologia utilizada no desenvolvimento da pesquisa.....	95
Figura 3.2 – Medições da dureza ao longo da seção transversal do corpo de prova a 5 mm e 10 mm da superfície.....	98
Figura 3.3 – Microestrutura aço H13 após tratamento térmico. Nital 2%.....	99
Figura 3.4 – Corpo de prova com perfis hemisféricos (dimensões em mm).....	100
Figura 3.5 – Corpo de prova com perfil cilíndrico (dimensões em mm).....	100
Figura 3.6 – (a) Centro de usinagem Romi D800 AP, (b) cone ISO 40 com porta pinça DIN 2080 e esquema de fixação do corpo de prova à mesa da máquina.....	102
Figura 3.7 – Esquema da trajetória em espiral.....	103
Figura 3.8 – Esquema da trajetória em curvas paralelas.....	104
Figura 3.9 – Esquema da trajetória em curvas radiais.....	104
Figura 3.10 – Esquema de posicionamento para análise em CAD do diâmetro efetivo, ângulo de contato e área efetiva de contato em pontos da região 1 e 2 do corpo de prova.....	112

Figura 3.11 – Medição da rugosidade utilizando equipamento com estilete apalpador mecânico.....	113
Figura 3.12 - Locação dos pontos de medição de rugosidade, análise com interferometria e sistema ótico: (a) Região 1, (b) Região 2.....	114
Figura 3.13 – Influência do polo usinado no contato ferramenta-peça na trajetória em curvas paralelas.....	115
Figura 3.14 Avaliação do perfil deixado pela ferramenta de ponta esférica em cada trajetória utilizando sistema ótico de medição.....	116
Figura 3.15 - Regiões de medição de rugosidade no corpo de prova cilíndrico.....	117
Figura 3.16 – Esquema da medição dos contornos dos corpos de prova hemisférico (a) e cilíndrico (b).....	118
Figura 3.17- Medição por coordenadas de dois círculos (região 1 e 2) para fins de comparação dos desvios gerados em cada trajetória em relação ao modelo 3D.....	118
Figura 4.1 – Tempo simulado pelo <i>software</i> CAM e real de processo e comprimento usinado para as duas trajetórias utilizadas no desbaste..	122
Figura 4.2 – Simulação CAM da superfície obtida após o processo de desbaste em trajetória em espiral em 2½ eixos (A) e curvas paralelas (B).....	123
Figura 4.3: Espessura de material remanescente para três regiões distintas no desbaste com trajetória espiral 2½ eixos (Dimensões em mm).....	123
Figura 4.4: Espessura de material remanescente para três regiões distintas no desbaste com trajetória curvas paralelas (Dimensões em mm).....	124
Figura 4.5 – Simulação da etapa de pré-acabamento, em curvas paralelas, mostrando o contato da ferramenta com o polo de maior volume de material remanescente.....	125
Figura 4.6 – Simulação da etapa de pré-acabamento, em curvas radiais, mostrando o efeito do material remanescente no contato peça-ferramenta. (A) polo com maior volume de material remanescente, e (B) polo com menor volume de material remanescente.....	125
Figura 4.7 – Corpo de prova após a operação de desbaste na trajetória em espiral 2½ eixos (concêntricas circulares com deslocamento em z).....	126
Figura 4.8 – Característica dos cavacos obtidos nos processo de desbaste: (a) trajetória em espiral e (b) trajetória em curvas paralelas. Ampliação 30X.....	126
Figura 4.9 – Cavaco de desbaste em espiral (à esquerda): maior oxidação (cor azulada); cavaco de curvas paralelas (à direita).....	127

Figura 4.10 – Detalhe das descontinuidades na região de saída do cavaco gerado no desbaste em corte concordante na trajetória em curvas paralelas.....	128
Figura 4.11 – Ampliação do flanco principal da ferramenta usada no desbaste em espiral.....	129
Figura 4.12 – Quebra observada no flanco principal da ferramenta ao final do processo de dois ciclos de desbaste na trajetória em espiral. $V_c = 85$ m/min. Sistema ótico - Ampliação 30X.....	130
Figura 4.13 – Imagens com MEV do desgaste da ferramenta usada no desbaste em trajetória em espiral $2\frac{1}{2}$ eixos. $v_c = 85$ m/min; $f_z = 0,04$ mm; $a_p = 0,75$ mm; $a_e = 5$ mm; $v_f = 360$ mm/min.....	131
Figura 4.14 – Ângulo, área e profundidade efetiva de contato para um ponto na região 1 do corpo de prova hemisférico (a 15 mm da base)..	134
Figura 4.15 – Raio efetivo de contato em um ponto a 15 mm da base na região 1.....	134
Figura 4.16 – Ângulo, área e profundidade efetiva de contato para um ponto na região 2 do corpo de prova hemisférico (a 5 mm da base)....	135
Figura 4.17 – Raio efetivo de contato em um ponto a 5 mm da base na região 2.....	135
Figura 4.18 – Rugosidade teórica estimada em CAD usando a metodologia proposta por TSAO & CHEN (1997) para o ponto da região 1.....	136
Figura 4.19 – Rugosidade teórica estimada em CAD usando a metodologia proposta por TSAO & CHEN (1997) para o ponto da região 2.....	137
Figura 4.20 – Comprimento usinado e tempos simulados e reais para as três trajetórias avaliadas nas etapas de acabamento do perfil hemisférico.....	138
Figura 4.21 – Esquema da variação da profundidade radial de corte na direção tangencial à superfície ( $a_{et}$ ) para a trajetória em curvas radiais. ( $a_{et}$ ampliado para melhor compreensão).....	139
Figura 4.22 – Rugosidade $R_z$ em função da trajetória da ferramenta – Região 1.....	141
Figura 4.23 – Rugosidade $R_z$ em função da trajetória da ferramenta – Região 2.....	142
Figura 4.24 – Perfis de rugosidade no sentido transversal, para as três trajetórias avaliadas – Região 1.....	144
Figura 4.25 – Perfil de rugosidade na direção transversal para as três trajetórias avaliadas – Região 2.....	145
Figura 4.26 – Ampliação das superfícies usinadas em cada trajetória no acabamento nas regiões 1 e 2 (30X – sistema ótico).....	146

Figura 4.27 – Crateras geradas no acabamento em trajetória em curvas paralelas na região 2, direção 90° - 270° (Ampliação 80X).....	147
Figura 4.28 – Padrão deixado pela ferramenta de ponta esférica no acabamento da região 1 para as três trajetórias utilizadas (imagens sistema ótico).....	147
Figura 4.29 – Perfil obtido por interferometria no acabamento do corpo-de-prova hemisférico com trajetória espiral para as regiões 1 e 2.....	149
Figura 4.30 – Perfil obtido por interferometria no acabamento do corpo-de-prova hemisférico com trajetória em curvas radiais para as regiões 1 e 2.....	150
Figura 4.31 – Perfil obtido por interferometria no acabamento do corpo-de-prova hemisférico com trajetória em curvas paralelas para as regiões 1 e 2 (direção 90°).....	151
Figura 4.32 – Perfil obtido por interferometria no acabamento do corpo-de-prova hemisférico com trajetória em curvas paralelas para as regiões 1 e 2 (direção 180°).....	152
Figura 4.33 – Rugosidade em função do avanço por gume. Perfil hemisférico - trajetória Espiral – Região 1 – Corte concordante.....	154
Figura 4.34 – Rugosidade em função do avanço por gume. Perfil hemisférico - trajetória Espiral – Região 2 – Corte concordante.....	155
Figura 4.35 – Influência do avanço por gume na topografia do perfil hemisférico usinado em trajetória espiral, corte concordante, região 1.....	157
Figura 4.36 – Influência do avanço por gume na topografia do perfil hemisférico usinado em trajetória espiral, corte concordante, região 2.....	158
Figura 4.37 – Desvios geométricos para as regiões 1 e 2 para as três trajetórias utilizadas.....	160
Figura 4.38 – Desvios dimensionais dos círculos estipulados na região 1 (a 15 mm da base) e região 2 (a 5 mm da base) em função da trajetória da ferramenta.....	162
Figura 4.39 – Rugosidade $R_z$ em função da direção de avanço no acabamento da superfície cilíndrica. $v_c = 130$ m/min; $f_z = 0,07$ mm; $a_p = 0,15$ mm; $a_e = 0,1$ mm; $v_f = 1931$ mm/min.....	163
Figura 4.40 – Perfis e valores de rugosidade para as três regiões de medição no corpo de prova cilíndrico para as direções ascendente e descendente. Corte concordante.....	165
Figura 4.41 – Presença de marcas de vibrações na superfície usinada na direção descendente.....	166
Figura 4.42 – Desvio dimensional apresentado para as direções de avanço Ascendente (A) e Descendente (D).....	168

Figura 4.43 - Características dos cavacos provenientes do processo de acabamento nas três trajetórias estudadas. Ampliação 100X. Dimensões em mm.....	169
Figura 4.44 – Cavacos obtidos no acabamento em trajetória espiral – Ampliação 90X.....	171
Figura 4.45 – Cavacos obtidos no acabamento em trajetória espiral – Ampliação 250X.....	171
Figura 4.46 – Cavacos obtidos no acabamento em trajetória curvas paralelas – Ampliação 100X.....	172
Figura 4.47 - Cavacos fragmentados resultantes do acabamento em curvas radiais – Ampliação 31X e 131X.....	172



## LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Descrição dos parâmetros de tratamento térmico utilizados.....	97
Tabela 3.2 – roteiro das trajetórias utilizadas para cada corpo de prova com perfis hemisféricos.....	105
Tabela 3.3 - Ferramenta utilizada para desbaste.....	106
Tabela 3.4 - Ferramenta utilizada no pré-acabamento.....	106
Tabela 3.5 - Ferramenta utilizada no acabamento.....	107
Tabela 3.6 – Parâmetros utilizados no desbaste do primeiro corpo de prova seguindo a trajetória em espiral a partir do topo para análise do comportamento de usinagem.....	108
Tabela 3.7 – Parâmetros definidos para utilização no desbaste dos corpos de prova.....	108
Tabela 3.8 – Parâmetros de verificação utilizados no pré-acabamento do corpo de prova hemisférico.....	109
Tabela 3.9 - Parâmetros de verificação utilizados no acabamento do corpo de prova hemisférico.....	110
Tabela 3.10 - Parâmetros utilizados no pré-acabamento dos corpos de prova nas trajetórias estudadas.....	110
Tabela 3.11 - Parâmetros utilizados no acabamento dos corpos de prova nas trajetórias estudadas.....	110
Tabela 3.12 – Interferômetro de luz branca New View 7300 - Zygo...	115
Tabela 4.1 - Tipo de superfície analisada e faixa de rugosidade obtida em trabalhos onde o aço H13 foi fresado em seu estado endurecido...	173



## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

CAD	<i>Computer-Aided Design</i>
CAM	<i>Computer-Aided Manufacturing</i>
CC	<i>Cutter Contact</i>
CL	<i>Cutter Location</i>
CMQL	Mínima Quantidade de Lubrificação Criogênica
CNC	Comando Numérico Computadorizado
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung</i>
EDM	<i>Electrical Discharge Machining</i>
HM	<i>Hard Milling</i>
HRC	<i>Hardness Rockwell C</i>
HSC	<i>High Speed Cutting</i>
HSM	<i>High Speed Milling</i>
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
ISTMA	<i>International Special Tooling and Machining Association</i>
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
NC	<i>Numerical Control</i>
NURBS	<i>Non-uniform Rational B-spline</i>
POSMEC	Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica
SAE	<i>Society of Automotive Engineers</i>
SWLI	Scanning White Light Interferometry

TiAlN	Nitreto de Titânio Alumínio
TiSiN	Nitreto de Titânio Silício
UFAM	Universidade Federal do Amazonas
UFSC	Universidade Federal de Santa Catarina

## LISTA DE SÍMBOLOS

### Letras maiúsculas

Ar	mm <sup>2</sup>	Área de material remanescente
D	mm	Diâmetro da ferramenta
F <sub>c</sub>	N	Força de corte
F <sub>p</sub>	N	Força passiva
H	mm	Comprimento máximo da seção transversal de corte
L	mm	Comprimento da ferramenta de corte
O	-	Centro da semiesfera
P	-	Ponto de controle do polígono
Q	cm <sup>3</sup> /h	Taxa de remoção de material
R	mm	Raio da semiesfera
R <sub>a</sub>	μm	Parâmetro Rugosidade média R <sub>a</sub>
R <sub>max</sub>	μm	Rugosidade máxima
R <sub>t</sub>	μm	Parâmetro Rugosidade total R <sub>t</sub>
R <sub>tc</sub>	mm	Soma do raio da hemisfera e o raio da ferramenta de corte
R <sub>th</sub>	μm	rugosidade teórica máxima
R <sub>z</sub>	μm	Parâmetro Rugosidade média R <sub>z</sub>
S	rpm	Velocidade de rotação do fuso
S <sub>a</sub>	μm	Parâmetro Rugosidade média 3D
S <sub>a</sub>		
S <sub>z</sub>	μm	Parâmetro Rugosidade média 3D
S <sub>z</sub>		
VB	mm	Largura de marca de desgaste de flanco
VB <sub>Max</sub>	mm	Largura de marca de desgaste de flanco máximo
V <sub>c</sub>	m/min	Velocidade de corte
V <sub>f</sub>	m/min	Velocidade de avanço (mm/min)
Z	un	Número de gumes na ferramenta

## Letras Minúsculas

$a_e$	mm	Profundidade radial de corte
$a_{et}$	mm	Profundidade de corte radial na direção tangencial à superfície
$a_n$	mm	Profundidade de corte na direção normal à superfície
$a_p$	mm	Profundidade de corte
$f$	mm/min	Avanço
$f_z$	mm	Avanço por gume
$h_c$	mm	Altura das cristas
$h$	mm	Espessura de usinagem
$p$	mm	Passo transversal da trajetória
$r$	mm	Raio da ferramenta
$r_\epsilon$	mm	Raio de quina

## Letras gregas

$\alpha$	Grad	Ângulo de contato ferramenta-peça
$\beta$	Grad	Ângulo de incidência
$\kappa$	Grad	ângulo de ataque
$\theta$	Grad	Ângulo de inclinação da superfície usinada
$\varphi_e$	Grad	Ângulo de contato no corte (entrada)
$\varphi_a$	Grad	Ângulo de contato no corte (saída)
$\lambda$	Grad	Ângulo de hélice

## SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO E CONTEXTUALIZAÇÃO.....	33
1.1	Justificativas / Motivação.....	38
1.2	Objetivos.....	39
1.2.1	Objetivo Geral.....	39
1.2.2	Objetivos Específicos.....	40
<b>2</b>	<b>REVISÃO DA LITERATURA.....</b>	<b>41</b>
2.1	Superfícies complexas/curvas.....	41
2.1.1	Aspectos da manufatura de superfícies complexas/curvas em moldes e matrizes.....	42
2.2	Considerações sobre a etapa de desbaste.....	46
2.2.1	Condições de contato da ferramenta de corte no processo de desbaste de superfícies complexas.....	48
2.3	Considerações sobre a etapa de acabamento.....	50
2.3.1	Condições de contato da ferramenta no acabamento de superfícies complexas, em três eixos.....	52
2.4	Trajatórias da ferramenta para usinagem de superfícies complexas/curvas.....	58
2.4.1	Influência da trajetória da ferramenta na qualidade da superfície.....	60
2.4.2	Modelos Teóricos para previsão da rugosidade.....	65
2.5	Padrão característico deixado pela ferramenta de ponta esférica no fresamento de topo.....	69
2.5.1	Fresamento Duro.....	74
2.6	Considerações sobre a precisão dimensional no fresamento.....	75
2.7	Conceitos de usinagem relevantes a este trabalho.....	78
2.7.1	Formação de cavacos no fresamento de topo de aços endurecidos.....	78
2.7.2	Vibrações na usinagem.....	86

2.7.3	Integridade da superfície na usinagem de materiais endurecidos.....	88
2.7.4	Medição tridimensional da textura de superfícies usinadas...	90
2.8	Considerações ao estado da arte e proposições a este trabalho.....	93
<b>3</b>	<b>MATERIAIS, MÉTODOS E PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL.....</b>	<b>95</b>
3.1	Material – Caracterização e Tratamento Térmico.....	96
3.2	Usinagem dos corpos de prova.....	99
3.2.1	Geometrias, equipamentos e trajetórias.....	99
3.2.2	Ferramentas de Corte.....	105
3.2.3	Definição de parâmetros para a etapa de Desbaste.....	107
3.2.4	Definição de parâmetros para as etapas de Acabamento.....	109
3.3	Análises em CAD e análise da Rugosidade Teórica.....	111
3.4	Análise topográfica.....	112
3.5	Análise dos desvios de forma e precisão dimensional.....	117
3.6	Análise morfológica dos cavacos e desgaste de ferramenta...	119
<b>4</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÕES.....</b>	<b>120</b>
4.1	Análise da etapa de desbaste.....	121
4.1.1	Tempo de processamento.....	121
4.1.2	Condição da superfície para a etapa posterior de acabamento.....	122
4.1.3	Análise dos Cavacos gerados no desbaste.....	126
4.1.4	Desgaste das ferramentas.....	128
4.2	Análises da etapa de acabamento.....	132
4.2.1	Resultados das análises em CAD.....	132
4.2.2	Influência da trajetória da ferramenta no tempo de acabamento do perfil hemisférico.....	137
4.2.3	Influência da trajetória da ferramenta na topografia da superfície hemisférica.....	140

4.2.4	Influência do avanço por gume na topografia da superfície hemisférica.....	154
4.2.5	Influência da trajetória da ferramenta nos desvios geométricos do perfil hemisférico.....	159
4.2.6	Influência da direção de avanço rugosidade da superfície cilíndrica.....	162
4.2.7	Influência da direção de avanço nos desvios geométricos do perfil cilíndrico.....	167
4.2.8	Análise simplificada dos cavacos da etapa de acabamento da superfície hemisférica.....	169
4.2.9	Considerações sobre os resultados de textura superficial obtidos neste trabalho.....	173
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA NOVOS TRABALHOS.....</b>	<b>175</b>
<b>6</b>	<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>181</b>
	<b>APÊNDICES.....</b>	<b>195</b>
	<b>ANEXOS.....</b>	<b>201</b>



## 1 INTRODUÇÃO E CONTEXTUALIZAÇÃO

Com efeito, a indústria de moldes e matrizes ocupa uma posição chave em toda a cadeia de manufatura, afetando custos, qualidade e o tempo de entrega de um produto. Além disso, na busca por atender as demandas do mercado, projetistas tem usado geometrias curvas para dar forma aos produtos, o que aumenta a complexidade da manufatura (SOUZA et al., 2014).

Nas últimas décadas ocorreu uma significativa evolução no modo de se fabricar moldes e matrizes. O processo de fresamento experimentou a transição tecnológica do fresamento com copiador mecânico e eletrônico para o fresamento CNC (Controlado Numericamente por computador). Ainda hoje as duas principais tecnologias de usinagem utilizadas para a manufatura de uma cavidade são os processos de fresamento e a remoção por descargas elétricas.

Atualmente é comum a utilização de conceitos de usinagem como o HSC (*High Speed Cutting*), além da utilização de usinagem em cinco eixos simultâneos e a combinação de processos automatizados, além da chamada usinagem dura (*Hard Milling*) (MICKELSON, 2007; BATISTA et al., 2016; SONG et al., 2017; ZHENYUAN, 2017; YAO et al., 2017). Estes conceitos só puderam ser introduzidos na cadeia produtiva devido ao desenvolvimento tecnológico observado em máquinas e equipamentos, sistemas CAM e ferramentas de corte (TÖNSHOFF et al., 2000; LACALLE et al., 2002; TOH, 2004; SOUZA, 2004).

Parte dos fabricantes de moldes e matrizes ao redor do mundo é de pequenas e médias empresas, com o preço sendo o fator mais importante de competitividade, seguido do tempo de entrega e qualidade do produto (LEIPZIG & DIMITROV, 2015). Segundo SACHELLI (2007), nesse mercado é necessário ter o prazo de fornecimento como diferencial. É essencial que as empresas do setor desenvolvam métodos de gerenciamento e implementem tecnologias e metodologias que considerem a redução do ciclo e dos custos de desenvolvimento de moldes; a flexibilidade do sistema produtivo, para adaptar-se rapidamente a novas demandas; e o aumento continuado da qualidade do produto final.

No cenário atual no mercado de fabricação de moldes e matrizes, os países outrora detentores das maiores fatias quanto à produção dessas ferramentas se viram fortemente ameaçados. Em 2003, por exemplo, os maiores fornecedores mundiais de ferramentas eram os EUA, com faturamento anual de mais de cinco bilhões de dólares, seguidos pelo Japão e Alemanha (GARMS, 2012). Nos últimos anos, além da China, países como Coreia, Cingapura e Portugal, bem como países do leste europeu aumentaram suas fatias de mercado por possuírem como principal vantagem menores custos de mão de obra.

Em uma análise mais atual e abrangente, CAMACHO (2017) faz um amplo levantamento dos maiores exportadores e importadores de moldes e matrizes, em volume de negócios, compreendendo um período de quase duas décadas de dados, em que se pode visualizar um panorama mundial atual da participação de mercado na produção destes ferramentais. Estes dados são contemplados na Figura 1.1 e Figura 1.2, que mostram, respectivamente, os dez maiores exportadores e os dez maiores importadores no período de 2001 a 2016.

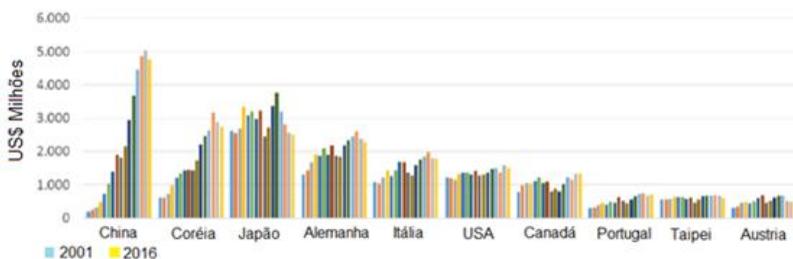


Figura 1.1 – Maiores exportadores mundiais de moldes e matrizes de 2001 a 2016, em milhões de dólares (CAMACHO, 2017).

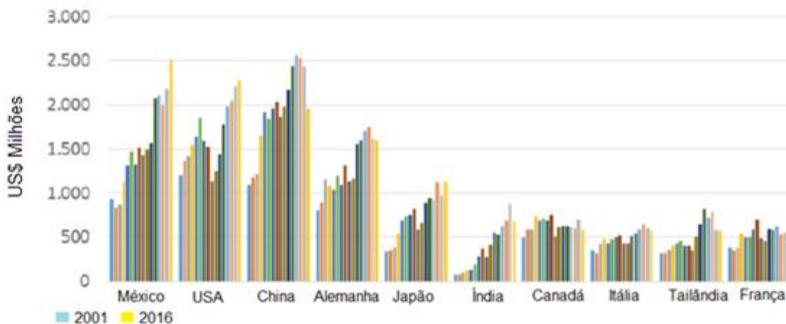


Figura 1.2 - Maiores importadores mundiais de moldes e matrizes de 2001 a 2016, em milhões de dólares (CAMACHO, 2017).

Pode-se verificar que a China se tornou o maior exportador de moldes e matrizes a partir de 2012, com um volume de negócios em torno de US\$ 5 bilhões em 2016. Os países asiáticos dominam hoje o mercado de exportação destes ferramentais, com destaque para China, Coréia e Japão. O México já se posiciona como o maior importador mundial, tendo importado em torno de US\$ 2,5 bilhões em 2016.

O Brasil pode se consolidar como fabricante de moldes de pequeno porte, hoje equiparáveis com os similares produzidos internacionalmente e com potencial para serem exportados. CAMACHO (2017) revela que o Brasil é o 18º maior importador de moldes e matrizes, tendo suas importações atingido US\$ 300 milhões em 2016. Este número revela em parte o impacto da crise econômica no país, uma vez que este valor chegou a atingir US\$ 550 milhões em 2012.

Este cenário tem preocupado as grandes nações fabricantes de moldes. De acordo com CANIS (2012), os EUA aumentaram suas importações de moldes em 268% no período entre 1997 e 2010. A maior parte dos moldes importados pelos estadunidenses tem origem no Japão, Holanda, China, Alemanha e Coréia do Sul. Quando moldes fabricados no Canadá são incluídos, o somatório destes seis países representa 90% do total importado, com o Japão sozinho representando quase metade deste volume.

Atualmente o fator que mais afeta a indústria de moldes estadunidense é a presença cada vez maior da China na manufatura e exportação no setor automotivo, além da recente crise econômica que afetou o país, que levou ao fechamento de várias empresas do setor. O

setor automotivo ainda é o maior cliente da indústria de usinagem, moldes e matrizes, representando em torno de 50% da demanda (ISTMA, 2017).

Os países da União Europeia também tem sentido o efeito da concorrência no mercado global de produção de moldes, com o advento de países com custos de mão de obra inferior (CAMACHO, 2017).

De acordo com ARNTZ (2008), apesar de a China apresentar tempos superiores tanto na fase de projeto quanto na produção de uma ferramenta, os custos médios anuais com mão de obra chegam a ser até 12 vezes inferiores àqueles praticados na Alemanha. O autor também realizou um levantamento com um total de 164 entrevistas entre associações e universidades, além da análise de fontes literárias, buscando desenhar um panorama comparativo entre países selecionados abordando o uso das máquinas operatrizes na indústria de moldes e matrizes. Foi verificado que a usinagem em altas velocidades de corte (HSC) em cinco eixos simultâneos é ainda tímida na maioria dos países avaliados, sendo alcançada apenas na Alemanha uma utilização razoável. Na maior parte dos países fabricantes de moldes e matrizes estudados, inclusive o Brasil, ainda é comum a utilização centros de usinagem CNC em três eixos na produção destes ferramentais.

Com efeito, atualmente ainda é comum realizar-se etapas de desbaste e acabamento de moldes e matrizes em máquinas CNC de três eixos, principalmente quando estes ferramentais são de porte considerável (WU et al., 2017).

A necessidade de redução do tempo de entrega de produtos industrializados está conduzindo a modificações na sequência do processo convencional de fabricação de moldes e matrizes. Tradicionalmente, as operações de desbaste e pré-acabamento são realizadas no aço em estado recozido. Posteriormente, no estado temperado, é realizado o fresamento de acabamento e remoção por descarga elétrica de detalhes complexos. Em seguida um processo de acabamento final como a retificação e/ou polimento manual é utilizado (DOGRA et al., 2012; HASSANPOUR, 2016).

O fresamento do aço no estado endurecido, desde a etapa de desbaste, fornece benefícios substanciais em termos de reduzir o tempo

de produção e custos de fabricação quando comparado à rota tradicional (SAEDON et al., 2012; GAITONDE et al., 2016).

A rugosidade é uma das mais importantes características de qualidade na usinagem de moldes e matrizes. Particularmente em matrizes para forjamento, esta característica permite que os ferramentais produzam peças o mais próximo possível de sua forma funcional, evitando ou reduzindo a necessidade de processos subsequentes nas peças forjadas. Isto torna a fabricação destes ferramentais mais complexas, uma vez que eles têm que alcançar uma alta qualidade de superfície e tolerâncias dimensionais (DIMITROV & SAXER, 2012; ABELE et al., 2012).

Assim, estes ferramentais são fabricados em aço endurecido por meio de fresamento com velocidades de corte acima das faixas convencionais como a operação de acabamento, o que representa 70%-80% do total de usinagem (BATISTA et al., 2016). Portanto, é importante a otimização da relação entre os parâmetros de fresamento e a rugosidade da peça uma vez que tais operações de acabamento são a etapa final de usinagem, geralmente sem polimento ou usinagem por descarga elétrica (HIROOKA et al., 2012).

A operação de acabamento é crucial para determinar a vida do molde/matiz (DIMITROV & SAXER, 2012). Geralmente, a baixa rugosidade obtida com menores valores de avanço por gume produzem moldes com vida prolongada. Matrizes de forjamento fresadas com avanços elevados tem a vida aumentada (ABELE et al., 2012; MAGRI et al., 2013).

As cavidades de estampos de forjamento consistem tipicamente de superfícies planas e/ou curvas com cantos arredondados que necessitam da realização do acabamento com fresas de ponta esférica (ASPINWALL et al., 2007; MIKO et al., 2012; YAO et al., 2017).

Nesse sentido, a trajetória e direção de avanço da ferramenta representam fatores capitais a serem considerados nesta etapa, uma vez que mediante a geometria vão estabelecer a região de contato e o engajamento entre ferramenta e peça, impactando nos diâmetros e velocidades efetivas de corte, influenciando os esforços gerados no processo, formação do cavaco, desvios dimensionais e rugosidade da superfície (CAO et al., 2017).

## 1.1 Justificativas / Motivação

Muitos trabalhos na literatura buscaram investigar a qualidade de superfícies usinadas na fabricação de moldes e matrizes utilizando conceitos de fresamento duro. Grande parte destes trabalhos foi realizada em superfícies planas e, quando superfícies curvas foram processadas, o método utilizado na caracterização da superfície foi o bidimensional com sistemas de apalpadores mecânicos, incapazes de fornecer um mapeamento mais detalhado de uma dada região da peça usinada.

Vem ganhando espaço nos últimos anos o emprego de técnicas tridimensionais na análise de superfícies usinadas como, por exemplo, a interferometria de luz branca. Em se tratando do processo de fresamento de topo com ponta esférica, nota-se o maior emprego da análise com interferometria em operações de superfícies planas ou de curvatura moderada, (DING et al. 2010; DEVILLEZ et al. 2011; GUILLEMOT et al. 2013; LAYEGH et al. 2015).

Uma das possíveis explicações para este cenário é que se trata de um equipamento de alto custo, sendo utilizado geralmente por alguns institutos de pesquisa e indústrias específicas, que representa um entrave quanto à sua utilização. Além disso, na avaliação de superfícies de curvatura considerável, alguns cuidados de operação e *setup* têm que ser cuidadosamente respeitados para que se obtenham focos minimamente admissíveis.

Entretanto, é evidente que o emprego da interferometria de luz branca na avaliação de superfícies com maior grau de curvatura, obtidas por fresamento de topo, é capaz de permitir análises que não podem ser realizadas com o emprego de técnicas convencionais.

Ao longo dos anos, diversos pesquisadores têm afirmado que o centro da fresa de ponta esférica em contato com a superfície usinada é prejudicial à qualidade da mesma (LACALLE et al. 2007; QUINSAT et al. 2008; GRZESIK, 2008; GOK et al., 2013) devido ao escoamento plástico do material em contato com o centro da fresa sobrepujar a deformação ao cisalhamento. No entanto, nos últimos dois anos surgiram divergências a essa afirmativa quando a dureza do material é próxima dos 60 HRC. Assim, o estudo do efeito do corte com o centro

da ferramenta na rugosidade de superfícies curvas em materiais com elevada dureza também constitui tema de significativa relevância.

Não obstante, o fresamento de topo em três eixos ainda é dominante nos processos de fabricação de moldes e matrizes em micro e pequenas empresas em grande parte dos países, justificando o desenvolvimento de pesquisas a contribuir com o seu aprimoramento, buscando-se reduzir tempos e consumos, aumentar a qualidade da superfície usinada e a precisão dimensional, além de reduzir ou eliminar etapas de polimento manual.

Assim, abre-se o espaço para novas contribuições, uma vez que mapeamentos tridimensionais completos podem ser disponibilizados variando-se os mais diversos parâmetros inerentes ao processo.

Desta forma, como hipótese fundamental a ser discutida neste trabalho acredita-se que a trajetória e sentido do avanço da ferramenta representam fator chave na topografia e desvios dimensionais no fresamento de topo de superfícies curvas, em três eixos, de materiais endurecidos, uma vez que estes parâmetros definem o engajamento ferramenta-peça e os eixos que estarão atuando simultaneamente, influenciando esforços de corte, vibrações, acelerações e desacelerações da máquina e regiões de desgaste da ferramenta.

Procedimentos experimentais foram realizados para avaliar a influência de três trajetórias distintas no acabamento de corpos de prova com perfis hemisféricos e, ainda, a influência das direções de avanço, ascendente e descendente, no acabamento de corpos de prova com perfis cilíndricos. Os experimentos foram realizados dentro dos conceitos do fresamento duro (aço H13, com dureza 55 HRC), buscando-se aperfeiçoar a sequência de obtenção de ferramentas em geral.

## **1.2 Objetivos**

### *1.2.1 Objetivo Geral*

Este trabalho visa compreender como a interação do par ferramenta-peça, em função de diferentes trajetórias e direções de avanço da ferramenta, influencia o processo de fresamento de topo de superfícies curvas, em três eixos, no aço H13 temperado e revenido,

adotando como critérios de análise a textura da superfície e exatidão geométrica.

### *1.2.2 Objetivos Específicos*

- Verificar a importância da trajetória da ferramenta quanto à uniformidade da superfície resultante do desbaste de uma superfície hemisférica no aço H13 temperado e revenido.
- Avaliar o efeito da trajetória da ferramenta no padrão característico deixado pela ponta esférica da ferramenta no acabamento de superfícies complexas com perfil hemisférico, utilizando avançado sistema ótico de medição e interferometria de luz branca.
- Estudar o efeito do avanço por gume no padrão característico deixado pela ponta esférica da ferramenta no acabamento de superfícies curvas com perfil hemisférico, utilizando a técnica da interferometria de luz branca.
- Determinar a influência da direção de avanço da ferramenta na operação de acabamento de uma superfície cilíndrica, no aço H13 endurecido, quanto à qualidade da superfície e desvios dimensionais.

## 2 REVISÃO DA LITERATURA

### 2.1 Superfícies complexas/curvas

No mundo contemporâneo, superfícies complexas/curvas têm sido amplamente utilizadas nos mais diversos ramos industriais, que vão de peças automotivas e cavidades de moldes e matrizes em geral, até pás de turbinas, com exigências de alta produtividade e requisitos de qualidade pré-estabelecidos (CAO et al., 2017). De acordo com SOUZA & ULBIRICH (2013), a complexidade de uma geometria está relacionada, dentre outras coisas, com sua representação matemática. Para os autores, pode-se definir como forma geométrica complexa aquela não passível de representação utilizando matemática convencional, como circunferências, retas e curvas cônicas (hipérbole, parábola, elipse) ou, ainda, geometrias tridimensionais primitivas, como formas cúbicas, esféricas, toroidais, cônicas, planas e cilíndricas. Estas são geometrias analíticas.

Para outros autores, uma curva ou superfície pode ser considerada complexa quando seu raio de curvatura se altera de maneira não uniforme. Cada ponto da geometria possui um raio de curvatura distinto e independente dos adjacentes (QUINSAT & SABOURIN, 2006; LACALLE & LAMIKZ, 2008). Para representar computacionalmente estes tipos de geometria, são necessários polinômios de alta ordem, os quais são conhecidos como *Splines*.

De acordo com LACALLE & LAMIKIZ (2008), dentro do grupo geral de superfícies complexas, dois tipos podem ser identificados: superfícies regradas, como as usadas em turbinas e discos de compressores, e superfícies complexas (superfícies de forma livre), encontradas em alguns moldes e matrizes.

A usinagem é a mais importante tecnologia para se alcançar uma forma precisa de moldes e matrizes contendo formas geométricas complexas (BATISTA et al., 2016; WU et al., 2017). Analisando a literatura sobre o fresamento de superfícies complexas na língua inglesa é comum o emprego dos termos *complex surfaces*, *free form surfaces*, *curve surfaces* ou ainda *sculptured surfaces*, o que muitas vezes pode gerar dubiedade.

Desta forma, ao longo deste trabalho são considerados os seguintes tipos de superfície: planares e complexas. Uma superfície planar é aquela em que toda ou a maior parte da superfície pode ser definida em um único plano, sem a variação da normal das superfícies. Por sua vez, uma superfície complexa é aquela que não pode ser definida em um único plano, ocorrendo a variação da normal das superfícies.

As superfícies complexas são subdivididas em duas classes: superfícies complexas regradas e superfícies de forma livre. As superfícies complexas regradas são aquelas que apresentam raio de curvatura padrão ou constante ao longo da geometria. As superfícies de forma livre têm representação não linear, não possuindo raio de curvatura padrão ou constante ao longo da geometria, sendo representadas por *splines* e NURBS (*non-uniform rational B-spline*) ou por uma rede de curvas, como mostrado na Figura 2.1.

### *2.1.1 Aspectos da manufatura de superfícies complexas/curvas em moldes e matrizes*

As ferramentas de forma utilizadas na indústria podem ser divididas em quatro classes: matrizes de estampagem, matrizes de forjamento, moldes de fundição e moldes de injeção/sopro. Nos moldes de injeção e fundição os componentes com a forma da peça a ser produzida são chamados de macho e fêmea e, na estampagem, denominados de punção e matriz (ALTAN et al., 1993; OLIVEIRA, 2007).

Ferramentas para estampagem são compostas principalmente por curvas suaves e grandes superfícies, sendo geralmente desbastadas e acabadas por fresamento e retificação. Os moldes de fundição, injeção/sopro e matrizes de forjamento são desbastados por fresamento e acabados por uma combinação de fresamento e remoção por descarga elétrica (GAITONDE et al., 2016).

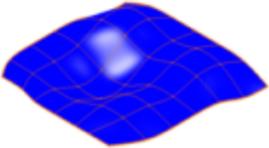
TIPOS DE SUPERFÍCIES	PLANARES	Ortogonais			
		Inclinadas			
	COMPLEXAS	Curvas Regradas			
		Forma Livre	Spline - NURBS		
			Rede de Curvas		

Figura 2.1 – Tipos de superfícies considerados no contexto deste trabalho.

Na fabricação de moldes e matrizes, superfícies complexas/curvas são usinadas em alumínio, ferro fundido, aço endurecidos (dureza acima de 45 HRC), além de outros materiais.

Com efeito, as trajetórias e direções de avanço da ferramenta e, por conseguinte, as características de contato entre a mesma e a peça,

estão entre os fatores de controle que mais influenciam a qualidade final de uma superfície complexa/curva (XU et al., 2013; WANG et al., 2016; MEBRAHITOM et al., 2016; KONOBYTSKYI et al., 2017). Por outro lado, existem outros fatores importantes que são a máquina-ferramenta, a ferramenta de corte utilizada, material da peça usinada e parâmetros de corte (LUO et al., 2016; NETO et al., 2016).

Planejar o processo de usinagem de superfícies complexas/curvas sem o uso de sistemas CAM (*Computer Aided Manufacturing*) é uma tarefa difícil e, muitas vezes, impossível, devido principalmente ao elevado tempo de programação manual que seria necessário (MATRAS & KOWALCZYK, 2014; AZWAN et al., 2017).

Os sistemas CAM são responsáveis pelo cálculo das trajetórias de ferramenta para o fresamento de formas complexas. Segundo a norma DIN 66025, estas trajetórias são descritas por pequenos segmentos de reta que se aproximam da superfície a ser usinada. Para realizar este cálculo, uma margem de erro é introduzida ao processo mediante uma faixa de tolerância que é representada por um *offset* da superfície, mostrada na Figura 2.2.

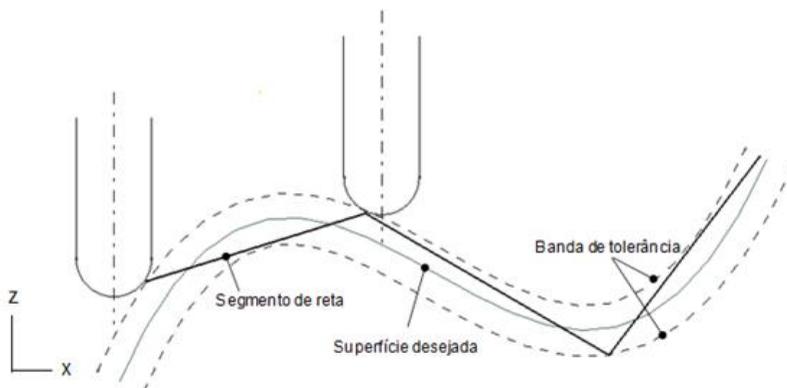


Figura 2.2 – Segmento de reta e faixa de tolerância em uma superfície complexa.

A definição da tolerância está relacionada com a precisão e o tempo de cálculo da trajetória. Reduzir a faixa de tolerância aumenta o número de segmentos de reta que deverão ser calculados, o que impacta diretamente o tempo de usinagem (CAMARGO et al., 2015).

O ponto onde ocorre o contato entre a ferramenta e a peça é denominado *Cutter Contact* (CC). Para a geração de programas CNC (Comando Numérico Computadorizado), é adotado um ponto de referência denominado *Cutter Location* (CL) (SOUZA & ULBRICH, 2013). A Figura 2.3 ilustra o CC e o CL em situações distintas da usinagem de uma superfície complexa. Nota-se nesta figura que, na medida em que a ferramenta realiza a usinagem, o seu ponto de contato com a superfície (CC) muda. Quando o eixo central da ferramenta se sobrepõe ao vetor normal à superfície, os pontos CC e CL situam-se no mesmo local, conforme mostrado na Figura 2.3(a). Quando o eixo central da ferramenta fica perpendicular ao vetor normal à curva, como mostrado na Figura 2.3(b), a distância entre CC e CL será máxima. Quando o ângulo entre a ferramenta e o vetor normal estiver entre  $0^\circ$  e  $90^\circ$ , como na Figura 2.3(c), a distância entre CC e CL será proporcional ao ângulo gerado (CAMARGO et al., 2015).

A partir de uma tolerância adotada, os segmentos são gerados entre dois CC consecutivos. O novo segmento de reta é calculado na medida em que a ferramenta (o ponto CC) atinge o limite de tolerância.

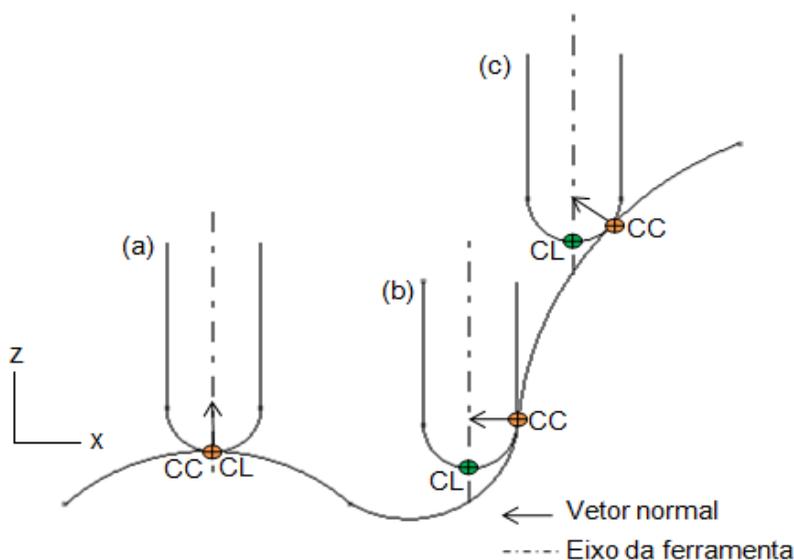


Figura 2.3 – Diferentes posições de usinagem em uma superfície complexa.

A precisão e o tempo de usinagem dependem diretamente da qualidade dos programas CNC gerados pelos sistemas CAM (SOUZA et al., 2014; AZWAN et al., 2017).

É importante conhecer o tempo real de usinagem no fresamento de moldes e matrizes, para que se possa realizar o planejamento da produção e definir o custo destas operações. Sabe-se que esta é uma grande dificuldade neste processo de fabricação, pois, embora os sistemas CAM estimem o tempo de usinagem, esta estimativa pode ser muito inferior ao tempo real. Este fato ocorre devido ao *software* CAM não considerar as limitações de trabalho das máquinas CNC, que ocorrem mesmo em equipamentos de alto desempenho.

O processo de usinagem de superfícies complexas/curvas encontradas nas cavidades de moldes e matrizes pode ser dividido nas operações de desbaste, pré-acabamento e alívio de cantos e acabamento, e serão consideradas a seguir.

## **2.2 Considerações sobre a etapa de desbaste**

O objetivo da etapa de desbaste é remover o excesso de material e deixar um sobremetal de espessura o mais uniforme possível, por toda a geometria da peça, para as operações subsequentes de acabamento (AUTODESK, 2014; SANDVIK COROMANT, 2017). Assim, busca-se remover uma quantidade máxima de material, aproximando o perfil nominal da peça, no menor espaço de tempo possível.

Nesta etapa a possibilidade de escolha de ferramentas de usinagem é ampla, podendo-se usar fresas de topo reto ou fresas toroidais, inteiriças ou intercambiáveis (CHURCHILL et al., 2013).

Um desafio importante na etapa de desbaste corresponde à escolha do diâmetro da fresa. Se qualquer superfície produzida pelo desbaste não possibilita um acesso seguro para o gume da ferramenta, o desbaste deve ser realizado em etapas consecutivas, ou seja, ferramentas com diâmetros diferentes tem que ser usadas para remover o sobremetal (IZOL et al., 2013).

A definição do melhor diâmetro da ferramenta também é um aspecto importante na fase de desbaste em materiais endurecidos. Segundo a SANDVIK COROMANT (2017), é melhor utilizar diâmetros relativamente menores e, mantendo a velocidade de corte, aumentar a

velocidade de avanço. Com esta escolha, podem-se minimizar os degraus originados no corte e reduzir o tamanho dos raios em regiões côncavas. Como resultado, o tempo necessário para a operação de desbaste aumenta, mas o tempo necessário para a operação de pré-acabamento é reduzido. Desta forma, reduz-se o tempo total de usinagem, que é o somatório dos tempos de cada operação.

A operação de desbaste em aços endurecidos é caracterizada por elevadas forças atuando sobre a ferramenta de usinagem, principalmente no início da abertura de cavidades, em que todo o diâmetro da ferramenta de usinagem é utilizado no corte. Entretanto, as variações no carregamento da ferramenta também são causadas pela forma da geometria usinada, mesmo com o sobrematerial sendo constante (CHAN et al., 2003).

Para aumentar a taxa de remoção de material e reduzir o efeito da variação do carregamento na ferramenta de usinagem durante a operação de desbaste em aços endurecidos, CHAN et al. (2003) propõem que regiões côncavas não sejam usinadas na mesma operação de desbaste de regiões planas e convexas. O objetivo é ter como ângulo máximo de contato entre ferramenta e peça aquele obtido em regiões planas, evitando-se assim que ocorram grandes variações de carregamento na ferramenta de usinagem. Deste modo, são necessárias duas etapas para realização do desbaste: (a) a taxa de remoção é aumentada em função de um menor ângulo de contato nas regiões planas e convexas, e (b) apenas as regiões côncavas são usinadas com outros parâmetros e, em alguns casos, outra trajetória de usinagem (CHAN et al., 2003; OLIVEIRA, 2007).

Há basicamente três trajetórias que são normalmente consideradas para o desbaste: usinagem em espiral (*spiral offset*), curvas paralelas (*zigzag*) e perfilamento (AUTODESK, 2014). Deve-se mencionar a existência de estratégias avançadas como o fresamento em mergulho, fresamento trocoidal e em espiral, as quais estão em constante desenvolvimento para melhorar a taxa de remoção na etapa de desbaste de moldes e matrizes (SUN et al., 2015; ZHANG et al., 2017).

Uma trajetória bastante utilizada para desbaste é o fresamento concordante do contorno da geometria no plano XY mantendo a profundidade de corte ( $a_p$ ) constante (eixo Z). Com a usinagem de paredes inclinadas, a utilização desta trajetória forma diversos degraus

em um plano perpendicular ao plano XY. Nesta situação, fresas toroidais podem reduzir a altura desses degraus em comparação com fresas de topo reto. Esta alteração possibilita uma redução na variação do carregamento da ferramenta na próxima operação, e isto será discutido na próxima sessão.

### 2.2.1 Condições de contato da ferramenta de corte no processo de desbaste de superfícies complexas

Ao se analisar a operação de fresamento de formas complexas, torna-se necessário compreender as condições de contato ferramenta-peça e suas implicações, uma vez que esta interface é de primordial importância no que diz respeito à taxa de remoção, carregamentos na ferramenta e qualidade da superfície obtida, dentre outros aspectos. A Figura 2.4 mostra a variação no ângulo de contato entre a ferramenta de usinagem e a peça em função da geometria usinada.

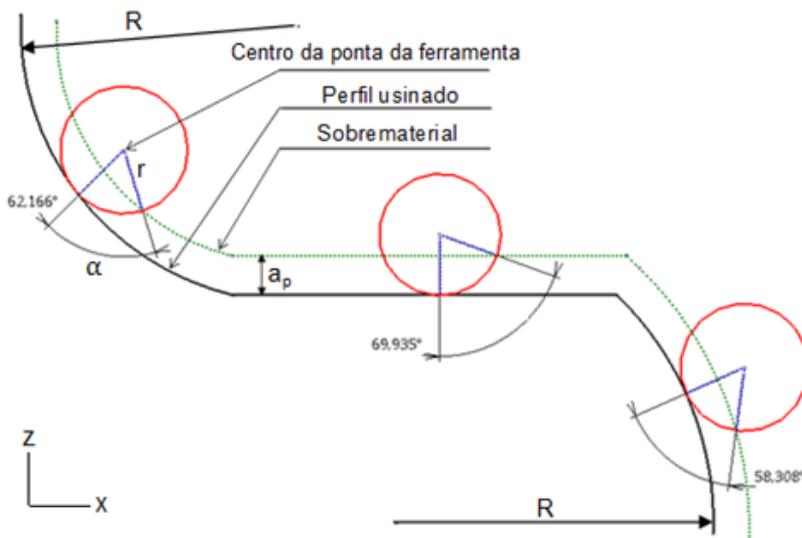


Figura 2.4 – Alteração do ângulo de contato  $\alpha$  entre ferramenta e peça em função da geometria usinada.

Para trajetórias lineares e curvas côncavas e convexas, o ângulo de contato  $\alpha$  entre ferramenta e peça em função da geometria usinada pode ser expresso mediante as Equações (1), (2) e (3), relacionando o

raio da trajetória circular  $R$  (no caso de curvas), o raio da ferramenta  $r$  e a profundidade corte (CHAN et al., 2003).

Trajectoria Linear:

$$\cos(\alpha) = 1 - \frac{a_p}{r} \quad (1)$$

Trajectoria circular cônica:

$$\cos(\alpha) = 1 - \frac{a_p}{r} \cdot \frac{a_p(r \cdot 0.5a_p)}{R \cdot r} \quad (2)$$

Trajectoria circular convexa:

$$\cos(\alpha) = 1 - \frac{a_p}{r} + \frac{a_p(r \cdot 0.5a_p)}{R \cdot r} \quad (3)$$

Considerando estas equações e a Figura 2.4, pode-se entender que, para uma dada profundidade de corte  $a_p$ , o ângulo de contato  $\alpha$  para uma trajetória circular cônica é sempre maior do que aquele encontrado em trajetórias convexas. Um ângulo de contato maior implica em maiores esforços de corte, gerando efeitos indesejáveis como trepidações da máquina, superfície usinada com perfil ondulado e, até mesmo, fratura da ferramenta.

Uma vez que a operação de desbaste de uma cavidade é normalmente realizada em 2½ eixos, pode ocorrer o chamado efeito escada. Este efeito é atenuado com o uso de uma fresa toroidal.

O perfil da seção transversal do molde influenciará significativamente a quantidade de material remanescente na parede da cavidade após o desbaste. Esta quantidade de material, para ser removida na operação de acabamento, é prejudicial ao processo, resultando em variações nas forças de corte e deflexão da ferramenta, principalmente no caso de usinagem em altas velocidades. A remoção deste material indesejado no acabamento do perfil poderá afetar a precisão geométrica da cavidade (SMITH, 2008).

Pode-se observar nos perfis da Figura 2.5, chanfrado (esquerda) e ondulado (direita) que, quando desbastados com uma fresa de topo reto em um dado valor de profundidade de corte, haverá uma quantidade significativa de material remanescente em algumas regiões em função

da inclinação ou da curvatura do perfil, o qual deverá ser removido em operações subsequentes.

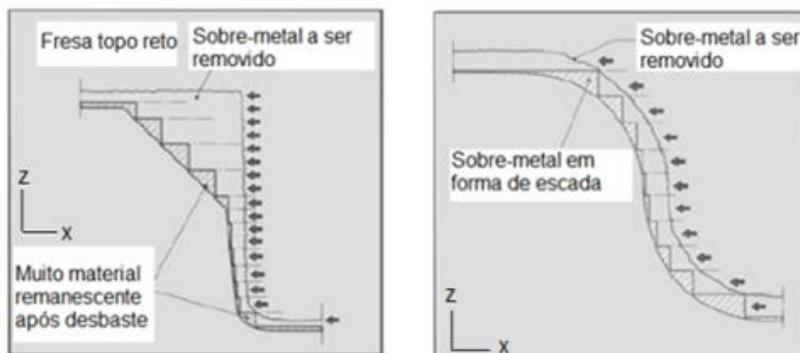


Figura 2.5 – Efeito escada observado no desbaste em 2½ eixos de superfícies utilizando uma fresa de topo reto. Esquerda: Perfil chanfrado; direita: perfil ondulado (SMITH, 2008).

Segundo TOH (2006), recomenda-se utilizar um valor de profundidade de corte  $a_p$  muito maior do que a profundidade radial de corte  $a_e$  para se reduzir o ângulo de contato entre ferramenta e peça, mantendo elevadas taxas de remoção de material. Entretanto, esta relação deve ser avaliada quanto à formação de degraus para etapas subsequentes na usinagem de superfícies complexas/inclinadas.

### 2.3 Considerações sobre a etapa de acabamento

Após o desbaste, em muitos casos, uma etapa de pré-acabamento é necessária para a uniformização do sobrematerial de usinagem, sendo este fator de extrema importância, pois permite uma mínima deflexão no corpo da fresa de topo esférico, usada na etapa subsequente de acabamento, o que aumenta a precisão na fabricação de superfícies complexas.

A trajetória da ferramenta nesta etapa depende da topografia da superfície desejada e, de preferência, deve ser utilizada aquela que será adotada na etapa posterior de acabamento. Isto se dá com a intenção de reduzir, ao longo do percurso de usinagem, as variações nas forças de corte em função de degraus deixados pela operação anterior. Estas

variações nas forças de corte têm implicações nos erros de forma e de posição da geometria usinada (TAN et al., 2017).

Dois tipos de fresas, toroidais e topo esférico, são prioritariamente usados no pré-acabamento. Segundo OLIVEIRA (2007), o diâmetro das ferramentas nas operações de pré-acabamento e de acabamento normalmente é menor do que o dobro do menor raio interno presente na geometria da peça. Possibilita-se assim a usinagem da geometria com interpolação, evitando a usinagem da região com o próprio raio da ferramenta. Quando o raio da ferramenta é utilizado para usinar um raio interno, a superfície usinada tem um aspecto diferente das superfícies usinadas por interpolação devido à parada instantânea da ferramenta para mudança de direção e pelo aumento abrupto no ângulo de contato ferramenta-peça. Com efeito, é comum nesta etapa uma operação de alívio em regiões que apresentam má acessibilidade como arredondamentos, cantos e concavidades.

A etapa de acabamento tem como objetivo a aproximação da geometria usinada à geometria nominal, dentro das tolerâncias de forma e de rugosidade estipuladas. Desta forma, diferentemente das operações de desbaste, o tempo de usinagem nas operações de acabamento não tem prioridade sobre as especificações de rugosidade e de tolerâncias de forma e posição (QUINSAT & SABOURIN, 2006; LACALLE & LAMIKZ et al., 2008).

Nessa etapa, para qualquer superfície complexa se empregam prioritariamente fresas de topo esférico (CAO et al., 2017; TAN et al., 2017).

Sistemas CAM comerciais atuais oferecem diversas possibilidades de trajetórias de ferramentas para a etapa de acabamento. A trajetória é muito importante neste tipo de operação, uma vez que pode conduzir tanto a uma vida da ferramenta longa ou curta, além de uma rugosidade da superfície alta ou baixa (CASTANHERA & DINIZ, 2017). Não obstante, a trajetória da ferramenta apresenta relação direta com a produtividade do processo de usinagem (CAO et al., 2017).

Atualmente é comum a realização desta etapa com o material endurecido utilizando altas velocidades de corte em centros de usinagem CNC de três a cinco eixos. Isto permite, em alguns casos, o fresamento de moldes e matrizes contendo formas geométricas complexas em

comparação com os processos de remoção por descarga elétrica e polimento (ALTINTAS et al., 2014).

Para o acabamento é mais adequado obter-se uma textura suave e simétrica da superfície em todas as direções para que ela possa ser facilmente polida posteriormente, independente do método de polimento selecionado, caso seja necessário. Isto é obtido quando o valor do avanço por gume  $f_z$  se aproxima do valor da profundidade radial de corte  $a_e$ . Para operações de “superacabamento” é ainda indicado o emprego de fresa de dois gumes inclinada (em torno de  $10^\circ$ ), objetivando-se uma melhor textura da superfície (SANDVIK COROMANT, 2017).

### 2.3.1 *Condições de contato da ferramenta no acabamento de superfícies complexas, em três eixos*

No fresamento de superfícies complexas usando-se ferramenta de ponta esférica, em poucas ocasiões a ferramenta utiliza seu diâmetro nominal no corte. Na maior parte dos casos, a região de contato entre a ferramenta e a peça varia, de seu centro (diâmetro zero) a um valor que dependerá da profundidade de corte e da inclinação da superfície (CASTANHERA & DINIZ 2015, CAO et al., 2017).

Como visto na Figura 2.6, na posição A, a ferramenta pode ter maior contato com a peça incluindo o centro, posição na qual a velocidade de corte é nula. No ponto C, apenas o centro da ferramenta está em contato com a peça, e na posição B, o diâmetro efetivo de corte é igual ao diâmetro nominal da ferramenta, atingindo então a maior velocidade de corte efetiva.

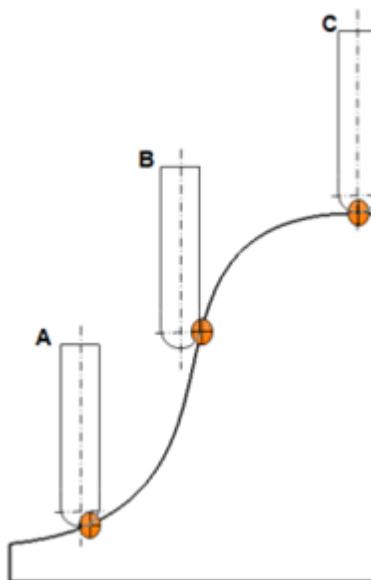


Figura 2.6 – Variação do contato da ferramenta em função da inclinação e curvatura da superfície.

A Figura 2.7 mostra a área de contato da ferramenta com a peça em uma operação de acabamento de uma superfície cilíndrica. Na direção ascendente (b), a ferramenta corta predominantemente com a região próxima ao diâmetro nominal, enquanto na direção descendente (a) a região próxima ao centro da ferramenta efetua o corte, resultando em menor qualidade de acabamento da peça (SCHULZ, 1995; SOUZA, 2004). Dessa forma, na direção descendente ocorre muito mais uma compressão da ferramenta na peça do que propriamente o cisalhamento.

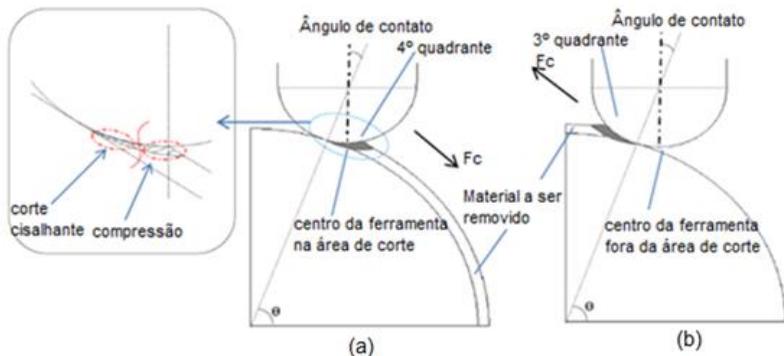


Figura 2.7 - Superfície de contato ferramenta-peça no fresamento: (a) descendente e (b) ascendente de um perfil cilíndrico (SCANDIFFIO et al., 2016).

De fato, dependendo das profundidades de corte e da inclinação entre a ferramenta e a superfície, durante o processo de fresamento em três eixos com ferramentas de topo esférico, várias partes do gume estão em contato com a peça (Figura 2.8).

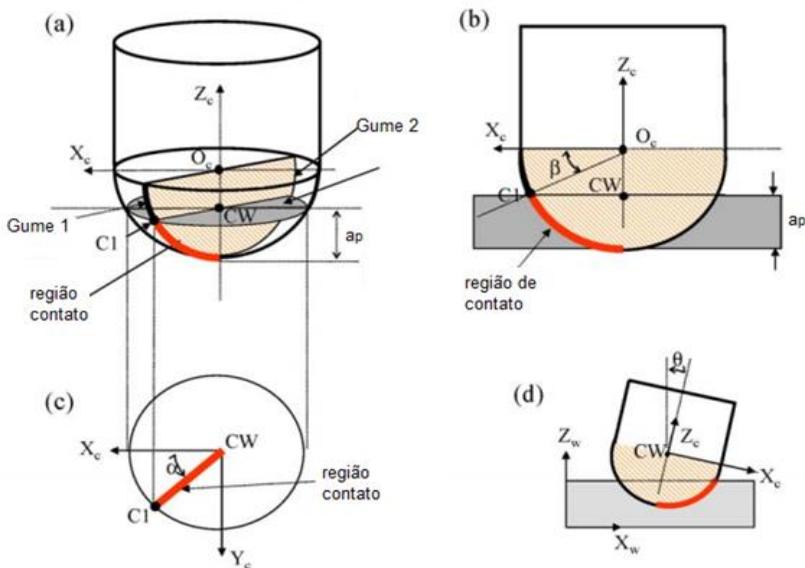


Figura 2.8 – Regiões de contato do gume com a peça para uma ferramenta esférica de dois gumes de corte em função da profundidade de corte e inclinação (CHEN et al., 2005)

Como os ângulos de contato no corte na entrada e na saída ( $\varphi_e$  e  $\varphi_a$ ) são funções do ângulo de ataque  $\kappa$ , todos os pontos do gume estarão sob diferentes condições de cargas em uma determinada linha de contato, como mostrado na Figura 2.9 (BIEKER, 1991), onde  $a_n$  e  $a_{er}$  são, respectivamente, a profundidade de corte na direção normal à superfície, e a profundidade de corte radial na direção tangencial à superfície.

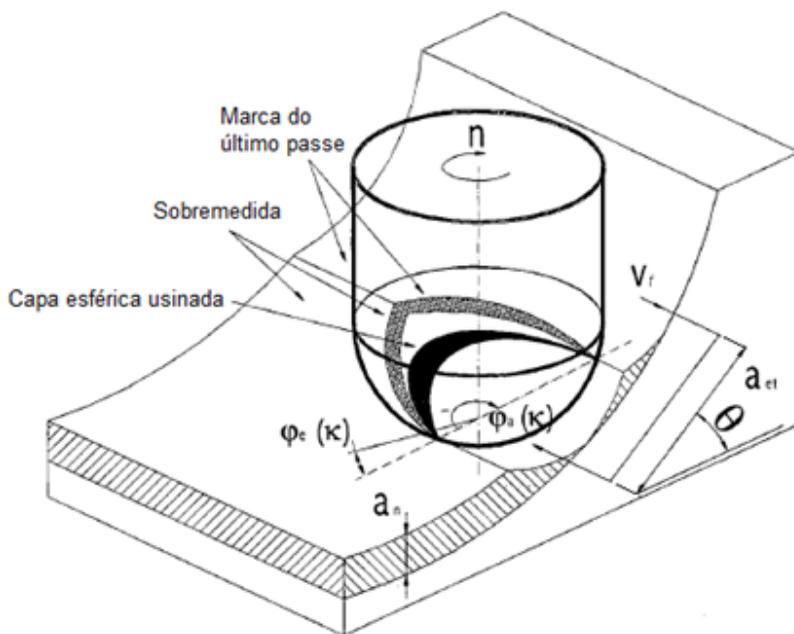


Figura 2.9 – Relação dos ângulos de contato no corte ( $\varphi_e$  e  $\varphi_a$ ) com o ângulo de ataque  $\kappa$  no fresamento em 3 eixos com fresa de topo esférico (BIEKER, 1991).

O ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina  $\theta$  determina a qualidade do corte com ferramentas de topo esférico. Quando o centro da ferramenta está em contato no corte, as cargas sobre o gume e as vibrações são máximas, devido à elevada força passiva  $F_p$  e à pequena área de saída de cavaco na ponta da ferramenta (SCHULZ, 1995).

O conceito da área de contato é resultante direto das interações geométricas entre a ferramenta de corte e a peça, impulsionadas pelos movimentos de corte do processo de usinagem. Sua influência está

diretamente relacionada à obtenção da área de seção do cavaco e, conseqüentemente, à força de corte. Em função disso, essa característica torna-se extremamente importante na manufatura de superfícies complexas, em que a utilização de fresas com diferentes geometrias (fresas de ponta esférica e toroidal) associadas à representação geométrica complexa da peça intensifica essas interações geométricas (HELLENO & SCHULTZER, 2009).

Neste contexto, a variedade de trajetórias fornecidas atualmente pelos sistemas CAM para a geração de movimentos de usinagem é um fator determinante nessas interações geométricas, influenciando diretamente o engajamento ferramenta-peça (BOZ et al., 2015). Na determinação de um modelo de representação dos esforços atuantes no fresamento de superfícies inclinadas com fresas esféricas, LAMIKZ et al. (2004) observaram mediante experimentos práticos a variação da área de contato em função da inclinação da peça e da direção de avanço da ferramenta. A Figura 2.10 mostra alguns resultados dos ensaios, em que foram utilizados os seguintes parâmetros:  $D = 8$  mm;  $a_p = 2$  mm e  $a_e = 4$  mm.

Por sua vez, HELLENO (2008) utilizou recursos de um sistema CAD para estimar a área de contato para algumas regiões de um corpo de prova com perfil complexo, usando uma fresa esférica com diâmetro 8 mm e parâmetros de corte  $a_e = a_p = 0,2$  mm. A área de contato foi determinada mediante a operação booleana de subtração entre a ferramenta de corte posicionada na região de contato desejada e a geometria do corpo de prova com o sobremetal, conforme ilustrado na Figura 2.11.

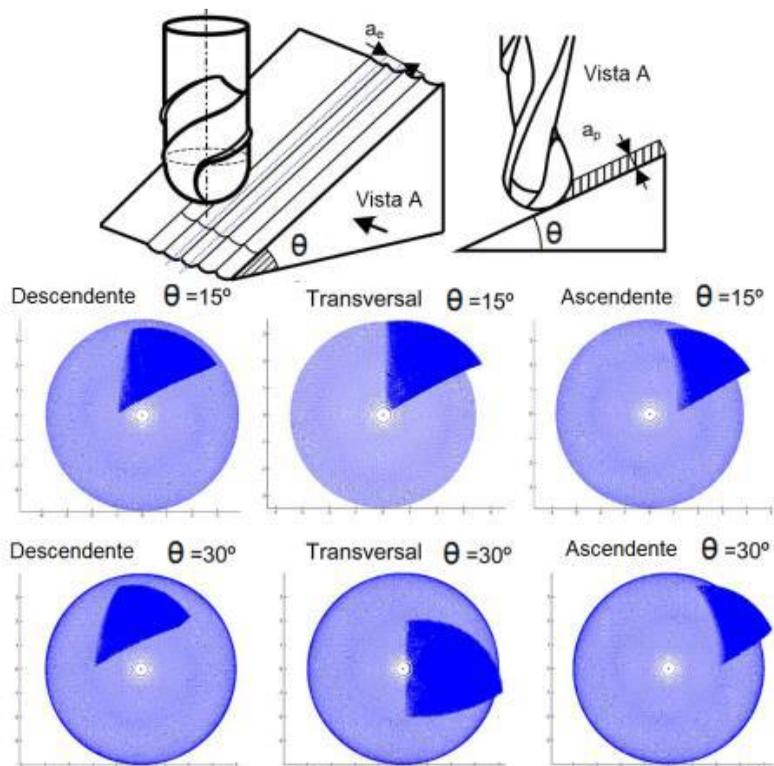


Figura 2.10 – Variação da área de contato em função da direção de avanço e inclinação da superfície (LAMIKZ et al., 2004).

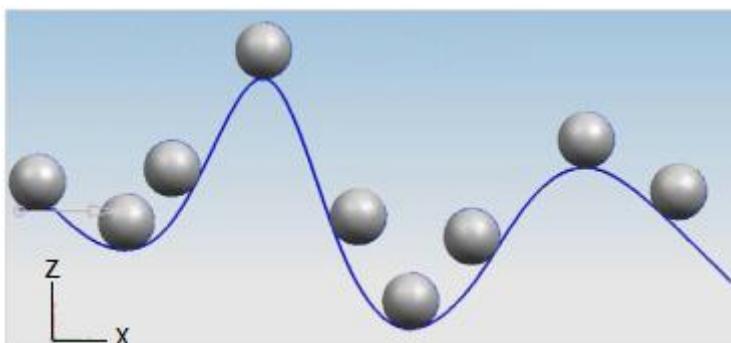


Figura 2.11 – Modelo geométrico para estimativa da área de contato (HELLENO, 2008).

Usando os recursos de análise de faces do sistema CAD, a área de contato foi determinada conforme ilustrado na Figura 2.12. Pode-se observar que a área de contato varia de acordo com a inclinação da geometria do corpo de prova, sendo que as regiões côncavas apresentam as maiores áreas de contato, e as regiões convexas as menores áreas de contato.

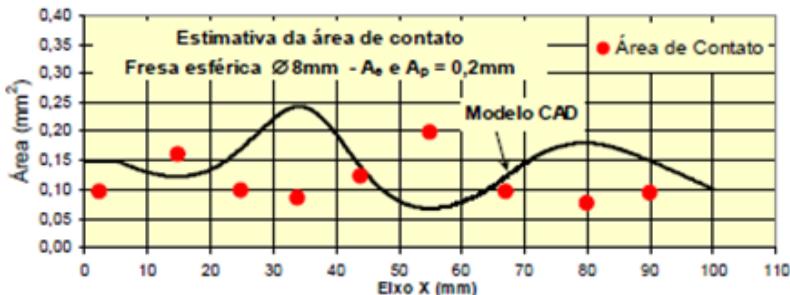


Figura 2.12 – Estimativa da área de contato em função da geometria do corpo de prova nos pontos da Figura 2.11 (HELLENO 2008).

Neste sentido, no acabamento de superfícies complexas é muito importante a escolha adequada da trajetória da ferramenta, pois estas, junto com as características da superfície, definirão as regiões de contato peça-ferramenta, influenciando os esforços de corte, vibrações, desgaste da ferramenta e acabamento da superfície.

## 2.4 Trajetórias da ferramenta para usinagem de superfícies complexas/curvas

O planejamento da trajetória da ferramenta para a usinagem CNC em vários eixos é um problema complexo que requer o conhecimento dos processos de remoção de material, a seleção de estratégias apropriadas e cálculos altamente precisos (KONOBRYTSKYI et al., 2017).

A escolha da trajetória da ferramenta a ser utilizada na etapa de acabamento depende de vários fatores, dentre os quais tem-se: geometria da peça, dureza do material, inclinação das paredes, tipo de máquina-ferramenta disponível e capacidade de interpolação de superfícies complexas pelo comando numérico (AZWAN et al., 2017).

A escolha adequada de trajetórias de ferramentas para uma geometria específica pode propiciar a redução dos custos de produção e melhorar a rugosidade da superfície (LUO et al., 2016, TAN et al., 2017). Além disto, a trajetória da ferramenta pode influenciar o tempo real de usinagem devido às acelerações e desacelerações envolvidas, alteração na direção dos movimentos da máquina e à diferença dos comprimentos dos caminhos percorridos pela ferramenta, tanto daqueles efetivos de corte quanto daqueles em vazio (SOUZA et al., 2014).

O aumento da produtividade no fresamento de superfícies complexas/curvas passa pela redução no comprimento total da trajetória (que pode ser obtido com maiores intervalos entre os passos da trajetória -  $a_e$ ) ou atribuindo-se velocidades de avanço otimizadas (CAO et al., 2017).

De acordo com SOUZA et al. (2014), os atuais *softwares* CAM comerciais oferecem diversas possibilidades de trajetórias de ferramentas e, dentre elas, as mais usadas são:

1. Ziguezague ou curvas paralelas;
2. Curvas de contorno;
3. Curvas de preenchimento espacial;
4. Curvas espirais;
5. Curvas geradas sequencialmente;
6. Curvas radiais.

Com a utilização da trajetória em ziguezague, o tempo de usinagem é menor do que com a trajetória em zigue, devido ao fato de não haver a necessidade do reposicionamento da ferramenta para iniciar o corte. Por outro lado, a aplicação da trajetória em ziguezague implica na utilização de corte concordante e discordante na mesma operação, o que pode prejudicar a vida da ferramenta. Com a trajetória de contorno e de simples ida (zigue), a usinagem normalmente é realizada com o corte concordante (MEBRAHITOM et al., 2016).

No atual estado tecnológico, podem-se simular diferentes trajetórias de usinagem e selecionar a de melhor desempenho. Esta escolha pode ser em função de critérios como, por exemplo, o menor tempo de usinagem e precisão dimensional. No ambiente CAM pode-se realizar apenas a simulação do processo de usinagem sem controlar a precisão após a simulação.

Não há geralmente regras aceitas para se escolher qualquer trajetória de ferramenta. Atualmente, a seleção de trajetórias e parâmetros tecnológicos baseia-se, na maioria das vezes, nas medições de elementos usinados anteriormente, no banco de dados para um material particular, ou na experiência do programador.

#### 2.4.1 *Influência da trajetória da ferramenta na qualidade da superfície*

A qualidade da superfície de peças usinadas é frequentemente um dos requisitos mais específicos dos clientes, e o indicador mais comum da mesma é a rugosidade (SIMUNOVIC et al., 2013).

A qualidade da superfície é afetada por muitos parâmetros de processo controláveis (incluindo velocidade de corte, profundidade de corte e avanço) e incontroláveis (propriedades do material da ferramenta e peça, vibrações da máquina e desgaste de ferramenta), que são difíceis de monitorar continuamente (VUKELIC et al., 2012; ANTIC et al., 2012). Além disto, a busca por valores baixos de rugosidade tem uma influência importante sobre os tempos e custos tecnológicos, ou seja, sobre a produtividade (COSIC et al., 2011).

As superfícies complexas dos moldes e matrizes não podem ser usinadas de forma exata com ferramentas de ponta esférica, as quais geram tipicamente um perfil com cristas. A rugosidade da superfície usinada é determinada principalmente pela largura destas cristas (RIGBY, 1993). Para melhorar a precisão da peça usinada e diminuir o tempo necessário ao polimento manual, é muito importante compreender como exatamente esta aproximação pode ser feita (SCHULZ, 1995). A profundidade radial de corte que gera uma rugosidade teórica desejada para uma superfície usinada com ferramenta de ponta esférica é obtida conforme a Equação (4), sendo representada na Figura 2.13.

$$a_e = \sqrt{(8 \cdot r \cdot R_{th} - 4R_{th}^2) \cdot \cos\theta} \quad (4)$$

Onde:

$a_e$  é a profundidade radial de corte;

$r$  é o raio da fresa ( $D/2$ );  
 $R_{th}$  é a rugosidade teórica máxima (a altura da crista em relação ao vale);  
 $\theta$  é a inclinação da superfície.

No fresamento de superfícies hemisféricas pode-se escolher um diâmetro de ferramenta para uma determinada calota pela aproximação analítica da rugosidade teórica ( $R_{th}$ ).

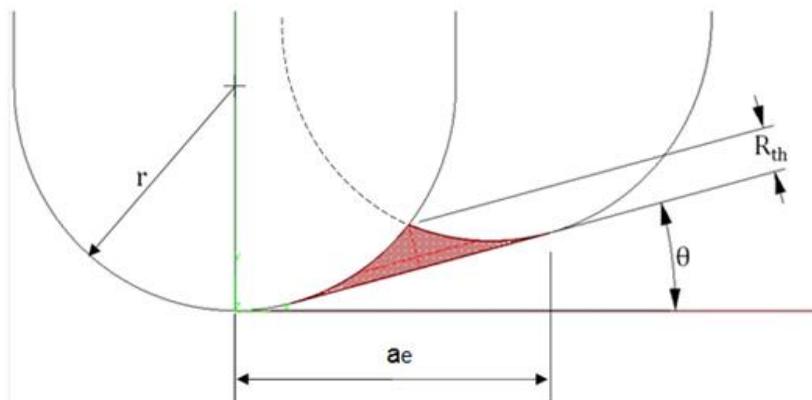


Figura 2.13 – Rugosidade teórica na usinagem de uma superfície com fresa de ponta esférica (MAGALHÃES & FERREIRA, 2017).

A definição de uma seção transversal de uma superfície hemisférica externa e dois pontos adjacentes  $P_i$  e  $P_{i+1}$ , distantes entre si de um dado ângulo de incremento lateral  $\theta'$  são usados por TSAO e CHEN (1997) para relacionar as geometrias da ponta esférica da ferramenta e da peça e assim obter uma previsão de rugosidade teórica, como mostrado na Figura 2.14.

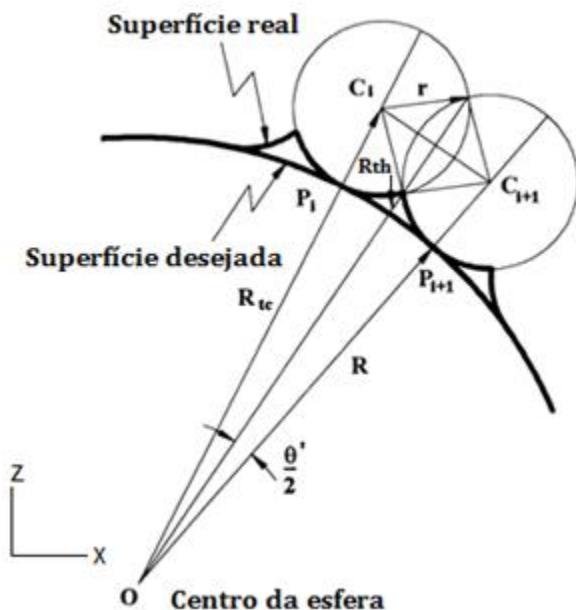


Figura 2.14 - Relação geométrica entre a superfície hemisférica externa e a fresa de topo esférico, no fresamento em 3 eixos (TSAO & CHEN, 1997).

Devido à geometria da ponta da ferramenta, gera-se uma crista de rugosidade teórica  $R_{th}$  entre as posições relativas da mesma. Neste caso, o raio de corte  $R_{tc}$  é dado pela soma do raio da superfície hemisférica e o raio da ferramenta de corte ( $R_{tc} = R + r$ ). Dessa forma, a rugosidade teórica resultante, em função do diâmetro da superfície hemisférica e da ferramenta de corte, é determinada pela Equação (5) (TSAO & CHEN, 1997).

$$R_{th} = -R + (R - r) \cdot \cos\left(\frac{\theta'}{2}\right) - \left\{ r^2 - \left[ (R - r)^2 \cdot \text{sen}^2\left(\frac{\theta'}{2}\right) \right] \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (5)$$

A obtenção de valores de rugosidade de processo que sejam próximos dos valores teóricos de rugosidade, e contendo erros de forma dentro de valores de projeto, depende diretamente de fatores dinâmicos inerentes ao processo, tais como vibrações do sistema ferramenta/porta-ferramenta e desvio da haste da ferramenta de corte em relação à superfície usinada. Estes fatores estão diretamente relacionados ao engajamento ferramenta-peça, aos parâmetros de corte, à resistência

mecânica da ferramenta e ao projeto do sistema ferramenta de corte/dispositivo de fixação. A geometria de contato e outros aspectos do processo estão diretamente relacionados à trajetória adotada.

Alguns trabalhos buscaram investigar a influência das trajetórias/estratégias e parâmetros de corte na rugosidade de superfícies complexas e planas utilizando ferramentas de ponta esférica na usinagem de materiais endurecidos. LACALLE et al. (2007) utilizaram quatro trajetórias de ferramenta diferentes, e alcançaram valores de  $R_a$  que variam de  $1,46\mu\text{m}$  a  $2,78\mu\text{m}$  quando da usinagem de superfícies de forma livre no aço H13 endurecido a 54 HRC. Neste trabalho uma metodologia baseada na obtenção de menores esforços de corte foi utilizada.

ZHANG et al. (2012) investigaram a influência de quatro diferentes trajetórias da ferramenta na usinagem de superfícies de forma livre. Resultados experimentais mostraram que a rugosidade é idêntica para as quatro trajetórias em regiões de curvaturas suaves. Porém, para regiões com curvaturas mais acentuadas, foram verificados os piores valores de rugosidade para todas as trajetórias, exceto para curvas paralelas. De acordo com os autores, isto ocorre porque nesta trajetória, em cada passe do caminho da ferramenta, a máquina usa apenas dois eixos simultâneos, gerando menores vibrações e erros de posicionamento, mas há um aumento no tempo de fabricação nesta trajetória em relação às demais que utilizam os três eixos simultâneos.

SOUZA et al. (2014) usinaram superfícies convexas no aço SAE P20 endurecido a 30 HRC, variando as trajetórias da ferramenta de usinagem, e encontraram valores de rugosidade  $R_a$  entre  $0,81\mu\text{m}$  e  $4,25\mu\text{m}$ . Os autores concluíram que a escolha correta da trajetória da ferramenta pode reduzir 88% do tempo e 40% do custo de acabamento de um molde.

NGUYEN & HSU (2016) realizaram experimentos de usinagem no aço H13 endurecido, variando parâmetros de corte e dureza do material, utilizando o método de Taguchi para a validação dos resultados. O melhor valor de rugosidade  $R_a$  foi igual a  $0,122\mu\text{m}$ , encontrado para o material em uma condição de dureza de 40HRC,  $V_c = 7\text{m/min}$ ,  $f_z = 0,01$  e  $a_p = 0,2\text{ mm}$ . Os ensaios foram realizados em superfícies planas.

SCANDIFFIO et al. (2016) avaliaram a rugosidade da superfície, vida da ferramenta e as forças de usinagem quando da usinagem de uma superfície cilíndrica no aço AISI D6 endurecido a 60HRC, utilizando direções de avanço ascendente e descendente. Os autores verificaram que na direção ascendente as vibrações são maiores do que na direção descendente, resultando em uma menor vida da ferramenta quando da utilização desta direção. Os maiores valores de rugosidade foram, em geral, encontrados nas superfícies usinadas em direção ascendente. No centro do perfil cilíndrico os valores de rugosidade  $R_a$  foram de 0,72  $\mu\text{m}$  para a direção ascendente e 0,15  $\mu\text{m}$  para a direção descendente. Na base do perfil cilíndrico os valores de  $R_a$  foram de 0,51  $\mu\text{m}$  (ascendente) e 0,24  $\mu\text{m}$  (descendente) e, no topo, os valores de rugosidade foram similares, de cerca de 0,52  $\mu\text{m}$ . Segundo os autores, os maiores valores de força radial  $F_r$  verificados no corte ascendente contribuíram para uma maior deflexão da ferramenta, gerando maiores vibrações e contribuindo para tais resultados na topografia da superfície.

Em um trabalho mais recente, publicado por SCANDIFFIO et al. (2017), é avaliada a influência do contato ferramenta-peça na vida da ferramenta e na rugosidade da superfície no fresamento de uma superfície cilíndrica em AÇO AISI D6 (60HRC), sendo variado o ângulo de inclinação entre a peça e a ferramenta em 5°, 45° e 85°, consequentemente variando-se os valores de diâmetros efetivos de corte e velocidades efetivas de corte. Surpreendentemente, os resultados deste estudo mostram que usinar materiais endurecidos com regiões próximas ao centro da ponta esférica da ferramenta melhora a vida da ferramenta e a rugosidade da superfície, contrariamente à maior parte dos estudos encontrados na literatura.

TAN et al. (2017) verificaram a influência da direção de avanço da ferramenta nos esforços de corte, vida da ferramenta e integridade da superfície no fresamento de topo de uma superfície plana, inclinada a 30° na liga de titânio TC 17. Foram usadas no acabamento ferramentas de ponta esférica de metal duro, sem cobertura, de quatro gumes e 7 mm de diâmetro, sendo empregado um balanço de 40 mm ( $L/D = 5,7$ ). Os parâmetros de corte usados foram:  $v_c = 110$  m/min,  $f_z = 0,06$  mm,  $a_p = 0,3$  mm e  $a_e = 0,35$  mm. Quatro direções da ferramenta foram adotadas: ascendente horizontal, ascendente vertical, descendente horizontal e descendente vertical.

Os resultados mostraram que a direção descendente horizontal produz os maiores esforços de corte, bem como resulta em uma vida mais longa da ferramenta (90% a 380% superior em relação às outras três direções). O melhor acabamento da superfície foi alcançado com direção ascendente vertical ( $R_a$  igual a  $1,25 \mu\text{m}$ ), em função das maiores velocidades efetivas de corte, o que fez que esta direção também apresentasse a pior vida da ferramenta. O pior acabamento foi observado na direção descendente horizontal ( $R_a$  igual a  $3 \mu\text{m}$ ).

#### 2.4.2 Modelos Teóricos para previsão da rugosidade

Vários modelos matemáticos têm sido propostos para prever o acabamento de superfícies baseando-se na previsão da rugosidade, desvios de forma e considerando os parâmetros de corte (BATISTA et al., 2016).

ARIZMENDI et al. (2009) propôs um modelo de previsão para a topografia da superfície considerando a vibração da ferramenta e avanço por gume no fresamento periférico utilizando ferramentas de ponta esférica. COSTES & MOREAU (2011) modelaram a topografia de uma superfície levando em consideração as vibrações medidas e variações no batimento da ferramenta devido a deflexões da mesma, o modelo foi capaz de prever a rugosidade média com precisão de até 90%.

CHEN et al. (2005) apresentaram um modelo que descreve o mecanismo de formação das cristas de rugosidade em função da profundidade radial de corte  $a_e$  e o avanço por gume  $f_z$  no fresamento com ferramentas de ponta esférica. Os resultados das simulações mostraram que a altura das cristas no sentido do avanço da ferramenta podem ser até três vezes maiores que no sentido transversal, caso a razão  $f_z/a_e$  seja igual a 1.

O trabalho de QUINSAT et al. (2008) buscou definir um parâmetro analítico para caracterizar a textura tridimensional de uma superfície complexa baseando-se no parâmetro de rugosidade tridimensional  $S_z$ . Experimentos mostraram uma boa concordância quanto aos valores previstos analiticamente e os medidos para superfícies reais usinadas. Porém, foram também encontradas

discrepâncias, uma vez que o modelo não leva em consideração fatores como vibrações, desgaste de ferramentas e fluidos de corte.

Baseando-se na modelagem diferencial da geometria e computação gráfica, HAO & LIU (2017) deduziram um modelo de previsão da rugosidade da superfície no fresamento de topo com fresas esféricas. O modelo leva em consideração a discretização do gume da ferramenta e a combinação dos movimentos da mesma em relação à peça. Ainda, o referido modelo considera a influência de fatores físicos baseando-se na teoria da modelagem de esforços de corte e na deformação da ferramenta como uma viga em balanço. Um modelo de correção do desgaste da ferramenta é também considerado. Verificações experimentais confirmaram que a precisão do modelo na previsão da rugosidade da superfície é da ordem de 87%.

YANG et al. (2017) modelaram tridimensionalmente a altura das cristas de rugosidade, em função da trajetória do gume da ferramenta, no fresamento de superfícies complexas com ferramentas esféricas em aços endurecidos. NURBS foram utilizadas para preencher os espaços em vazio e gerar a topografia estimada da superfície. As influências da curvatura da superfície, ângulo de incidência da ferramenta e vibrações foram investigadas. A Figura 2.15 mostra o efeito de diferentes amplitudes de vibração na topografia simulada, no fresamento do aço Cr12MoV, com fresa de 20 mm diâmetro, 2 gumes de corte,  $a_p = 0,4$  mm,  $a_e = 0,3$  mm,  $s = 6000$  rpm e  $v_f = 2400$  mm/min. A precisão do modelo foi validada experimentalmente, desvios entre a rugosidade simulada e real foram inferiores a  $0,3$   $\mu\text{m}$ , evidenciando que a modelagem e reconstrução da superfície utilizando NURBS pode ser útil na previsão da topografia da superfície no fresamento de aços endurecidos. Vale ressaltar que nesse trabalho a influência do balanço da ferramenta ( $L/D$ ) não foi considerada.

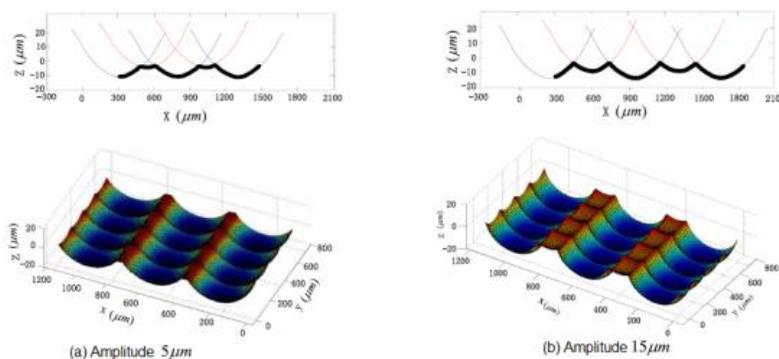


Figura 2.15 – Efeito de diferentes amplitudes de vibração na topografia simulada. (a) amplitude  $5\ \mu\text{m}$ , (b) amplitude  $15\ \mu\text{m}$  (YANG et al., 2017).

BATISTA et al. (2016) avaliaram o efeito do avanço, profundidade radial de corte e sentido de corte (concordante e discordante), na rugosidade, durante o fresamento com ferramentas esféricas, com altas velocidades de corte, em aços endurecidos usados na fabricação de matrizes de forjamento. A topografia da superfície foi modelada matematicamente e comparada com resultados experimentais. Os resultados mostraram que o material da peça é esmagado (corte concordante) ou há a formação de sulcos (corte discordante) próximos ao centro da ponta esférica da ferramenta, como visto na Figura 2.16. A singularidade cinemática, associada ao avanço, comprime e flete a ferramenta axialmente, principalmente no corte discordante. Devido a estes efeitos as marcas da ferramenta na peça no final da trajetória causam danos à superfície e erros dimensionais no fresamento de materiais endurecidos (Figura 2.17).

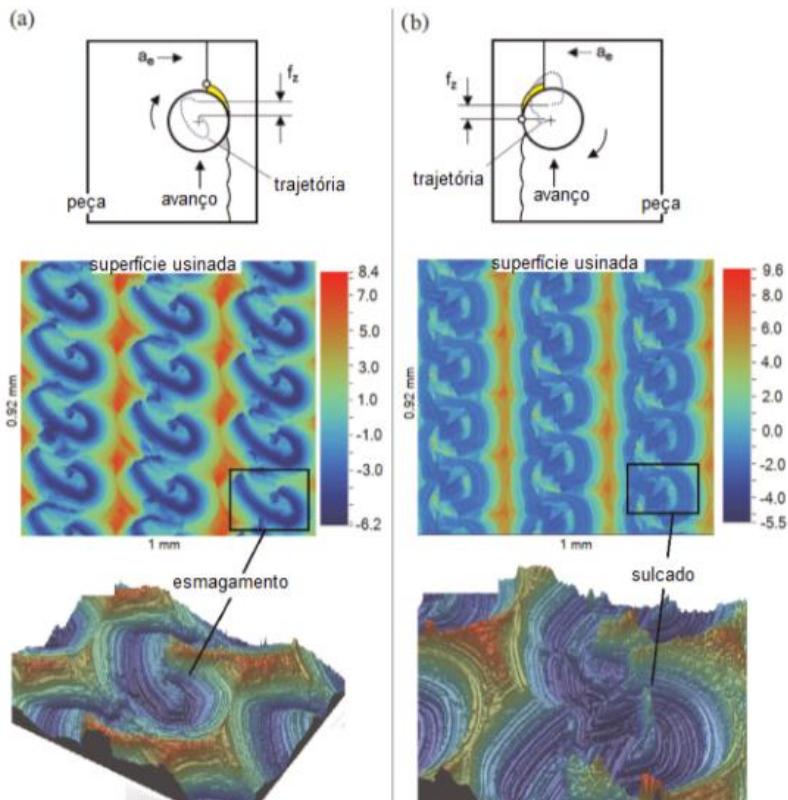


Figura 2.16 – Imagens por perfilometria da superfície usinada, (a) fresamento concordante e (b) discordante.  $f_z = 0.10$  mm,  $a_e = 0.346$  mm (BATISTA et al., 2016).

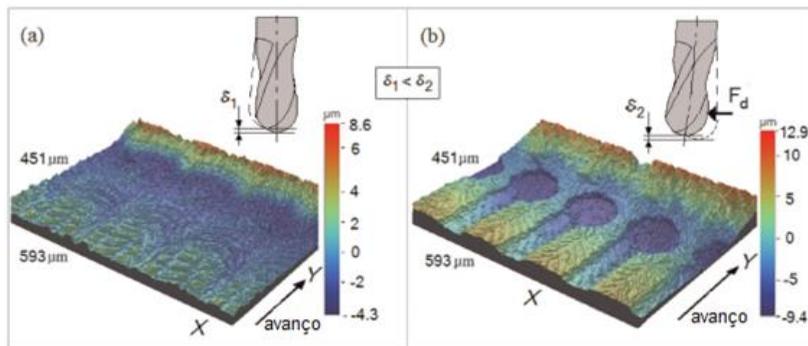


Figura 2.17 – Imagens 3D do final da trajetória com marcas da deflexão da ferramenta (a) corte concordante e (b) discordante.  $f_z = 0.15$  mm,  $a_e = 0.346$  mm (BATISTA et al., 2016).

## 2.5 Padrão característico deixado pela ferramenta de ponta esférica no fresamento de topo

O acabamento de superfícies complexas de moldes e matrizes é frequentemente realizado usando-se fresas de ponta esférica. Ao longo de cada direção da trajetória de corte, a orientação do gume de corte é periodicamente alterada durante a rotação do eixo-árvore da máquina-ferramenta.

Devido à geometria e às alterações dinâmicas no gume de corte da fresa de ponta esférica, cristas no sentido do passo da trajetória e do avanço são formadas na superfície usinada. As cristas formadas no sentido da trajetória são geradas por distâncias finitas alinhadas do passo da ferramenta ( $a_e$  – profundidade radial de corte), enquanto que as cristas na direção do avanço são geradas pelo incremento finito entre sucessivos avanços dos gumes da fresa, como ilustrado na Figura 2.18.

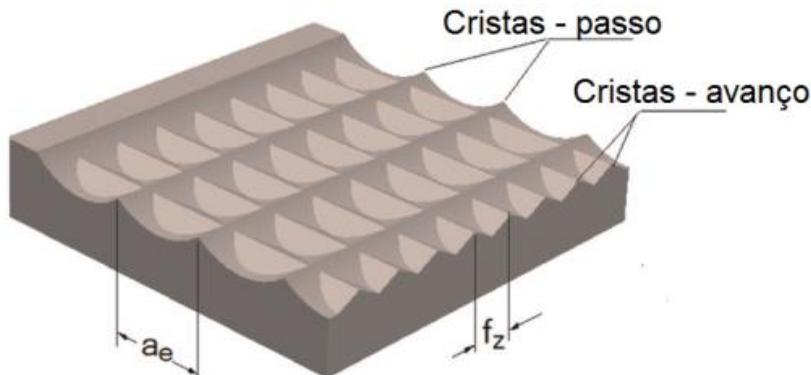


Figura 2.18 - Cristas no sentido do passo da trajetória e avanço no fresamento com ferramenta de ponta esférica (BATISTA et al., 2016).

Nota-se que a crista formada no sentido da trajetória assume que a ferramenta está em translação em relação à peça, e para uma superfície plana a altura da crista ( $hc$ ) pode ser expressa conforme a Equação (6).

$$hc = \frac{p^2}{8r} \quad (6)$$

Onde  $p$  é o passo da trajetória e  $r$  é o raio da ferramenta.

Em um primeiro momento, a forma e o mecanismo de formação das cristas no sentido do avanço parecem os mesmos do perfil formado entre os passos da trajetória. Entretanto, nota-se que nesse caso a ferramenta não está apenas transladando, mas também girando sobre a peça. Dessa forma, ambos os efeitos dinâmicos (translação e rotação) devem ser levados em consideração quando se analisa a formação das cristas no sentido do avanço (CHEN et al., 2005). A Figura 2.19 ilustra os efeitos da variação do avanço por gume nas cristas de rugosidade no sentido do passo da trajetória e do avanço da ferramenta ao se usinar uma superfície plana com fresa de ponta esférica.

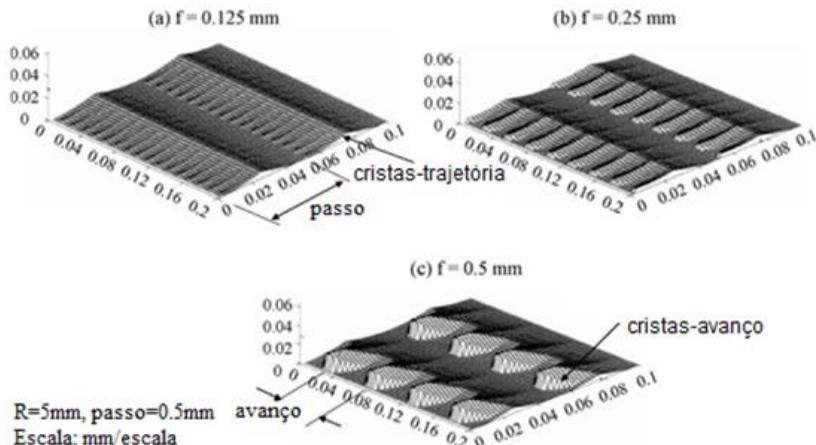


Figura 2.19 - Cristas na direção do passo e do avanço (CHEN et al. 2005).

No trabalho de TAN et al. (2017), que investigaram a influência da direção de avanço no fresamento de topo de uma superfície inclinada a  $30^\circ$ , verifica-se a influência deste parâmetro no perfil deixado pela ferramenta de ponta esférica no processamento da liga de titânio TC 17, como mostrado na Figura 2.20. Observa-se que o padrão de domos esféricos obtidos no sentido vertical descendente é inexistente nas direções de avanço horizontais.

As considerações anteriores para a formação das cristas de rugosidade foram feitas para uma superfície plana horizontal. Na usinagem de superfícies não se pode negligenciar as inclinações, curvaturas e ondulações presentes ao longo da trajetória da ferramenta. Alguns trabalhos analíticos foram realizados para se prever a textura deixada por fresas de ponta esférica em superfícies curvas.

Por exemplo, QUINSAT et al. (2008) realizaram estudos em uma superfície com diferentes graus de inclinação e curvatura. Os resultados ilustrados na Figura 2.21 mostram que o padrão obtido na peça, realizando-se acabamento com fresa de ponta esférica, é um conjunto de segmentos esféricos que dependem da geometria e material da peça, perfil e trajetória da ferramenta e parâmetros de corte.

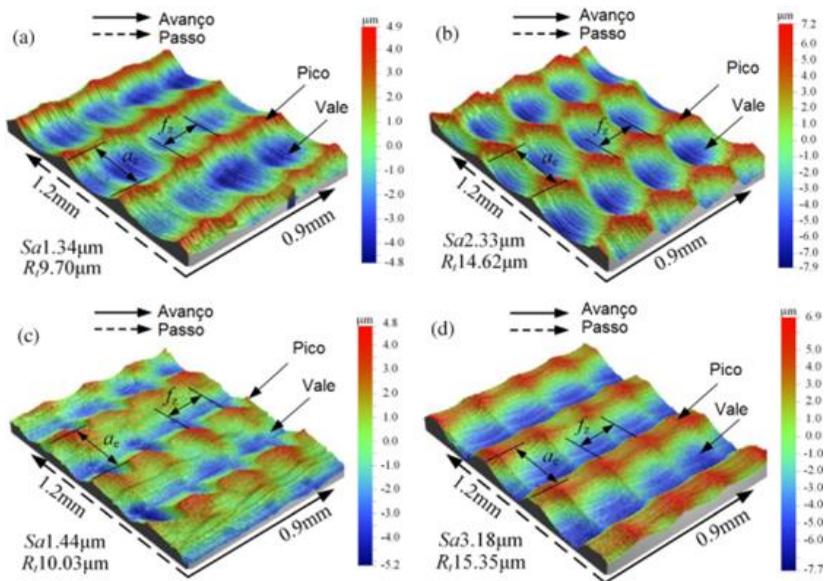


Figura 2.20 – Efeito de diferentes direções de avanço na topografia da superfície: (a) vertical ascendente, (b) vertical descendente, (c) horizontal ascendente e (d) horizontal descendente (TAN et al., 2017).

GUILLEMOT et al. (2013) investigaram a influência da variação do ângulo de incidência da fresa de ponta esférica na formação do padrão das cristas de rugosidade no fresamento de topo, em cinco eixos, utilizando altas velocidades de corte, no aço bainítico 25 MnCrSiVB6. A ferramenta usada foi uma fresa de ponta esférica com  $30^\circ$  de ângulo de hélice e 10 mm de diâmetro revestida com TiAlN. A Figura 2.22 mostra a topografia das superfícies usinadas para diferentes valores do ângulo de incidência  $\beta$ . Como esperado, as superfícies usinadas com grandes valores de  $\beta$  aparecem como domos esféricos paralelamente alinhados na direção do avanço.

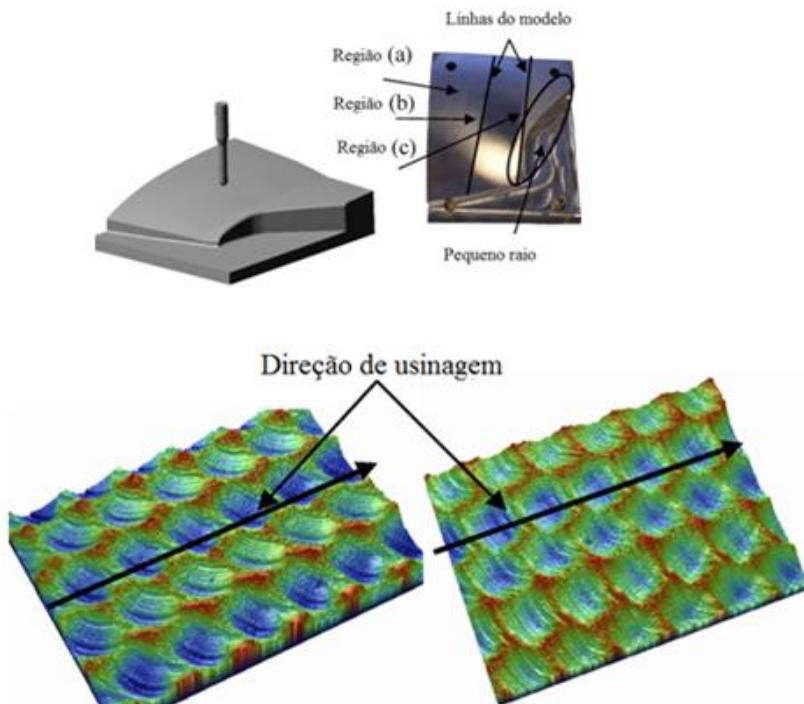


Figura 2.21 – Geometria do corpo de prova (acima) e padrões de medição na superfície da peça para duas regiões distintas (abaixo) (QUINSAT et al. 2008).

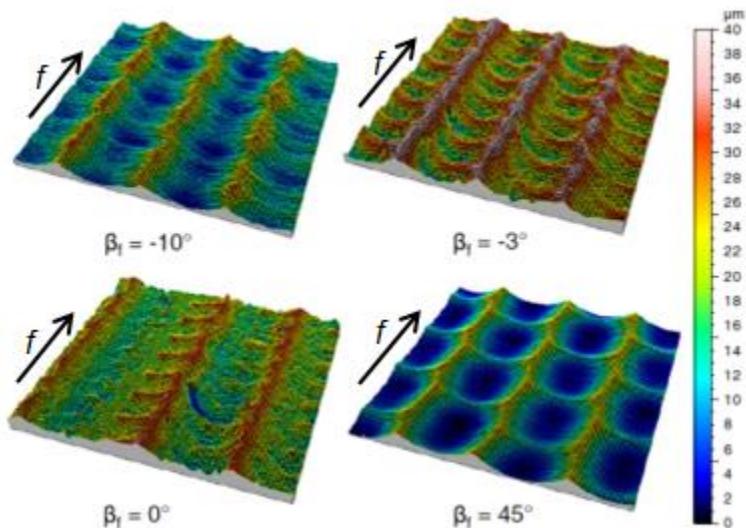


Figura 2.22 - Topografias para diferentes valores de ângulo de incidência  $\beta$  ( $hc = 20\mu\text{m}$ ,  $V_c = 300\text{ m/min}$ ,  $f_z = 0.2\text{ mm/dente}$ ) (GUILLEMOT et al. 2013).

### 2.5.1 Fresamento Duro

Atualmente, a usinagem de aços endurecidos é frequentemente combinada com altas velocidades de corte, especialmente quando se trata de operações de fresamento. Quando isto ocorre o uso desta tecnologia permite, em alguns casos, eliminar as etapas de EDM (*Electrical Discharge Machining*) e polimento no acabamento de moldes e matrizes compostos de superfícies complexas/curvas, processados em máquinas de três a cinco eixos (CASTANHERA & DINIZ, 2017).

Crerios econômicos e prazos de entrega são os fatores determinantes quanto à escolha da rota de processo: realizar desbaste e acabamento com uso de máquinas *high speed* com material já tratado termicamente ou o desbaste convencional do aço (não temperado), seguido da têmpera e usinagem em altas velocidades.

De acordo com GRZESIK (2008), em relação à produção de um molde, se mais de  $7000 - 8000\text{ cm}^3$  de material devem ser removidos, o tempo de desbaste do material endurecido em uma máquina *high speed*

pode ser excessivo e também muito caro. Se menos de 1250 cm<sup>3</sup> tem que ser removidos, realizar o desbaste e acabamento na mesma máquina *high speed* possibilita a produção de um molde acabado em menos de 150 minutos, com apenas um *setup*, ou seja, mesma fixação e referenciamento.

As definições de fresamento duro e usinagem em altas velocidades variam de acordo com a aplicação e até com o fabricante. Segundo MICKELSON (2007), uma maneira adequada de definir fresamento duro em altas velocidades é usinar materiais entre 45-64 HRC com velocidade do eixo-árvore próxima a 10.000 rpm ou superior. As profundidades de corte são tipicamente 0,2 mm ou inferior. Com efeito, para o estado da arte da tecnologia da usinagem com altíssimas velocidades de corte (*ultra high-speed machining technology*), o passo  $a_e$  é reduzido a 0,1 – 0,3 mm, enquanto o avanço por gume é mantido de 0,1 – 0,3 mm, assim a razão avanço/passos é mantida aproximadamente igual a um (CHEN et al., 2005).

Para Axinte & Dewes (2001), fresamento duro é o nome dado aos processos HSC aplicados à usinagem de aços no estado endurecido (40 – 70 HRC). Os benefícios específicos do fresamento duro, segundo os autores, incluem tensões residuais de compressão, micro dureza mínima e poucas alterações micro estruturais, além da melhoria da resistência à fadiga da peça usinada.

Nesse contexto, só a aplicação da tecnologia HSC não é suficiente para alcançar as metas desejadas no setor de moldes e matrizes. O fresamento de componentes em aço já tratados termicamente fornece benefícios substanciais em termos de redução de custos de manufatura e tempo de produção quando comparados à rota tradicional de usinagem onde o aço está inicialmente na condição recozida (GAITONDE et al., 2016).

## **2.6 Considerações sobre a precisão dimensional no fresamento**

O processo de fresamento é uma das técnicas de usinagem mais difíceis, mas também é a mais confiável e eficiente para se produzir peças complexas e robustas. Existem muitas fontes de erros que podem causar imprecisão no processo como: desgaste e vibração da ferramenta, deformações térmicas e deformações na peça (ZEROUADI & FONTAINE, 2015).

Além desses fatores de perturbação, a deflexão da ferramenta induzida pelos esforços de corte tem uma grande influência na forma e precisão dimensional dos componentes usinados (MA et al., 2016). As deflexões da ferramenta são particularmente afetadas pelo aumento do avanço, que leva a esforços de corte excessivos nas operações de fresamento, e a deflexão da ferramenta é aumentada à medida que as forças aumentam. Com o aumento da deflexão da ferramenta, a precisão da superfície da peça fresada é reduzida (ZEROUDI & FONTAINE, 2015).

No caso da usinagem de geometrias de peças que necessitam de pequenos raios em profundidades relativamente altas, a utilização de ferramentas de alta relação comprimento/diâmetro resulta em erros dimensionais devido à deflexão. Estes erros dimensionais podem comprometer a usinagem dentro das tolerâncias especificadas, mesmo que os outros fatores estejam controlados (POLLI, 2005; OLIVEIRA, 2007).

Não obstante, frequentemente erros dimensionais estão relacionados a trajetórias de usinagem, parâmetros de corte e ferramentas inapropriados (MATRAS & KOWALCZYK, 2014). Importantes trabalhos buscaram identificar a influência da trajetória da ferramenta e da relação L/D na precisão dimensional de peças fresadas.

LACALLE et al. (2007) apresentaram uma metodologia de escolha da trajetória da ferramenta com menores valores médios de esforços de corte, permitindo a redução de erros dimensionais de cerca de 30  $\mu\text{m}$  para 4  $\mu\text{m}$  na usinagem de superfícies curvas. Por sua vez, SOUZA et al. (2014) compararam cinco trajetórias distintas para a usinagem de uma superfície complexa convexa, em três eixos, e encontrou uma variação de até 0,24 mm nas medições realizadas nas peças após o polimento manual.

SHAJARI et al. (2014) usinaram uma superfície convexa de baixa curvatura em aço inoxidável, monitorando a variação nos esforço de corte para quatro diferentes trajetórias da ferramenta: espiral, curvas de contorno, curvas radiais e curvas paralelas. Os resultados mostraram que, dependendo dos parâmetros utilizados, a força resultante pode ser da ordem de 1200 N para trajetória em espiral, e 400 N para trajetória em curvas radiais, ou seja, uma variação de 200% em função da

trajetória. Estes resultados impactaram na qualidade da superfície usinada bem como em desvios dimensionais.

ZEROUDI & FONTAINE (2015) se valeram de análises utilizando o método dos elementos finitos (FEM – *Finite Element Method*) para prever a deflexão da ferramenta no processo de fresamento de topo com ferramenta esférica em uma superfície curva ondulada. Foi utilizada nos experimentos uma fresa de 16 mm de diâmetro, 2 dentes, montada em balanço de 80 mm, ou seja, uma relação  $L/D = 5$ . Foram variados esforços de corte de 50 N a 1000 N na ponta esférica da ferramenta. Os resultados mostraram que a deflexão da ferramenta no sentido radial pode ser de 0,02 mm para um avanço por gume de 0,1 mm e de 0,06 mm para um avanço por gume de 0,5 mm. Os resultados acompanharam o previsto utilizando o método dos elementos finitos e, ainda, a metodologia proposta por KIM et al. (2003), que consideraram que a ferramenta se comporta como uma viga cilíndrica em balanço.

MA et al. (2016) desenvolveram uma nova metodologia para compensar os erros provenientes das deflexões da ferramenta na usinagem de superfícies complexas, em cinco eixos, modificando as trajetórias da ferramenta. Os autores concluíram que o emprego da metodologia pode aumentar em aproximadamente 42% a precisão de usinagem de uma superfície complexa.

TOH (2006) conduziu operações de fresamento utilizando altas velocidades de corte (400 m/min) em uma superfície plana inclinada ( $75^\circ$ ) com fresa de ponta esférica (10 mm) no aço H13 endurecido a 52 HRC, utilizando quatro diferentes direções de avanço: vertical ascendente, vertical descendente, horizontal ascendente e horizontal descendente. Os resultados mostraram que a força resultante para a direção vertical descendente pode ser da ordem de 300N, e na direção horizontal ascendente da ordem de 150 N, ou seja, uma variação de 100%. O autor concluiu que, geralmente, a direção ascendente gera menores esforços de corte. As frequências de interrupção na direção ascendente foram inferiores em relação à direção descendente (1294 Hz e 1318 Hz, respectivamente). Por outro lado, a vida da ferramenta foi maior quando empregado o corte na direção descendente. Estes fatores afetaram as formas e regiões de desgaste das ferramentas, bem como a forma dos cavacos produzidos, o que impactou a rugosidade da superfície e desvios dimensionais.

## 2.7 Conceitos de usinagem relevantes a este trabalho

### 2.7.1 *Formação de cavacos no fresamento de topo de aços endurecidos*

As características físicas dos cavacos gerados durante as operações de usinagem, sua forma, dimensões, volume e coloração refletem diretamente nas características do processo de usinagem que os gerou (MACHADO et al., 2009; CHEN et al., 2013; YE et al. 2014).

O mecanismo de formação dos cavacos nos processos de usinagem depende de vários fatores, o principal sendo o material (e seu estado) a ser usinado. No entanto, deve-se considerar a influência dos parâmetros de corte, geometria e material da ferramenta (incluindo os revestimentos), meios lubrificantes, dentre outros.

Como já mencionado, na fabricação de moldes e matrizes é comum o emprego de aços de elevada dureza usinados no acabamento com fresas de topo com ponta esférica. No desbaste e pré-acabamento geralmente são empregadas fresas toroidais e de topo reto.

Neste contexto, WANG et al. (2014) investigaram a morfologia dos cavacos durante a usinagem em altas velocidades do aço SKD11 (AISI D2) com alto teor de carbono (acima de 1%) e 62HRC de dureza utilizando fresa de topo reto revestida com TiSiN. Os autores estudaram a condição de formação de cavacos contínuos e em dente de serra. Os resultados mostraram que o cavaco pode ser controlado como contínuo, mediante a utilização adequada de parâmetros como velocidade de corte, avanço por gume e profundidade de corte. A Figura 2.23 mostra a alteração na morfologia do cavaco na usinagem do aço SKD11 com o aumento da velocidade de corte de 50m/min para 200m/min, ocorrendo a alteração do tipo contínuo para o tipo dente de serra. Pode-se observar a alteração na espessura do cavaco, bem como das zonas de deformação.

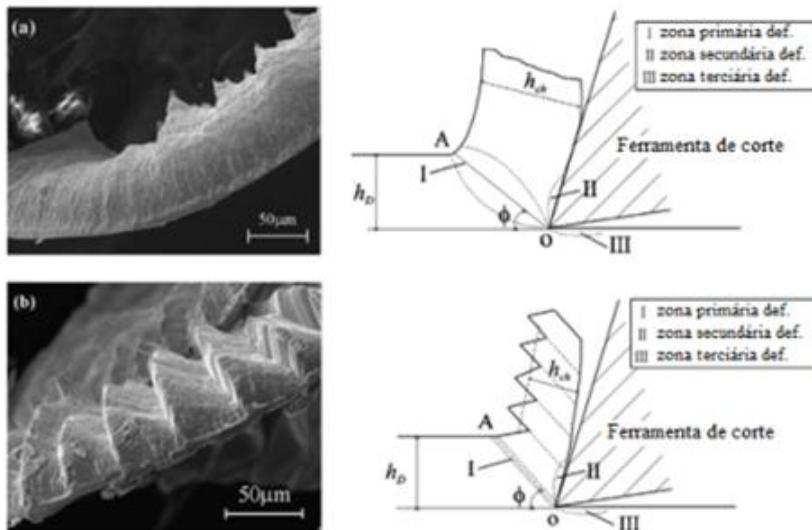


Figura 2.23 - Morfologia do cavaco: (a) contínuo,  $v_c = 50\text{m/min}$ . (b) dente de serra,  $v_c = 200\text{m/min}$ .  $\phi = 6\text{mm}$ ,  $a_p = 0,18\text{mm}$ ,  $f_z = 0,045\text{mm}$ ,  $a_e = 1\text{mm}$  (WANG et al. 2014).

Se o avanço por gume e a profundidade radial de corte atingir valores muito elevados, a morfologia do cavaco passa a ser dente de serra (WANG et al., 2014). A Figura 2.24 mostra a alteração na morfologia do cavaco alterando-se os valores de avanço por gume para o aço SKD11 (AISI D2).

O aumento da velocidade de corte também aumenta a temperatura local da região de cisalhamento rapidamente e aumenta o amolecimento do material devido ao calor. Quando os parâmetros são adequados, a deformação cisalhante se torna altamente localizada na zona de cisalhamento, resultando em cisalhamento adiabático (WANG et al., 2014).

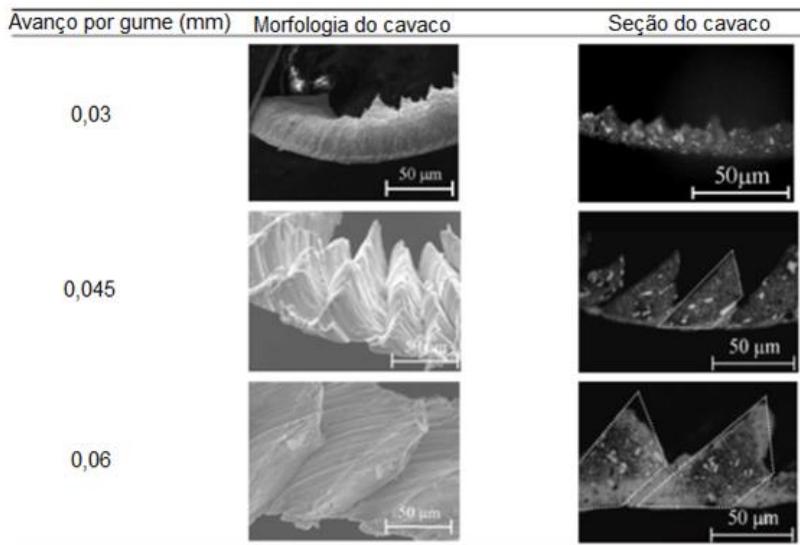


Figura 2.24 - Alteração na morfologia do cavaco em função da variação do avanço por gume.  $\phi$  6mm,  $v_c = 200\text{m/min}$ ,  $a_p = 0,18\text{mm}$ ,  $a_e = 1\text{ mm}$  (WANG et al. 2014).

CHEN et al. (2013) utilizaram simulação numérica, análises geométricas e observações mediante microscopia ótica e MEV para estudar a morfologia do cavaco decorrente da usinagem do aço H13 endurecido, com fresa de ponta esférica, variando-se os parâmetros de corte e os ângulos de inclinação e incidência da ferramenta. A Figura 2.25 mostra as diferentes regiões de formação do cavaco em função da variação dos ângulos de inclinação e incidência no contato ferramenta-peça.

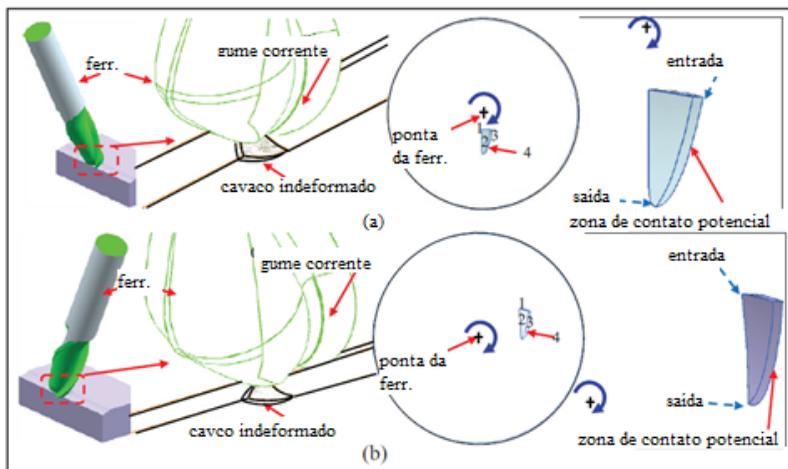


Figura 2.25 - Zona de contato peça-ferramenta e cavaco indeformado para ângulos de inclinação especiais sob condição de usinagem de acabamento: (a) ângulo de inclinação de 25° e incidência de 0° e (b) ângulo de inclinação de 0° e incidência de 25°. CHEN et al. (2013).

Na Figura 2.26 (a) é observada a coloração vermelho escuro do cavaco em condição de desbaste. A cor do cavaco no processo de pré-acabamento gradualmente se torna escura com o aumento da profundidade de corte, aumentando o calor gerado no processo de formação do cavaco.

A variação de temperatura determina diretamente o grau de oxidação dos elementos no material do cavaco, que inclui o ferro e outros elementos, o que resulta eventualmente em grande mudança de coloração do mesmo. CHEN et al. (2013) verificaram que a temperatura do cavaco aumenta para maiores ângulos de inclinação e menores ângulos de incidência, sendo observados cavacos mais escuros com o aumento destes dois ângulos.

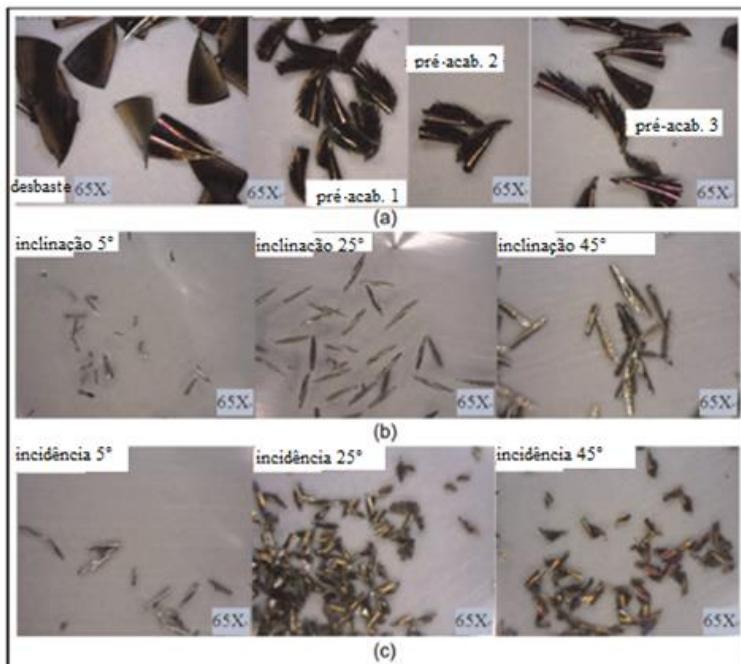


Figura 2.26 - Morfologia do cavaco sob várias condições de corte: (a) cavacos sob desbaste e três tipos de pré-acabamento, (b) cavacos do acabamento sob vários ângulos de inclinação, e (c) cavacos de acabamento sob vários ângulos de incidência. CHEN et al. (2013).

Uma vez que a variação dos ângulos de incidência e de inclinação da ferramenta altera o contato ferramenta-peça, foram observadas diferenças na morfologia dos cavacos gerados no acabamento. Dentro do escopo do estudo foram observadas alterações nas regiões de entrada e saída do cavaco, bem como o aparecimento de estrias, entalhes, rebarbas, rupturas e alterações dimensionais em função da variação destes parâmetros (CHEN et al., 2013). A morfologia dos cavacos, no fresamento de acabamento do aço H13 endurecido, com fresa de ponta esférica, em função de diferentes ângulos de inclinação, é mostrada na Figura 2.27.

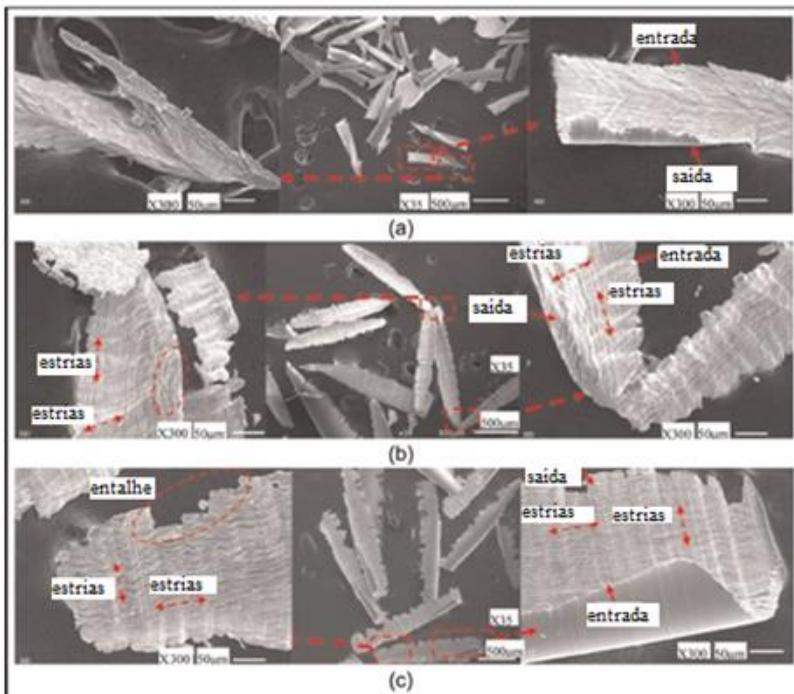


Figura 2.27 - Morfologia dos cavacos no fresamento do aço H13 endurecido com fresa de ponta esférica ( $a_p = 0,2$  mm,  $a_e = 0,1$  mm,  $n = 10.000$  rpm,  $f_z = 0,13$  mm, e incidência =  $0^\circ$ ): (a) inclinação =  $5^\circ$ , (b) inclinação =  $25^\circ$ , e (c) inclinação =  $45^\circ$ . (CHEN et al., 2013).

A ponta da ferramenta entra em contato com o material do cavaco no processo de remoção quando o ângulo de inclinação é de  $5^\circ$  e, então, ocorre a ação de extrusão da ponta da ferramenta na parte final do cavaco. Dessa forma, a textura da parte final do cavaco não é regular. Com isso, aparecem rebarbas facilmente, como mostrado na Figura 2.27(a), e a qualidade da superfície usinada provavelmente é deteriorada sob estas condições de corte.

Entalhes podem ser facilmente observados sob ângulos de inclinação de  $25^\circ$ , sendo estes ainda mais proeminentes sob ângulos de inclinação de  $45^\circ$ . Isto pode acontecer principalmente devido às altas temperaturas geradas no cavaco sob estas condições. Ao mesmo tempo, mais entalhes aparecem na posição do cavaco localizado na região de

saída do gume de corte corrente que no outro lado do cavaco marcado com entrada.

A morfologia do cavaco em função de diferentes ângulos de incidência é mostrada na Figura 2.28. O fenômeno de ondulação do cavaco é claramente observado, sendo que este aumenta com o aumento do ângulo de incidência. Isto se deve ao fato de que, com o aumento da inclinação, a ponta da ferramenta se distancia da região de interação ferramenta-peça, levando a maiores diâmetros efetivos de corte, ocasionando, por sua vez, maiores velocidades de corte e consequentemente maiores temperaturas envolvidas, o que facilita o efeito de “amolecimento” induzido do material, levando ao surgimento de ondulações com a ação de cargas mecânicas no cavaco em seu fluxo ao longo da face inclinada da ferramenta (CHEN et al., 2013).

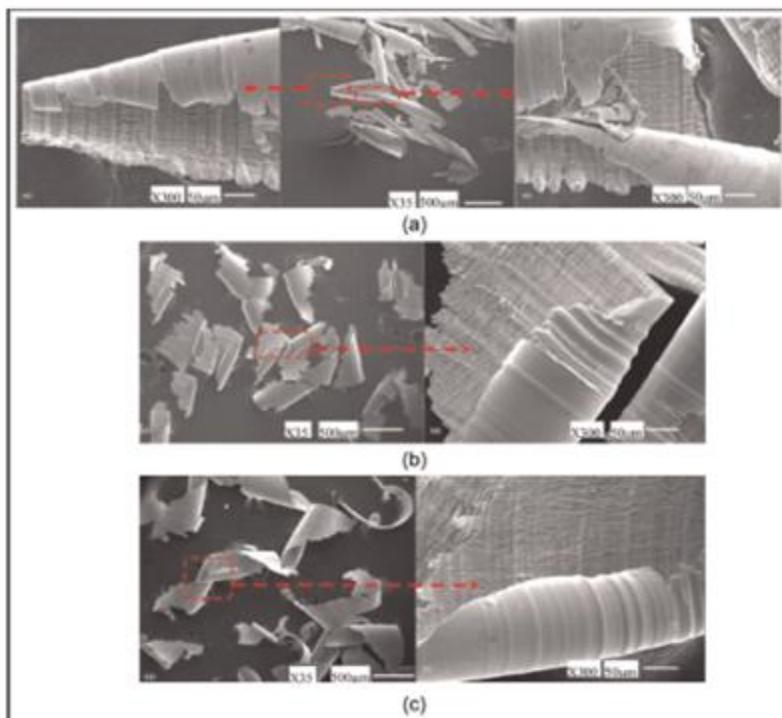


Figura 2.28- Morfologia dos cavacos ( $a_p = 0,2$  mm,  $a_e = 0,1$  mm,  $n = 10.000$  rpm,  $f_z = 0,13$ mm e inclinação =  $0^\circ$ ): (a) incidência =  $5^\circ$ , (b) incidência =  $25^\circ$ , e (c) incidência =  $45^\circ$ . (CHEN et al. 2013).

NING et al. (2001) observaram os cavacos gerados durante o fresamento do aço H13 endurecido (dureza 55 HRC), com ferramenta de ponta esférica, empregando altas velocidades de corte. Segundo os autores, o perfil do cavaco gerado para um processo considerado estável (em função da qualidade da superfície usinada) é enrolado, apresentando forma similar a um cone, como mostrado na Figura 2.29.

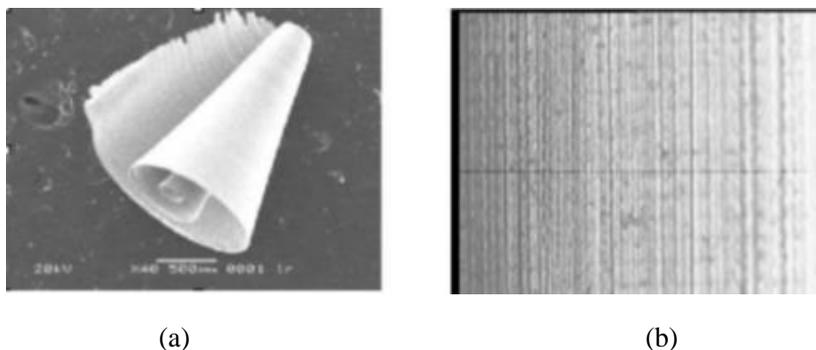


Figura 2.29 – (a) MEV de um cavaco obtido em processo considerado estável por NING et al. (2001) e (b) qualidade da superfície usinada – Ampliação 40X. Condições de corte:  $n = 28000$  rpm,  $v_f = 1350$  mm/min,  $a_p = 0,6$  mm.

Aumentando-se o valor do avanço, o processo de corte passou a ser considerado instável, resultando em uma baixa qualidade da superfície usinada e alterações no mecanismo de geração dos cavacos. Nesta condição de processo os autores verificaram elevadas vibrações autoexcitadas. A Figura 2.30 mostra o cavaco obtido nestas condições, bem como uma ampliação da superfície usinada. O cavaco é do tipo agulha, proveniente da vibração do par ferramenta-peça durante a atuação de um gume de corte. A Figura 2.31 mostra a diferença na formação do cavaco em um processo estável e instável, onde mais de um cavaco é gerado durante a atuação de cada gume de corte. É importante ressaltar que os experimentos realizados no referido trabalho foram conduzidos em superfícies planas.

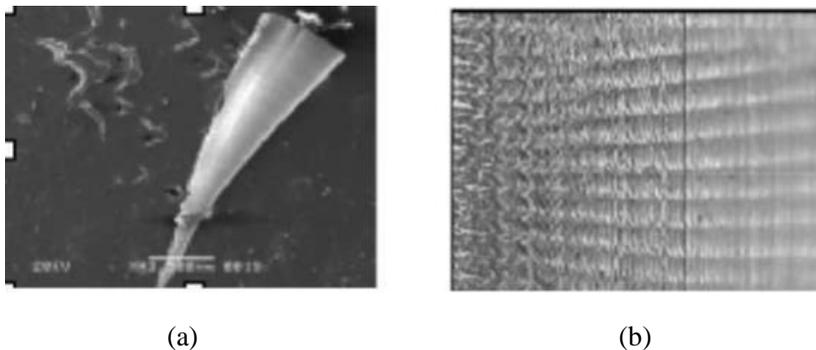


Figura 2.30 – (a) Imagem de MEV de um cavaco obtido em processo considerado não-estável por NING et al. (2001), e (b) qualidade da superfície usinada – Ampliação 40X. Condições de corte:  $n = 28000$  rpm,  $v_f = 1400$  mm/min,  $a_p = 0,6$  mm.

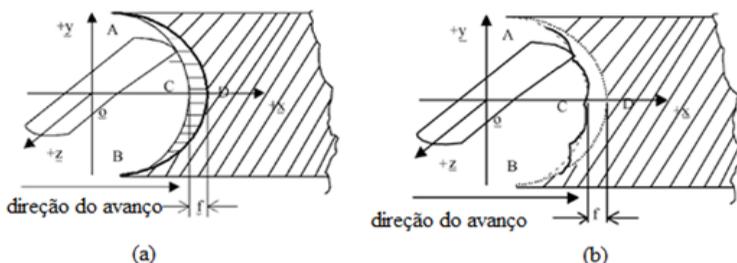


Figura 2.31 – Diferenças na formação dos cavacos: (a) processo estável e (b) processo não estável (NING et al., 2001).

### 2.7.2 Vibrações na usinagem

A usinagem dos materiais é invariavelmente acompanhada de vibrações entre a peça e a ferramenta. O nível máximo das vibrações tolerável, ou seja, a máxima amplitude das vibrações em um processo de usinagem é dependente da aplicação. No desbaste, o que determina este nível é o efeito que as vibrações exercem sobre a vida da ferramenta. Em operações de acabamento a qualidade da superfície e precisão dimensional são os parâmetros que determinam o nível máximo das vibrações (SCHULZ et al., 2001).

Em um trabalho isento de vibrações, o movimento relativo entre a ferramenta e a peça é dado pela combinação do avanço e da

velocidade de corte. A rugosidade cinemática pode ser teoricamente calculada em função do diâmetro da ferramenta e do avanço por gume. A Figura 2.32(a) mostra as relações geométricas para este condição. Contudo, sendo sobrepostas a este movimento as vibrações da ferramenta, que apresentam uma componente na direção normal a de avanço, altera-se a estrutura do acabamento da superfície original (Figura 2.32(b)). Isto resulta em uma piora na qualidade da superfície, que pode ser empregada na avaliação da dinâmica do processo (POLLI, 2005).

A rugosidade de uma superfície representa uma medida relativa para a estabilidade do processo que a gerou. Neste contexto, a noção de estabilidade não é empregada no sentido da técnica de controle, mas sob o aspecto tecnológico, priorizando o resultado do trabalho (POLLI, 2005). Um processo estável pode ser caracterizado relativamente por boa qualidade da superfície e reduzido desgaste de ferramenta, enquanto que um instável é associado a um acabamento de superfície deteriorado e desgastes pronunciados de ferramenta (POLLI, 2005).

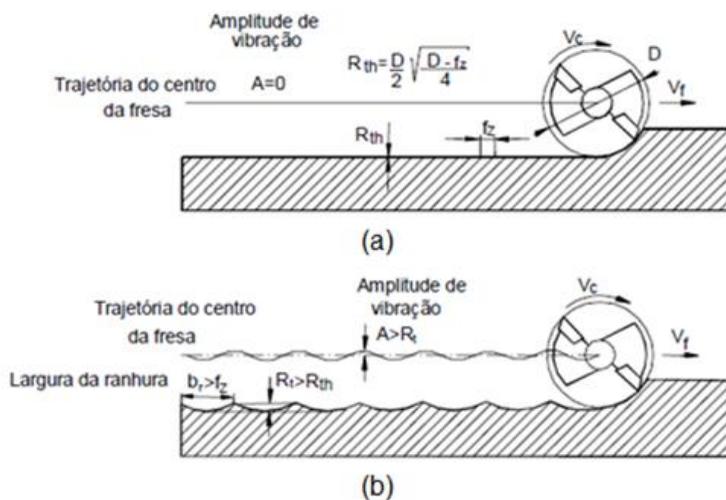


Figura 2.32 – Trajetória da ferramenta para um processo sem e com vibrações (POLLI, 2005).

### 2.7.3 *Integridade da superfície na usinagem de materiais endurecidos*

Durante o processo de conformação de metais, os componentes de moldes e matrizes são geralmente submetidos a altos gradientes térmicos, choques mecânicos e contato com o metal em alta temperatura (KLOBCAR et al., 2008). Aços endurecidos são geralmente usinados para atuar como componentes destes ferramentais, que são frequentemente utilizados perto de seus limites físicos (KÖNIG et al., 1993). Por exemplo, para trabalho a quente, o aço H13 é geralmente utilizado na condição endurecido na faixa de 40 a 52 HRC (DIFERRO, 2016). Essas condições críticas exigem grande atenção na integridade física e geométrica dos componentes usinados por afetarem o tempo de serviço, confiabilidade e custos do ciclo de vida (MARQUES et al., 2006).

Como já mencionado anteriormente, a usinagem dura pode oferecer muitos benefícios potenciais, e tem se tornado um substituto realístico para aplicações de retificação e remoção por descarga elétrica através da seleção de ferramentas e parâmetros de corte apropriados, sendo o desgaste de ferramenta uma das importantes questões a ser solucionada (DOGRA et al., 2012). O desgaste de ferramenta define o tempo de vida da ferramenta, por aumentar as forças de corte, deteriorando o acabamento da superfície e podendo resultar em tensões residuais de tração e formação de camada branca na superfície usinada (DAWSON & KURFESS, 2001).

Devido à elevada dureza e baixa usinabilidade de aços endurecidos utilizados na construção de moldes e matrizes, a potência de corte aumenta durante a usinagem em altas velocidades destes materiais, a temperatura de corte aumenta, a ferramenta desgasta rapidamente e a formação de um cavaco dente de serra dá origem a um ciclo de transformação periódica da força de corte e altas frequências de vibrações, que afetam a vida da ferramenta, podendo levar à sua falha prematura (SAMIR & LIN, 2007).

Durante a usinagem do aço H13 em seu estado endurecido, por exemplo, efeitos combinados de deformação plástica severa, alta temperatura local e rápida taxa de têmpera podem submeter a superfície usinada a alterações físicas e metalúrgicas (HASHIMOTO et al., 2006).

As alterações na microestrutura da superfície usinada são geralmente referidas como camada branca, que é frequentemente mais dura e mais frágil que o material bruto e aparece branca sob microscopia ótica. A camada branca pode ser observada na superfície usinada sob várias condições de processo como retificação, torneamento severo, furação, fresamento (ZHANG et al., 2012) e remoção por descarga elétrica (WANG et al., 2014).

GRIFFITHS et al. (1987) sugerem que um fluxo plástico, rápido aquecimento e têmpera, e reações na superfície são os três principais mecanismos de formação da camada branca.

A camada branca localiza-se geralmente em uma região superior ao material bruto, o que é benéfico para melhorar a resistência ao desgaste de superfícies em contato. Entretanto, a camada branca é frágil e pode ser acompanhada por tensões residuais de tração, o que prejudica o desempenho dos componentes, reduzindo a resistência à fadiga, à corrosão e ao desgaste.

Em um recente trabalho, ZHANG et al. (2014), buscaram revelar os mecanismos de formação da camada branca em função dos efeitos do desgaste da ferramenta quando da usinagem do aço H13 endurecido, com ferramenta de ponta esférica revestida (TiAlN). Foram realizados experimentos a seco e usando-se a técnica CMQL (Mínima Quantidade de Lubrificação Criogênica). Os experimentos foram realizados com ferramenta de diâmetro de 20 mm, velocidade de corte de 130 m/min, profundidade axial de corte de 1,5 mm e profundidade radial de corte de 1,0 mm.

As análises indicaram que a formação da camada branca está relacionada ao desgaste da ferramenta, e que sua espessura aumenta com o desgaste da mesma.

Os autores confirmaram que, para as condições estabelecidas nos experimentos, a formação da camada branca está relacionada muito mais a efeitos mecânicos do que efeitos térmicos. Foi constatado que a camada branca pode ser reduzida ou até mesmo eliminada com o uso e otimização dos parâmetros da técnica CMQL.

Como mostrado na Figura 2.33(a), sob condição de corte a seco, quando  $VB_{Max}$  é igual a 0,170 mm uma delgada camada branca aparece sob a superfície usinada, enquanto esta espessura sobe para

aproximadamente  $42\mu\text{m}$  quando  $VB_{\text{Max}}$  aumenta para  $0,679\text{ mm}$  (Figura 2.33(b)).

O emprego da técnica CMQL neste caso leva a taxas de desgaste de ferramenta relativamente baixas e pequenas larguras de desgaste de flanco, o que praticamente reduz a possibilidade de formação da camada branca.

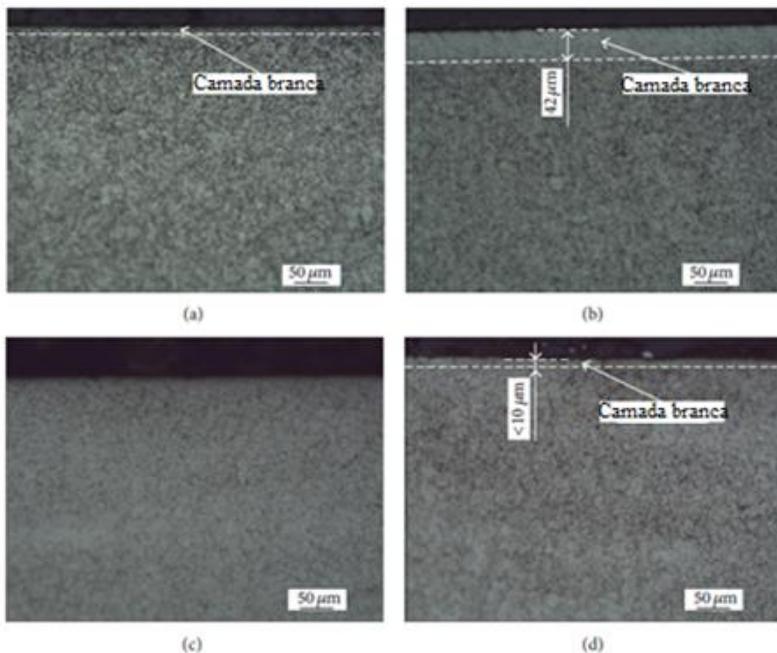


Figura 2.33 – Formação da camada branca no fresamento do aço H13 endurecido: (a) corte a seco -  $VB_{\text{max}}$   $0,170\text{ mm}$ , (b) corte a seco -  $VB_{\text{max}}$   $0,679\text{ mm}$ , (c) CMQL  $VB_{\text{max}}$  -  $0,170\text{ mm}$ , (d) CMQL -  $VB_{\text{max}}$   $0,679$  (ZHANG et al. 2014).

#### 2.7.4 Medição tridimensional da textura de superfícies usinadas

A rugosidade de uma superfície é descrita por meio de parâmetros tais como  $R_a$ ,  $R_p$ ,  $R_z$ , definidos a partir de um perfil bidimensional (ISO 1302). Esta abordagem tem duas grandes desvantagens. A primeira é em relação à representação de requisitos funcionais. Perfis podem de fato mostrar parâmetros de rugosidade

idênticos, porém contendo propriedades mecânicas diferentes. A segunda desvantagem é em relação à direção de medição: os parâmetros estão confinados a uma única direção e não podem representar a rugosidade da superfície inteira. Dependendo do plano no qual o perfil é medido, os resultados podem diferir. A combinação dos efeitos do avanço por gume e da profundidade radial de corte (passo transversal da ferramenta) levam a um acabamento de superfície real tridimensional, em que uma medição unidirecional não possibilita uma imagem precisa dessa combinação (BET, 1999; QUINSAT et al., 2008; GOMERSALL, 2016).

Alguns equipamentos de perfilamento conseguem fazer uma varredura em 3D da superfície, mas, na realidade, o que se executa é uma série de medições paralelas de perfis adjacentes. A medição, portanto, é discreta e não contínua e, assim, se perde muito das características da superfície. Além disso, o tempo de medição é relativamente alto e, na maioria dos equipamentos deste tipo, se obtém somente uma representação gráfica da topografia da superfície e não os parâmetros descritivos em 3D. É reconhecido que as técnicas em 3D fornecem uma descrição mais abrangente da textura de uma superfície (GRIFFITHS, 2001; ASTAKHOV, 2010). Com os avanços nos sistemas de medição 3D, em particular os que utilizam técnicas óticas, é agora possível medir superfícies em três dimensões com boa precisão (OHLSSON et al., 2001).

A descrição do padrão 3D obtido após a usinagem da superfície é essencial para realçar a influência dos parâmetros de usinagem na rugosidade e para vincular a rugosidade da superfície com requisitos funcionais (QUINSAT et al., 2008; ASTAKHOV, 2010).

A interferometria de luz branca de varredura (SWLI – *Scanning White Light Interferometry*) é uma das tecnologias de maior exatidão para a medição tridimensional da textura de superfícies. Esta técnica é amplamente utilizada tanto em ambiente de pesquisa quanto de produção. Ela é frequentemente preferida por sua combinação de medição sem contato, repetibilidade tridimensional, velocidade de medição e resolução sub-nanométrica. Esse método é empregado para superfícies com rugosidade média que varia de 0,1 nm a picos e vales com altura de até vários milímetros, com repetibilidade de 0,1 nm ou superior (OLSZAK et al., 2001).

A maior aplicação da técnica da interferometria de luz branca é na caracterização, medição e avaliação tribológica de superfícies e revestimentos de materiais (VERMA 2010; CASTILLO et al. 2013; DENG et al. 2016; GIACOMELLI et al. 2017).

Em se tratando de processos de usinagem, nos últimos anos esta técnica se mostrou bastante eficiente na avaliação e dimensionamento do desgaste de ferramentas (LIST et al. 2005; TORRES et al. 2009; BEJJANI & COLLIN, 2016). Além disso, são encontradas na literatura pesquisas em que a interferometria é empregada para avaliar a textura de superfícies obtidas por microfresamento, em que as características de alta precisão e definições em escalas nanométricas são bastante eficazes (KUMAR et al. 2010; BERESTOVISKIY, 2013). Não obstante, a interferometria também é aplicada na avaliação topográfica de superfícies obtidas pelos mais diversos processos de usinagem.

A área medida depende da ampliação utilizada. Quanto maior a ampliação menor a área de superfície medida. Para medir superfícies maiores com esse método, pequenas regiões devem ser varridas e, então, agrupadas para formar uma visão de toda a superfície (WYANT & SCHMIT, 1998).

Uma das principais desvantagens da técnica SWLI é que com ela não se pode medir altas inclinações. Com uma lente objetiva de 50x uma inclinação máxima de 27 graus pode ser medida. Também é difícil a medição de peças de baixa refletividade (VERMA, 2010).

Nesse princípio, uma luz colimada é dividida em dois feixes coerentes por um espelho de transmissão parcial. Um dos feixes é refletido por uma superfície de referência lisa e plana, o outro é refletido pela superfície a ser analisada. Os feixes são então recombinados no espelho, e uma imagem da superfície é produzida pela lente. Sob condições de perfeito alinhamento é observado um padrão circular de franjas paralelas claras e escuras. Quando os feixes refletidos não são alinhados apropriadamente ocorrem variações no padrão de franjas (WYANT, 2002).

Um esquema do princípio de funcionamento de um interferômetro de luz branca é mostrado na Figura 2.34. A ondulação e a rugosidade podem ser determinadas pela contagem do número de franjas

e pela verificação das distorções de cada franja. A exatidão desta técnica depende do tipo de fonte de luz utilizada (SAVIO et al., 2007).

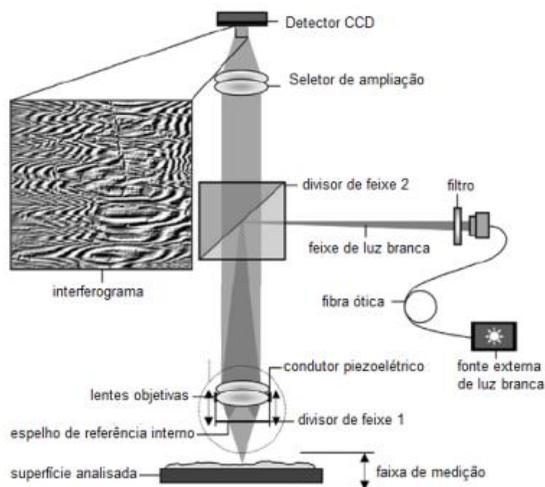


Figura 2.34 – Princípio de funcionamento de um interferômetro de luz branca (TAYLOR HOBSON, 2017).

## 2.8 Considerações ao estado da arte e proposições a este trabalho

Diante dos temas abordados na revisão bibliográfica, nota-se que o estado da arte na fabricação de ferramentas de conformação a serem utilizados nos mais diversos ramos industriais depende, dentre outros requisitos, do nível de tecnologias empregadas, o que é diretamente afetado pelo grau de investimento de cada fabricante. Não obstante, vale ressaltar que é clara a tendência ao emprego de técnicas como o fresamento duro e em altas velocidades de corte, uma vez que estes podem contribuir para o aumento da competitividade dentro de um setor em constante transformação.

Foi observado que a grande parte dos trabalhos presentes na literatura, que buscaram verificar a influência da trajetória da ferramenta na topografia da superfície usinada utilizando fresas esféricas, em três eixos, se valeu de estudos em superfícies planas ou de baixa curvatura, em materiais de dureza relativamente baixa (até 30 HRC).

Tendo em vista a ampla faixa de condições de usinagem e de materiais no cotidiano industrial, um grande número de estudos experimentais é ainda necessário para se observar como fenômenos específicos afetam o acabamento das superfícies.

Neste sentido, este trabalho busca acrescentar ao atual estado de conhecimento, a compreensão dos efeitos das trajetórias e direções de avanço da ferramenta, no fresamento duro de superfícies com diferentes graus de curvatura, no aço H13 temperado e revenido a 55 HRC, faixa de dureza a qual este material pode ser empregado na fabricação de matrizes para forjamento, que corresponde à faixa próxima aos valores utilizados em pesquisas.

Paralelamente, também se recorreu ao emprego de avançadas tecnologias de fabricação, uma vez que foi utilizado nos experimentos um centro de usinagem CNC de alto desempenho, com capacidade de trabalho em até 4 eixos simultâneos, dotado de comando de última geração, bem como avançadas tecnologias de caracterização de superfícies usinadas, capazes de revelar dados com características inéditas para a condição do material e parâmetros de processo empregados.

Ressalta-se que as tentativas de se prever o padrão deixado pela ferramenta de ponta esférica no acabamento de superfícies curvas constitui fator de importantes investigações em nível mundial, uma vez que, com esse conhecimento, pode-se estabelecer parâmetros otimizados buscando atingir valores de rugosidade que satisfaçam as necessidades de projeto. No entanto, devido à complexidade do processo, a experimentação se faz necessária na busca pelo aprimoramento e estabelecimento de novos avanços acerca do tema.

### 3 MATERIAIS, MÉTODOS E PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL

A metodologia empregada neste trabalho baseou-se no desenvolvimento experimental de ensaios sistemáticos em laboratório buscando reproduzir situações semelhantes às encontradas no ambiente industrial. Os experimentos foram planejados a fim de pesquisar a importância relativa das trajetórias e direções de avanço da ferramenta no fresamento duro de superfícies curvas. A Figura 3.1 mostra um fluxograma da metodologia utilizada evidenciando as três etapas principais dos experimentos realizados, ou seja, definições, processos e resultados a serem analisados.

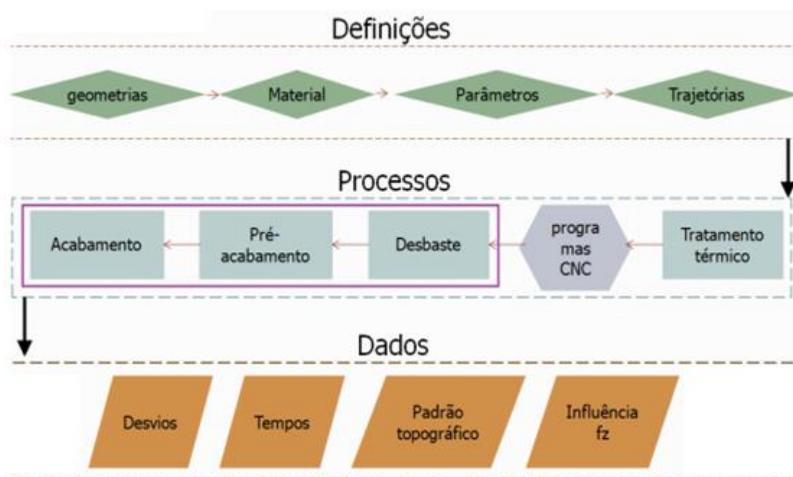


Figura 3.1 – Fluxograma da metodologia utilizada no desenvolvimento da pesquisa.

Foram usinados corpos de prova com perfis hemisféricos e cilíndricos. A etapa de desbaste de corpos de prova com perfis hemisféricos foi realizada com fresas toroidais em que foram comparadas duas trajetórias de ferramenta. A etapa de acabamento de corpos de prova com perfis hemisféricos foi realizada com fresas de ponta esférica sendo comparadas três trajetórias distintas. A etapa de acabamento de corpos de prova com perfis cilíndricos foi realizada seguindo as direções de avanço ascendente e descendente. Foram

comparados aspectos da textura da superfície, tempos de processamento e desvios geométricos.

Mapas topográficos tridimensionais em função de diferentes trajetórias e avanços por gume foram obtidos utilizando-se interferometria de luz branca.

No presente capítulo são mostradas as condições dos experimentos que foram realizados com o intuito de alcançar os objetivos estabelecidos no capítulo 1. É detalhado o planejamento experimental, delineando-se as condições do material usinado, definição da geometria dos corpos de prova e os critérios de seleção dos parâmetros de corte.

São listados os equipamentos e dispositivos utilizados nos experimentos, bem como na avaliação das condições de corte para cada trajetória da ferramenta e direção de avanço empregada, gerando os resultados a serem apresentados e discutidos no capítulo posterior.

### **3.1 Material – Caracterização e Tratamento Térmico**

O aço H13 é um aço para trabalho a quente, com uma excelente combinação entre dureza e resistência à fratura, com a manutenção destas propriedades em temperaturas até 600°C, também possuindo elevada resistência a choques térmicos e a trincas por fadiga térmica, principalmente devido à sua alta tenacidade a quente (DEWES & ASPINWALL, 1997). É um aço liga contendo cromo-molibdênio-vanádio, é temperável em óleo ou ar, possui excelente tenacidade, alta resistência mecânica e boa resistência ao desgaste em temperaturas elevadas, principalmente ao seu médio teor de vanádio em combinação com seus outros elementos (GGDMETALS, 2017).

As principais aplicações do aço H13 são as seguintes: (a) fabricação de matrizes para forjamento a quente, (b) moldes para a injeção de plásticos e zamak (liga de zinco, alumínio, magnésio e cobre), (c) ferramentas para corte a quente, (d) matrizes para a fundição de ligas de alumínio, chumbo, estanho ou zinco, e (e) ferramentas para a extrusão de ligas leves (BRANDÃO, 2006).

Os corpos de prova utilizados neste trabalho foram usinados em

aço ABNT H13, obtido com o fabricante Aços Boehler do Brasil, e correspondente ao aço da marca W302, DIN 1.2344, fornecido no estado recozido com dureza máxima de 205 HB. Antes do processo de usinagem, os corpos de prova foram tratados termicamente pelo processo de têmpera, seguido de três etapas de revenimento para alívio de tensões. Os parâmetros de processo utilizados na etapa de tratamento térmico estão descritos na Tabela 3.1.

<b>Etapa 1</b>	<b>Austenitização</b>	<b>1010° C</b>
	<b>Tempo</b>	<b>1 hora e 30 minutos</b>
<b>Etapa 2</b>	<b>Resfriamento</b>	<b>Banho de Sal – Ar</b>
<b>Etapa 3</b>	<b>Revenimento 1</b>	<b>500°C – 3h</b>
<b>Etapa 4</b>	<b>Revenimento 2</b>	<b>550°C – 3h</b>
<b>Etapa 5</b>	<b>Revenimento 3</b>	<b>580°C – 3h</b>

Tabela 3.1 – Descrição dos parâmetros de tratamento térmico utilizados.

Os ensaios de caracterização do material após a etapa de tratamento térmico consistiram primeiramente na avaliação de dureza superficial, sendo esta medida com durômetro digital de bancada marca/modelo ITDBD-300, que trabalha com escala *Rockwell* com carga máxima de 100 Kgf e resolução de 0,1 HRC.

Foram obtidos valores de dureza de 55,2 HRC, sendo este o valor médio de sete medições na superfície dos corpos de prova. Para a verificação do perfil de dureza ao longo da seção transversal do corpo de prova, foram tomadas medições a 5 mm e 10 mm a partir da superfície, a partir do centro de uma das faces do corpo de prova (como mostrado na Figura 3.2), os valores médios de dureza nestas regiões foram de 52,7 HRC e 51,4 HRC, respectivamente.

Para o exame da microestrutura por microscopia ótica, as superfícies das amostras foram preparadas seguindo técnicas

convencionais de preparação metalográfica. Utilizou-se o reagente Nital 2% para ataque químico das amostras, e as imagens foram obtidas com microscópio óptico da marca Leica modelo DM4000 e tratadas com *software* LAS V4.5. O exame metalográfico por microscopia óptica mostrou microestruturas constituídas de martensita revenida de grãos levemente marcados, podendo-se também observar a presença de carbonetos dissolvidos na matriz, como mostrado na Figura 3.3.

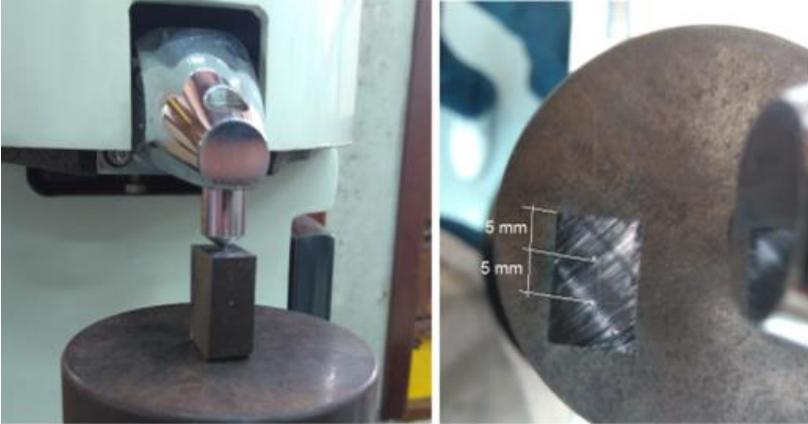


Figura 3.2 – Medições da dureza ao longo da seção transversal do corpo de prova a 5 mm e 10 mm da superfície.

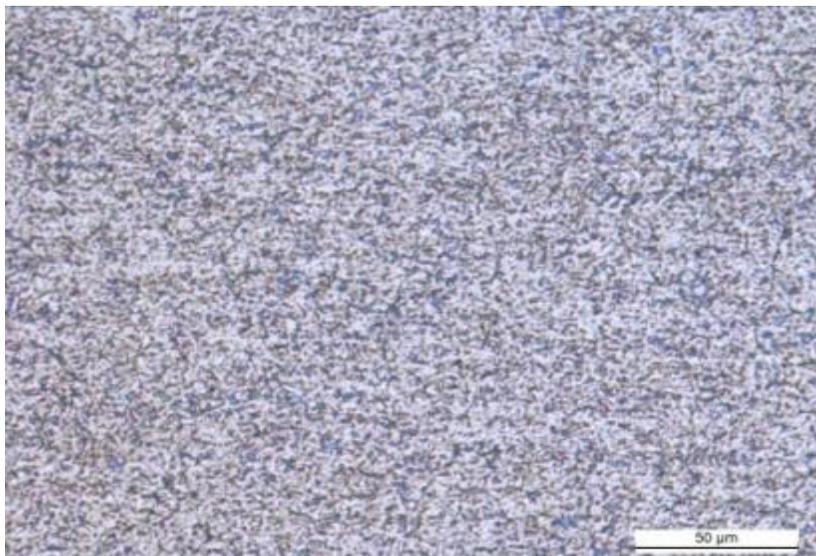


Figura 3.3 – Microestrutura aço H13 após tratamento térmico. Nital 2%.

## **3.2 Usinagem dos corpos de prova**

### *3.2.1 Geometrias, equipamentos e trajetórias*

Os corpos de prova foram modelados e tiveram a geração de programas CNC usando-se o sistema CAD/CAM comercial NX versão 7.5.

Foram utilizados nos experimentos dois perfis distintos de superfícies curvas: (a) corpo de prova com perfil hemisférico (região 1 e região 2), mostrado na Figura 3.4, a ser utilizado na investigação da influência das trajetórias da ferramenta em termos de tempo de processamento e tamanho do programa gerado, topografia da superfície, desvios dimensionais e morfologia de cavacos, bem como na verificação da influência do avanço por gume na topografia da superfície; (b) um perfil cilíndrico, ilustrado na Figura 3.5, a ser utilizado na investigação da influência da direção de avanço da ferramenta, na topografia usinada e nos desvios dimensionais.

Estas geometrias foram selecionadas em função da semelhança com aquelas encontradas em grande número de produtos industriais

manufaturados, apresentando maior facilidade de repetibilidade, reprodutibilidade e rastreabilidade no tratamento e análise nos dados a serem gerados. São mostrados desenhos de fabricação dos dois corpos de prova no Apêndice A.

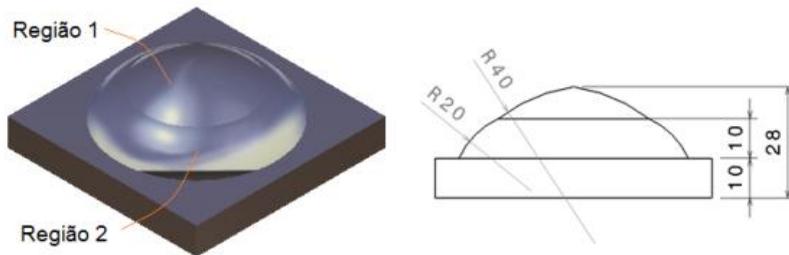


Figura 3.4 – Corpo de prova com perfis hemisféricos (dimensões em mm).

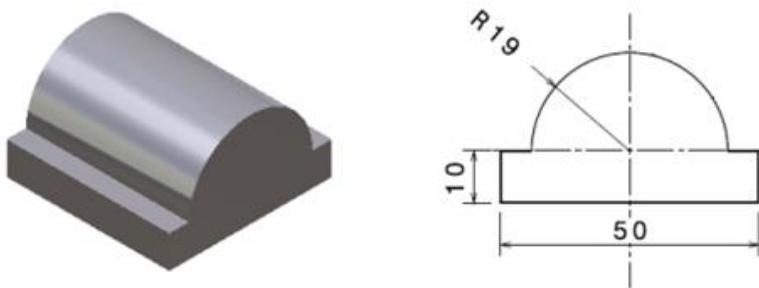


Figura 3.5 – Corpo de prova com perfil cilíndrico (dimensões em mm).

O corpo de prova com perfis hemisféricos é composto por duas regiões. Acima (região 1), com maior raio de curvatura (40 mm) e inclinação mais suave, e abaixo (região 2), com menor raio de curvatura (20 mm) e inclinação mais acentuada. Desta forma, pode-se observar a influência destas geometrias no contato com a ponta esférica da ferramenta em função da trajetória utilizada.

O perfil cilíndrico foi escolhido para o segundo corpo de prova, pois, além de reproduzir uma geometria bastante comum a vários produtos industriais, possibilita verificar o efeito do contato do centro da ponta esférica da ferramenta quando do fresamento da região do topo do

corpo de prova e o efeito de se usinar com a extremidade lateral da ferramenta na região da base do corpo de prova, verificando-se este comportamento em função de diferentes direções de avanço (ascendente/ascendente).

Para os corpos de prova com perfis hemisféricos, a usinagem se deu partir de um bloco prismático em aço ABNT H13 com dimensões de 70 mm x 70 mm x 30 mm. Para os corpos de prova com perfil cilíndrico, a usinagem se deu a partir de um bloco prismático em aço ABNT H13 com dimensões de 50 mm x 50 mm x 30 mm.

Para a usinagem dos copos de prova foi utilizado um centro de usinagem CNC Romi D800, cujos servomotores estão diretamente acoplados aos fusos de esfera de alta precisão, proporcionando excelente resposta de velocidade e aceleração. Ele possui rotação máxima do eixo-árvore de 8000 rpm e potência de 15 KW, capaz de trabalhar em até quatro eixos simultâneos, com comando Siemens Sinumerik 828D, sistema de fixação tipo cone ISO 40 com porta pinça DIN 2080. A máquina-ferramenta é mostrada na Figura 3.6, que também mostra o método de fixação do corpo de prova na mesa da máquina, estando este já devidamente esquadrejado e nivelado. Uma tabela com especificações e principais características desta máquina encontra-se no Anexo A.

A máquina utilizada nesta pesquisa foi selecionada uma vez equipamentos com estas características tem significativa aplicabilidade na fabricação de moldes e matrizes no cenário nacional e internacional. O sistema de fixação foi selecionado em função de sua disponibilidade e por apresentar menor custo de aquisição em relação aos sistemas hidráulicos e térmicos. Ainda, a rotação máxima do fuso usada nos experimentos não ultrapassou os 7000 rpm, nas operações de acabamento dos corpos de prova.



Figura 3.6 – (a) Centro de usinagem Romi D800 AP, (b) cone ISO 40 com porta pinça DIN 2080 e esquema de fixação do corpo de prova à mesa da máquina.

Para os corpos de prova com perfis hemisféricos foram estudadas duas trajetórias da ferramenta para a etapa de desbastes: trajetória em espiral  $2\frac{1}{2}$  eixos, e trajetória em curvas paralelas. Dentre as análises realizadas nesta etapa estão a comparação em termos de tempo de processamento e análise do material remanescente para as etapas subsequentes de acabamento. Uma análise simplificada dos mecanismos de desgaste da ferramenta nesta etapa também é efetuada.

Para as etapas de pré-acabamento e acabamento, foram estudadas três trajetórias distintas: trajetória em espiral a partir do topo; trajetória em curvas paralelas; e trajetória em curvas axiais.

A trajetória espiral permite definir os pontos de movimentação espiral para fora de um ponto central especificado. Os pontos de movimentação são criados dentro do plano normal ao vetor e ao centro da projeção do ponto central. Então, estes pontos são projetados sobre as superfícies selecionadas da peça (UGS Corporation, 2004).

A trajetória em curvas paralelas consiste de curvas projetadas sobre a geometria seguindo de uma extremidade a outra da peça podendo a ferramenta transladar em sentido *zigue* ou ainda *ziguezague* (AUTODESK, 2014).

A trajetória em curvas radiais permite gerar os trajetos de movimentação perpendiculares a um ponto ou linha e ao longo de um dado limite, usando uma distância, uma largura de faixa e um corte especificado (UGS Corporation, 2004). Inicialmente, a ferramenta pode

realizar movimentos em sentido zigue ou ziguezague ao longo dos limites estabelecidos.

Buscando-se reduzir os tempos em vazio para as peças processadas com trajetória em curvas paralelas e curvas radiais, foi utilizado, neste caso, o sentido de corte em ziguezague.

Na trajetória em curvas radiais há a formação de um ângulo entre as curvas adjacentes do caminho percorrido pela ferramenta, uma vez que a mesma sempre retorna ao topo do corpo de prova. Para simular um caso real em que o programador CAM normalmente não se preocupa ou não dispõe de tempo para calcular um valor de  $a_e$  específico para esta trajetória, para fins de comparação aos tempos de simulação de outras trajetórias, o mesmo valor de  $a_e$  usado para a trajetória espiral e curvas paralelas foi usado em curvas radiais. A Figura 3.7, Figura 3.8 e Figura 3.9 mostram as três trajetórias avaliadas.

Para todas as configurações de ensaio o corpo de prova foi usinado em três etapas, sendo um desbaste seguido de pré-acabamento e acabamento. A Tabela 3.2 mostra o roteiro das configurações de trajetórias utilizadas para cada corpo de prova com perfis hemisféricos usinado nos experimentos. Foram usinados dois corpos de prova para cada configuração, ou seja, um total de seis corpos de prova com perfis hemisféricos.

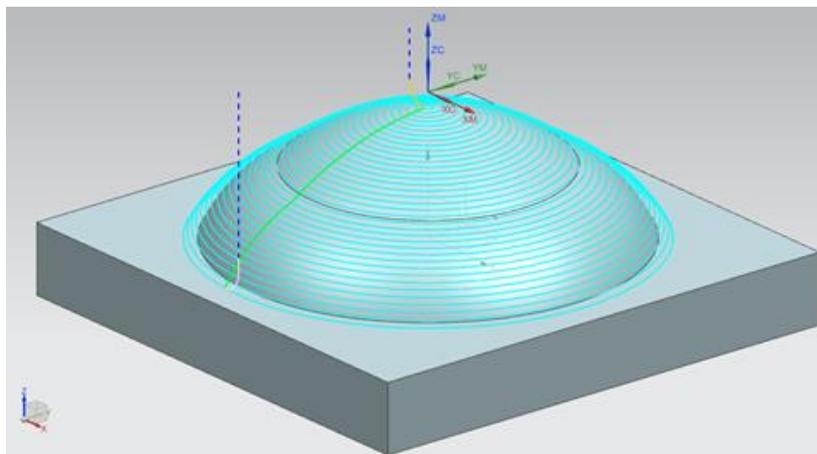


Figura 3.7 – Esquema da trajetória em espiral.

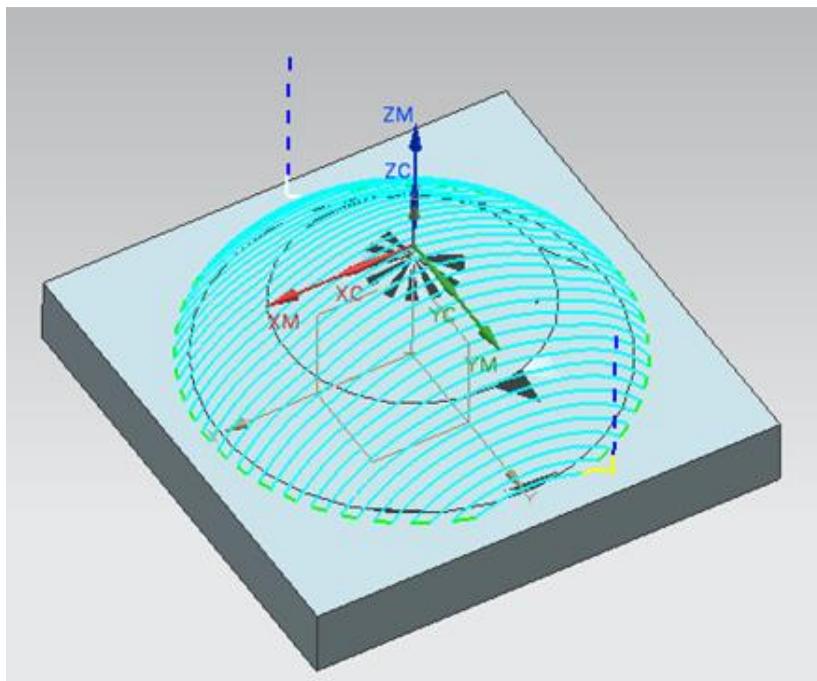


Figura 3.8 – Esquema da trajetória em curvas paralelas.

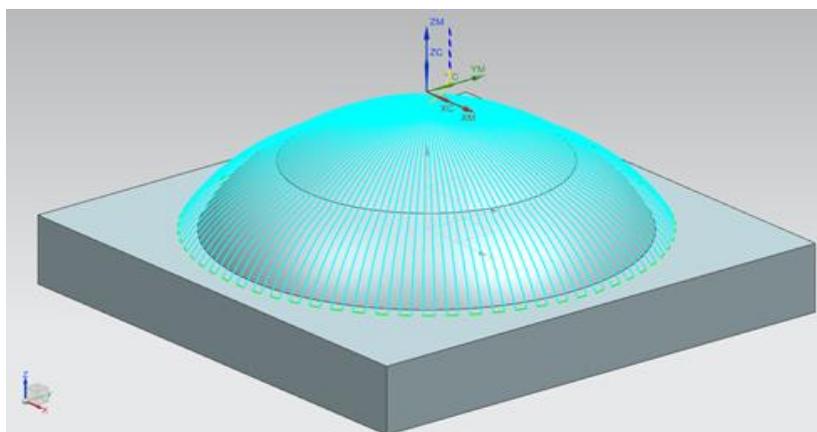


Figura 3.9 – Esquema da trajetória em curvas radiais.

Configuração	Etapa		
	Desbaste	Pré Acabamento	Acabamento
1	Espiral 2 1/2 eixos	Espiral	Espiral
2	Curvas Paralelas	Curvas Paralelas	Curvas Paralelas
3	Curvas Paralelas	Curvas Radiais	Curvas Radiais

Tabela 3.2 – roteiro das trajetórias utilizadas para cada corpo de prova com perfis hemisféricos.

Foram processados dois corpos de prova para cada direção de avanço (Ascendente / Descendente) utilizada no acabamento da peça com perfil cilíndrico. Dessa forma foram processados quatro corpos de prova com perfil cilíndrico no total, sendo utilizada a trajetória em curvas paralelas em único sentido.

### 3.2.2 Ferramentas de Corte

A ferramenta definida para desbaste foi uma fresa toroidal maciça de metal duro de 12 mm de diâmetro, 75 mm de comprimento, classe KC633M, micro grãos, quatro gumes, e revestida com TiAlN, do fabricante Kennametal, indicada para o desbaste de materiais de elevada dureza (até 62 HRC). Suas principais características e parâmetros de aplicação estão listados na Tabela 3.3. A fresa toroidal se mostrou uma escolha apropriada para as geometrias definidas e para possivelmente suavizar os esforços nos gumes de corte.

Descrição	Fresa toroidal $\phi$ 12mm de Metal duro revestida com TiAlN						
Características principais	Rc (mm)	ae máx (mm)	ap máx (mm)	Vc máx (m/min.)	fz	ZU	Ângulo hélice $\lambda$ (+)
	1.0	0.15 x D	0.3 x D	100	0.027	4	50

Tabela 3.3 - Ferramenta utilizada para desbaste.

A ferramenta utilizada na etapa de pré-acabamento foi uma fresa de ponta esférica maciça de metal duro de 8 mm de diâmetro, microgrãos, classe KC633M, revestida com TiAlN, do fabricante Kennametal, e suas principais características de aplicação estão listadas Tabela 3.4.

Descrição	Fresa ponta esférica $\phi$ 8mm de Metal duro revestida com TiAlN - Classe KC 633M						
Características principais	L (mm)	ae máx (mm)	ap máx (mm)	Vc máx (m/min.)	fz	ZU	Ângulo hélice $\lambda$ (+)
	63	0.25 x D	1.25 x D	150	0.045	4	30

Tabela 3.4 - Ferramenta utilizada no pré-acabamento.

A ferramenta utilizada na etapa de acabamento foi uma fresa de ponta esférica maciça de metal duro de 6 mm de diâmetro, microgrãos, classe KC 633M, revestida com TiAlN, do fabricante Kennametal, e suas principais características de aplicação estão listadas na Tabela 3.5.

As ferramentas de metal duro revestido foram selecionadas principalmente por sua ótima relação dureza x tenacidade mesmo sob elevadas temperaturas (BYRNE, 2003). Ainda, o revestimento de nitreto de titânio alumínio confere alta performance para parâmetros de corte elevados e uma maior vida da ferramenta (SMITH, 2008).

Características principais	Descrição						
	Fresa ponta esférica $\Phi$ 6mm de Metal duro revestida com TiAlN - Classe KC 633M						
	L (mm)	ae máx (mm)	ap máx (mm)	Vc máx (m/min.)	fz	ZU	Ângulo hélice $\lambda$ (°)
	57	0,25 x D	1,25 x D	150	0,033	4	30

Tabela 3.5 - Ferramenta utilizada no acabamento.

A ferramenta usada para desbaste foi montada com um balanço de 35 mm, enquanto que no pré-acabamento foi utilizado um balanço de 30 mm e no acabamento um balanço de 25 mm. Assim, as respectivas relações L/D são: 3; 3,75; 4,16. Uma relação L/D superior a 4 foi necessária no acabamento para se manter uma folga de segurança do sistema de fixação em relação à peça usinada, dada a sua geometria.

### 3.2.3 Definição de parâmetros para a etapa de Desbaste

A determinação dos parâmetros de usinagem é realizada com base nas informações relativas à ferramenta de corte (geometria e material da ferramenta), ao material da peça e à máquina-ferramenta.

Com relação aos parâmetros utilizados para o processo de desbaste, atenção foi dada à velocidade de corte  $v_c$ , uma vez que este é o parâmetro de corte que mais influencia a vida da ferramenta.

Optou-se ainda pela utilização de valores moderados de profundidade axial de corte  $a_p$ , buscando-se reduzir a altura dos degraus remanescentes para as etapas posteriores.

Desse modo, em um primeiro ensaio para a definição de parâmetros para a usinagem de desbaste dos corpos de prova optou-se por um processo em trajetória espiral, sendo utilizado movimento de corte concordante recorrendo-se ao valor de avanço por gume  $f_z$  indicado pelo fabricante da ferramenta.

Tratando-se de usinagem de material endurecido, partiu-se de um valor de profundidade axial de corte ( $a_p = 0,5$  mm) conservador em relação ao máximo recomendado pelo fabricante, que é de 3 mm (0,25 x D). Foi utilizado o valor de profundidade radial de corte ( $a_e = 4$  mm)

próximo ao máximo dentro da faixa recomendada ( $0,5 \times D$  para a ferramenta selecionada), sendo mantida uma taxa de remoção de material  $Q$  dentro de uma faixa ótima por este parâmetro ser diretamente relacionado à força de corte. Sabendo-se que os limites de máquina ou o tipo de aplicação são fatores de restrição para o aumento da taxa de remoção, estes valores foram controlados em todos os experimentos.

A velocidade de corte  $v_c$  foi 10% inferior à máxima recomendada para o desbaste de material de elevada dureza por se tratar da primeira peça usinada e servir como parâmetro para a verificação da estabilidade de corte, e base para se chegar aos dados para comparação entre as trajetórias. A Tabela 3.6 mostra os parâmetros utilizados no primeiro ensaio de desbaste realizado.

$\phi$ ferramenta (mm)	Mov. Corte	$v_c$ (m/min)	$v_f$ (mm/min)	S (rpm)	$f_z$ (mm)	$a_p$ (mm)	$a_e$ (mm)	Q (cm <sup>3</sup> /h)
12	Concordante	70	200	1857	0,027	0,5	4	24

Tabela 3.6 – Parâmetros utilizados no desbaste do primeiro corpo de prova seguindo a trajetória em espiral a partir do topo para análise do comportamento de usinagem.

Outros ensaios foram realizados variando-se os valores de  $v_c$  (70, 85 e 90 m/min) e  $f_z$  (0,027 e 0,04 mm). Para uma velocidade de corte de 90 m/min constatou-se um aumento significativo dos ruídos e vibrações durante o corte. Desta forma, definiram-se os parâmetros a serem utilizados no processo de desbaste para a comparação das trajetórias, estando estes listados na Tabela 3.7.

$\phi$ ferramenta (mm)	Mov. Corte	$v_c$ (m/min)	$v_f$ (mm/min)	S (rpm)	$f_z$ (mm)	$a_p$ (mm)	$a_e$ (mm)	Q (cm <sup>3</sup> /h)
12	Concordante	85	361	2256	0,04	0,75	5	81,23

Tabela 3.7 – Parâmetros definidos para utilização no desbaste dos corpos de prova.

No início do processo, utilizaram-se valores de avanço reduzidos para 30% com ajuste direto no potenciômetro da máquina, em torno de 30 segundos, para a estabilização do processo de usinagem. Em seguida os valores foram gradualmente ajustados para 100%. Este procedimento foi repetido para todos os corpos de prova nas diferentes trajetórias para não interferir na tomada de tempo real de usinagem.

### 3.2.4 Definição de parâmetros para as etapas de Acabamento

Na definição dos parâmetros de corte a serem utilizados nas etapas de acabamento, optou-se pelo emprego de velocidades de corte acima da faixa convencional, com valores relativamente altos de velocidade de avanço  $v_f$  e avanço por gume  $f_z$ , superiores aos valores máximos estabelecidos pelo fabricante, em detrimento dos valores de espessura de usinagem  $h_m$ .

Uma vez que no desbaste de um perfil hemisférico, em trajetória espiral em  $2\frac{1}{2}$  eixos, usando-se uma fresa de topo toroidal, há o inconveniente de uma sobremedida em forma de escada, esta foi atenuada em uma etapa posterior de pré-acabamento.

Foi utilizado um valor conservador de profundidade de corte na etapa de pré-acabamento, buscando promover uma superfície mais homogênea para reduzir as oscilações da força de corte  $F_c$  e desvios da haste da ferramenta na etapa de acabamento.

Em um primeiro ensaio para a verificação da estabilidade do processo, partiu-se dos valores mostrados na Tabela 3.8 para a etapa de pré-acabamento, e na Tabela 3.9 para a etapa de acabamento, utilizando-se trajetória em espiral e corte concordante.

$\phi$ ferramenta (mm)	Mov. Corte	$v_c$ (m/min)	$v_f$ (mm/min)	S (rpm)	$f_z$ (mm)	$a_p$ (mm)	$a_e$ (mm)	Q (cm <sup>3</sup> /h)
8	Concordante	150	1790	5968	0,08	0,05	0,25	1,34

Tabela 3.8 – Parâmetros de verificação utilizados no pré-acabamento do corpo de prova hemisférico.

$\phi$ ferramenta (mm)	Mov. Corte	$v_c$ (m/min)	$v_f$ (mm/min)	S (rpm)	$f_z$ (mm)	$a_p$ (mm)	$a_e$ (mm)	Q (cm <sup>3</sup> /h)
6	Concordante	122	1300	6500	0,05	0,25	0,10	1,95

Tabela 3.9 - Parâmetros de verificação utilizados no acabamento do corpo de prova hemisférico.

Para a redução do tempo do processo e para a definição dos parâmetros a serem utilizados em termos de comparação entre as trajetórias, novos ensaios foram realizados, dando-se atenção especial ao valor de  $f_z$  por ser este o fator que influencia diretamente a rugosidade teórica. Com efeito, foi também definido o valor de tolerância no sistema CAM de 0,03 mm para cada trajetória, e a entrada da ferramenta se deu em arco para suavizar o contato inicial.

Por fim, os valores utilizados para ter-se a comparação na etapa de acabamento dos corpos de prova com perfis hemisféricos em diferentes trajetórias estão na Tabela 3.10 para pré-acabamento e na Tabela 3.11 para acabamento. Estes parâmetros também foram utilizados no acabamento do corpo de prova com perfil cilíndrico, sendo utilizada trajetória em curvas paralelas e, neste caso, variando-se a direção de avanço da ferramenta (ascendente e descendente).

$\phi$ ferramenta (mm)	Mov. Corte	$v_c$ (m/min)	$v_f$ (mm/min)	S (rpm)	$f_z$ (mm)	$a_p$ (mm)	$a_e$ (mm)	Q (cm <sup>3</sup> /h)
8	Concordante	165	2100	6565	0,08	0,05	0,25	1,58

Tabela 3.10 - Parâmetros utilizados no pré-acabamento dos corpos de prova nas trajetórias estudadas.

$\phi$ ferramenta (mm)	Mov. Corte	$v_c$ (m/min)	$v_f$ (mm/min)	S (rpm)	$f_z$ (mm)	$a_p$ (mm)	$a_e$ (mm)	Q (cm <sup>3</sup> /h)
6	Concordante	130	1931	6897	0,07	0,15	0,10	1,74

Tabela 3.11 - Parâmetros utilizados no acabamento dos corpos de prova nas trajetórias estudadas.

O *software* CAM utilizado permite, em função da trajetória, selecionar de formas distintas a profundidade radial de corte. Foi definido um valor de passo constante para todas as trajetórias estudadas (0,1 mm). Para a trajetória em curvas radiais, este valor é definido como o passo máximo, o qual impacta diretamente o tempo de processamento e a rugosidade.

Além disto, para todas as trajetórias foi ajustado um valor de passo na peça e não no plano, uma vez que a versão utilizada do *software* CAM permite esta seleção, de maneira a minimizar a variação da profundidade de corte radial na direção tangencial à superfície  $a_{et}$  em relação à profundidade radial de corte  $a_e$  programada.

### 3.3 Análises em CAD e análise da Rugosidade Teórica

Para os corpos de prova com perfis hemisféricos foram realizadas análises em CAD para a verificação dos diâmetros efetivos de corte para posterior cálculo da velocidade efetiva de corte, bem como do ângulo de contato entre ferramenta e peça, e da área efetiva de contato em pontos da região 1 (a 15 mm da base) e região 2 (a 5 mm da base), como mostrado na Figura 3.10.

Foram ainda realizadas análises da rugosidade teórica para uma calota hemisférica como descrito por TSAO & CHEN (1997) de maneira a comparar estes valores com aqueles obtidos experimentalmente. Basicamente dois pontos adjacentes de posicionamento da ferramenta foram definidos empregando-se os valores de profundidades de corte utilizados nos experimentos. Assim, foi possível medir em CAD o valor da altura da crista formada em função da geometria de contato entre ferramenta e peça.

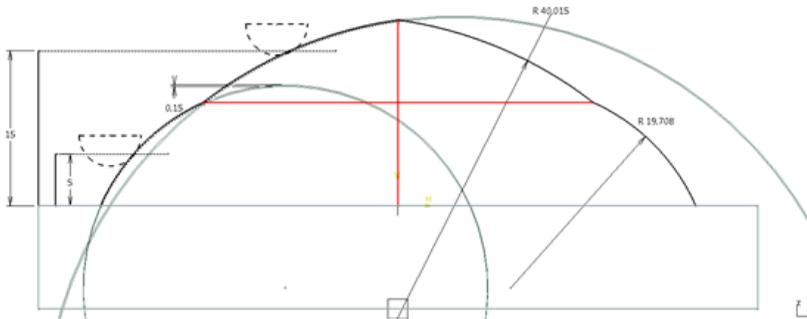


Figura 3.10 – Esquema de posicionamento para análise em CAD do diâmetro efetivo, ângulo de contato e área efetiva de contato em pontos da região 1 e 2 do corpo de prova

O módulo de análise de massa do *software* NX 7.5 foi ainda utilizado para estimar a espessura de material remanescente nas etapas de desbaste utilizando duas trajetórias distintas da ferramenta.

### 3.4 Análise topográfica

A verificação da topografia dos corpos de prova com perfis hemisféricos se deu em dois momentos. Inicialmente foram feitas medições utilizando-se um rugosímetro do fabricante Mitutoyo modelo SJ 310 com apalpador de diamante com raio de 5  $\mu\text{m}$ . Foram realizadas três medições e obtidos os valores médios e de desvio padrão nos sentidos longitudinal e transversal ao sentido de avanço da ferramenta, para as regiões 1 e 2, em cada configuração de acabamento estudada. A seleção dos valores de *cut-off* seguiu o estabelecido na norma ISO 4288 (1998). Foi utilizado nesta etapa um suporte em forma de escada para assegurar a inclinação ideal da peça no momento das medições, como mostrado na Figura 3.11.



Figura 3.11 – Medição da rugosidade utilizando equipamento com estilete apalpador mecânico.

Em um segundo momento, utilizou-se para a análise topográfica da superfície o interferômetro *NewView 7300* do fabricante Zygo, no Laboratório de Materiais do Departamento de Engenharia de Materiais da UFSC. A avaliação da topografia é feita pelo princípio de interferometria de luz branca assistido pelo *software Mountains Map V 4.0*. Ele é capaz de tratar os dados obtidos gerando perfis de textura tridimensionais de distribuição de altura, além de varrer e mapear áreas mostrando gráficos comparativos.

Dentre algumas das vantagens da utilização da interferometria está o fato de que, uma vez realizada a varredura da superfície e tratados os dados apropriadamente, valores instantâneos de parâmetros, gráficos tridimensionais e perfis de rugosidade podem ser obtidos em qualquer sentido e em qualquer seção da superfície. A principal desvantagem da técnica é, certamente, o custo elevado do equipamento.

Esta etapa foi realizada para a obtenção de um perfil tridimensional deixado com o avanço de uma ferramenta com ponta esférica, em diferentes trajetórias e diferentes valores de avanço por gume  $f_z$  nas superfícies. A Figura 3.12 mostra os pontos em que foram tomadas as medições para o corpo de prova com perfil hemisférico nas regiões 1 e 2.

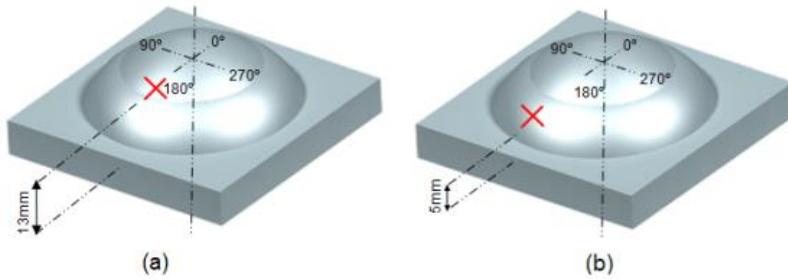


Figura 3.12 - Locação dos pontos de medição de rugosidade, análise com interferometria e sistema ótico: (a) Região 1, (b) Região 2.

Para a trajetória em curvas paralelas deve-se considerar que, em função da maior inclinação da região 2, dependendo do posicionamento da ferramenta, há uma grande variação da região de contato ferramenta-peça, o que pode ser explicado da seguinte forma: considerando a orientação utilizada na Figura 3.12, quando a ferramenta executa o corte nos polos  $0^\circ$  e  $180^\circ$  (posição A - Figura 3.13), a região de contato ferramenta-peça é prioritariamente aquela em que a velocidade de corte efetiva atinge seus maiores valores absolutos, ou seja, a extremidade lateral da ponta esférica. Quando a ferramenta executa o corte nos hemisférios  $90^\circ$  e  $270^\circ$  (posição B - Figura 3.13), esta descreve um movimento ora ascendente, ora descendente, com a região de contato ferramenta-peça variando como mostrado na seção 2.3.1, sendo prioritariamente a região próxima ao centro da ponta esférica da ferramenta. Assim, para esta trajetória também foram avaliados pontos no polo  $270^\circ$ .

A influência do avanço por gume  $f_z$  na topografia da superfície hemisférica foi verificada usinando-se corpos de prova na trajetória em espiral em sentido concordante e com os parâmetros de acabamento mostrados na Tabela 3.11. Foram utilizados três valores de  $f_z$ , partindo-se de  $0,027\text{mm}$ , que é o valor de referência máximo recomendado pelo fabricante da ferramenta para materiais endurecidos (KENNAMETAL, 2013), além de  $0,04\text{mm}$  e  $0,07\text{mm}$ , que representam um acréscimo de 50% e 75%, respectivamente, neste parâmetro.

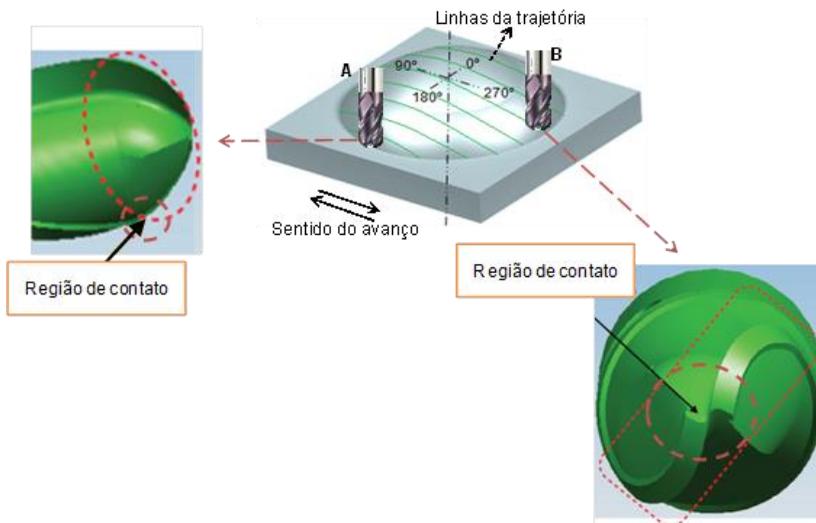


Figura 3.13 – Influência do polo usinado no contato ferramenta-peça na trajetória em curvas paralelas.

A Tabela 3.12 mostra o interferômetro de luz branca utilizado, bem como suas principais especificações. As duas metodologias de medição foram utilizadas para verificação da topografia da superfície acabada nas três trajetórias estudadas, e também para análise do comportamento da rugosidade com a variação dos valores de avanço por gume  $f_z$  nas duas regiões do corpo de prova com perfis hemisféricos.

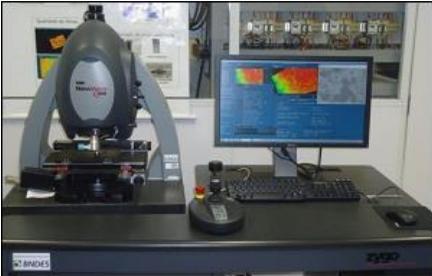
	Faixa de varredura vertical	150 $\mu$ m
	Resolução vertical	< 0,1nm
	Resolução lateral	0,36 - 9,50nm
	Taxa de varredura	$\leq$ 135 $\mu$ m/s
	Repetibilidade RMS	< 0,01nm
	Precisão	$\leq$ 0,75%
	Repetibilidade e	$\leq$ 0,1% @ 1 $\sigma$

Tabela 3.12 – Interferômetro de luz branca New View 7300 - Zygo.

Com o intuito de avaliar a topografia usinada buscando correlacionar o perfil deixado pela ferramenta de ponta esférica em função da trajetória utilizada, foi também realizada a coleta de imagens ampliadas das superfícies usinadas por meio do sistema ótico de medição Hexagon OLM 3020 (Figura 3.14), com resolução de  $1,0 \mu\text{m}$  e erro de  $3,0 + L/150 \mu\text{m}$ .

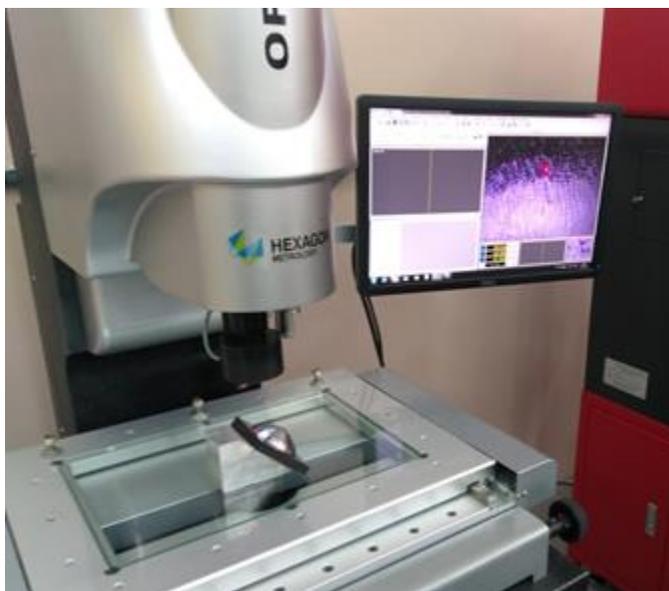


Figura 3.14 Avaliação do perfil deixado pela ferramenta de ponta esférica em cada trajetória utilizando sistema ótico de medição.

Para verificar a influência da região de contato peça-ferramenta no corpo de prova com perfil cilíndrico, foram definidos três pontos distintos de medição, a saber, topo (a 5 mm do topo), centro e base (a 5 mm da base) como mostrado esquematicamente na Figura 3.15. Para o perfil cilíndrico foram realizadas medições com sistema de apalpador mecânico no sentido transversal à direção de avanço da ferramenta.

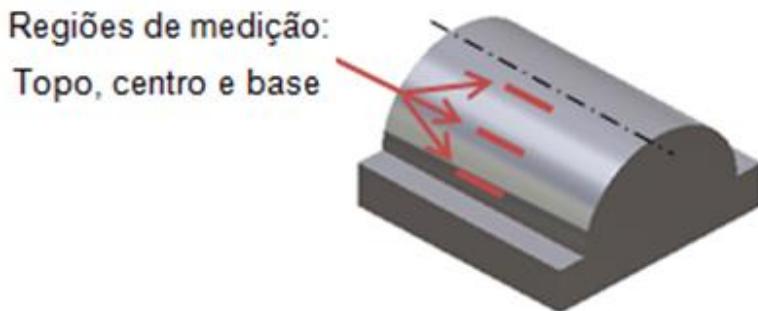


Figura 3.15 - Regiões de medição de rugosidade no corpo de prova cilíndrico.

### 3.5 Análise dos desvios de forma e precisão dimensional

Para as análises relativas aos desvios da forma e precisão dimensional em função das trajetórias avaliadas no corpo de prova com perfis hemisféricos e das direções de avanço no corpo de prova cilíndrico, foram realizadas medições no perfil usinado utilizando-se o medidor de contorno por contato Contracer CV-2000 do fabricante Mitutoyo, seguidas de análises no *software Formpak 1000*.

O equipamento apresenta resolução de  $0,5 \mu\text{m}$  e precisão de  $3,5 + 2L/100 \mu\text{m}$  no eixo  $x$ , e de  $3,5 + 4H/25 \mu\text{m}$  no eixo  $z$ . A faixa de medição é de 100 mm no eixo  $x$  e 40 mm no eixo  $z$ .

Para o perfil hemisférico foi selecionado o polo  $270^\circ$ , partindo a medição do topo do corpo de prova até a base. Para o corpo de prova cilíndrico o apalpador foi posicionado no centro do corpo de prova (a 25 mm das extremidades laterais) e, então, efetuada a medição do contorno seguindo a direção de avanço da ferramenta do topo até a base, como mostrado na Figura 3.16.

Foram ainda definidos dois círculos no corpo de prova com perfis hemisféricos na região 1 (a 5mm da base) e na região 2 (a 15 mm da base) sendo avaliados com sistema de medição por coordenadas (Figura 3.17) para comparação dimensional às respectivas seções transversais do modelo 3D em CAD.

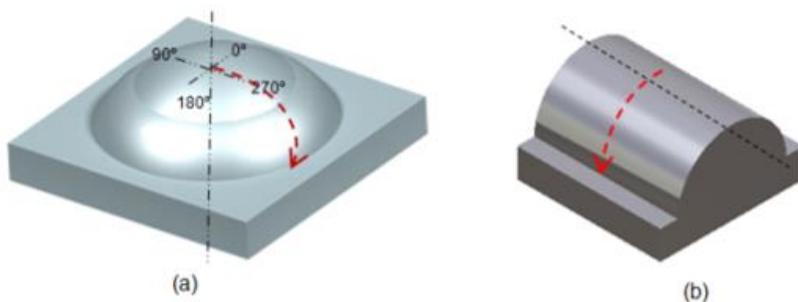


Figura 3.16 – Esquema da medição dos contornos dos corpos de prova hemisférico (a) e cilíndrico (b).



Figura 3.17- Medição por coordenadas de dois círculos (região 1 e 2) para fins de comparação dos desvios gerados em cada trajetória em relação ao modelo 3D.

### 3.6 Análise morfológica dos cavacos e desgaste de ferramentas

A morfologia dos cavacos gerados nas etapas acabamento foi avaliada em função das trajetórias empregadas. Com efeito, objetiva-se neste trabalho a realização de uma análise qualitativa, buscando-se verificar a morfologia do cavaco gerado em função das trajetórias selecionadas e do estado do material usinado comparando-os a outros trabalhos encontrados na literatura.

Com efeito, a coleta dos cavacos da etapa de acabamento se deu ao final do processo, uma vez que as trajetórias estavam sendo avaliadas quanto ao tempo de processamento. Assim não foi o objetivo desta análise correlacionar a forma do cavaco com a região da peça usinada bem como momentos em que a ferramenta pudesse estar atuando em sentidos de corte concordante ou discordante, por exemplo. Reconhecendo a importância desta análise, esta fica como recomendação de uma futura investigação.

Também foi verificado o desgaste das ferramentas na etapa de desbaste nas duas trajetórias empregadas. Esta análise foi realizada buscando-se avaliar o grau de desgaste para o processo proposto. Assim sendo, foram realizadas análises ao final do ciclo de cada processo de desbaste, e não se buscou neste trabalho realizar um estudo acerca da determinação da vida da ferramenta dentro dos parâmetros e configurações de ensaios, como disposto na norma ISO 8688-2 (1989), por exemplo.

Estas etapas foram realizadas com o auxílio do sistema ótico de medição marca/modelo Hexagon OLM 3020 e do microscópio eletrônico de varredura marca FEI *Company* modelo Quanta 250, com resolução de 1,4 nm, do Laboratório de Análises Mineralógicas do Departamento de Geociências da UFAM.



## 4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 4.1 Análise da etapa de desbaste

#### 4.1.1 *Tempo de processamento*

A Figura 4.1 mostra o tempo real de processo da etapa de desbaste do corpo de prova hemisférico bem como o comprimento total usinado para cada trajetória empregada. O tempo real de processo em espiral 2½ eixos foi de 77,5 minutos, enquanto que em curvas paralelas foi de 68,3 minutos. Essa diferença se deu principalmente porque o comprimento em vazio (isto é, comprimento em que não houve corte) para a trajetória em espiral foi de 19,05 m contra 5,87 m para trajetória em curvas paralelas, o que gerou um tempo em vazio (estimado pelo *software* CAM) de 3 minutos e 43 segundos para a trajetória em espiral contra apenas 72 segundos para curvas paralelas.

O tempo real de processo da etapa de desbaste utilizando trajetória em curvas paralelas foi 12,5% superior ao tempo previsto pelo sistema CAM. Para a trajetória em espiral houve um aumento de 16,5% no tempo real em relação ao estimado pelo *software* CAM.

Deve-se ressaltar que esta análise é apropriada para uma verificação buscando simular aspectos reais da fabricação de um molde, por exemplo, em que o programador teria que selecionar dentre duas trajetórias distintas a que melhor lhe conviesse baseado em sua experiência. Desse modo, aproximadamente 11% do tempo real de processo pode ser reduzido ao se optar pela trajetória em curvas paralelas, nas condições e parâmetros estabelecidos, dentro da faixa de volume de material removido (85 cm<sup>3</sup>) (ver Figura 4.1).

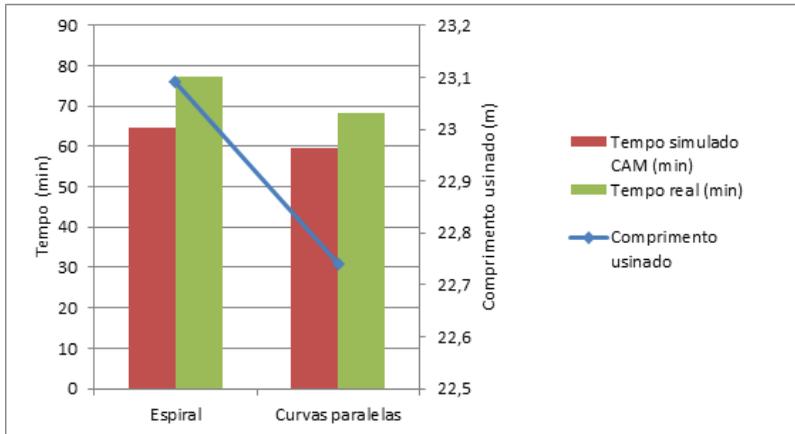


Figura 4.1 – Tempo simulado pelo *software* CAM e real de processo e comprimento usinado para as duas trajetórias utilizadas no desbaste.

#### 4.1.2 Condição da superfície para a etapa posterior de acabamento

O principal objetivo da etapa de desbaste é a remoção da maior quantidade de material possível no menor espaço de tempo. Porém, é de suma importância que a superfície remanescente seja o mais uniforme possível, evitando assim maiores esforços de corte, deflexões na ferramenta e vibrações nas etapas posteriores de acabamento.

As imagens da Figura 4.2 mostram a simulação no *software* CAM dos perfis gerados após a etapa de desbaste nas duas trajetórias utilizadas. Observa-se a presença do efeito escada no perfil deixado pela trajetória em espiral em  $2\frac{1}{2}$  eixos, sendo este mais acentuado na zona de curvatura e inclinação mais suaves da região 1, ocorrendo o seu abrandamento na zona de curvatura e inclinação mais acentuadas da região 2. Isto já era esperado, conforme discutido no capítulo 2 (seção 2.2), uma vez que o ângulo de contato ferramenta-peça  $\alpha$  é alterado em função da geometria usinada e, ainda, o material remanescente é influenciado pela inclinação  $\theta$  da superfície. Vale frisar que este efeito foi ainda diminuído pela utilização da fresa toroidal com raio de quina  $r_c$  de 1 mm.

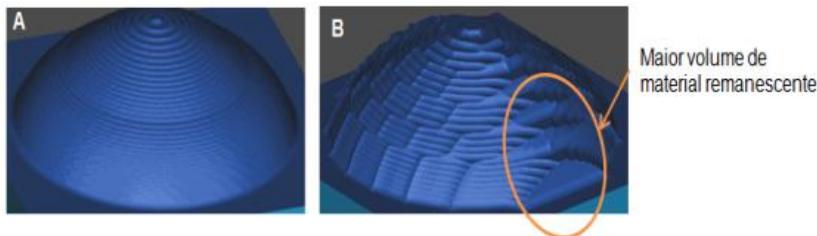


Figura 4.2 – Simulação CAM da superfície obtida após o processo de desbaste em trajetória em espiral em 2½ eixos (A) e curvas paralelas (B).

Para a superfície obtida com o desbaste em curvas paralelas pode-se observar grandes volumes de material remanescente, principalmente nos dois polos (extremos) perpendiculares ao do avanço da ferramenta na parte inferior da região 2 do corpo de prova, como destacado na Figura 4.2.

Como descrito no capítulo 3, valendo-se de análises computacionais, foi possível estimar a espessura do material remanescente originado em cada trajetória de desbaste. A Figura 4.3 mostra estes valores para três regiões do corpo de prova processado com trajetória em espiral 2½ eixos, e a Figura 4.4 mostra estes valores para três regiões do corpo de prova processado em curvas paralelas.

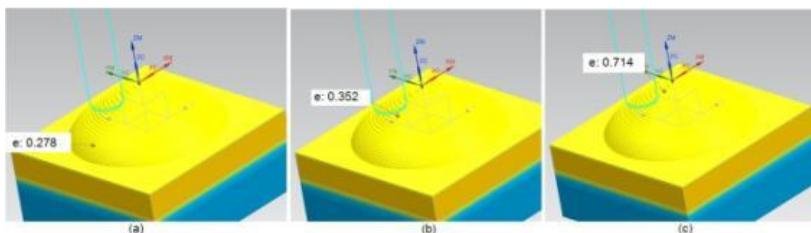


Figura 4.3: Espessura de material remanescente para três regiões distintas no desbaste com trajetória espiral 2½ eixos (Dimensões em mm).

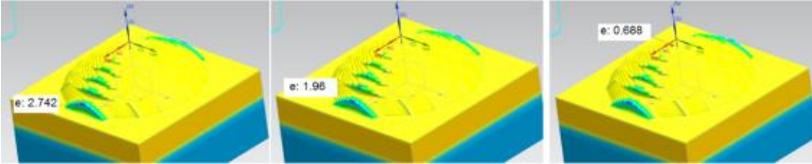


Figura 4.4: Espessura de material remanescente para três regiões distintas no desbaste com trajetória curvas paralelas (Dimensões em mm).

Pode-se observar que a espessura de material remanescente na trajetória em curvas paralelas nos polos perpendiculares ao avanço da ferramenta pode ser de até 2,74 mm nas regiões próximas à base do corpo de prova.

Esta trajetória de desbaste (B) foi utilizada para o posterior acabamento em trajetória em curvas paralelas e curvas radiais na usinagem do perfil hemisférico. A Figura 4.5 e Figura 4.6 mostram a simulação CAM do contato ferramenta-peça nestas regiões com maior volume de material remanescente, na etapa de pré-acabamento para as trajetórias em curvas paralelas e curvas radiais. Em última análise, em função das velocidades de corte relativamente altas envolvidas e da rigidez do conjunto ferramenta-sistema de fixação, estes aspectos podem exercer influência em desvios dimensionais e de forma e, também, na qualidade da superfície final obtida para estas trajetórias, como será discutido nas seções a seguir.

Dessa forma, em uma análise qualitativa, a trajetória de desbaste em espiral  $2\frac{1}{2}$  eixos resulta em uma superfície mais uniforme para a etapa posterior de acabamento, apesar do seu maior tempo de processamento. A Figura 4.7 mostra o corpo de prova após o processo de desbaste nesta trajetória.

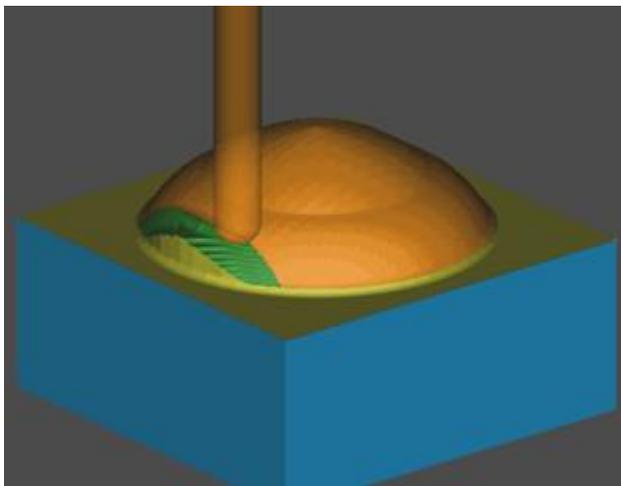


Figura 4.5 – Simulação da etapa de pré-acabamento, em curvas paralelas, mostrando o contato da ferramenta com o polo de maior volume de material remanescente.

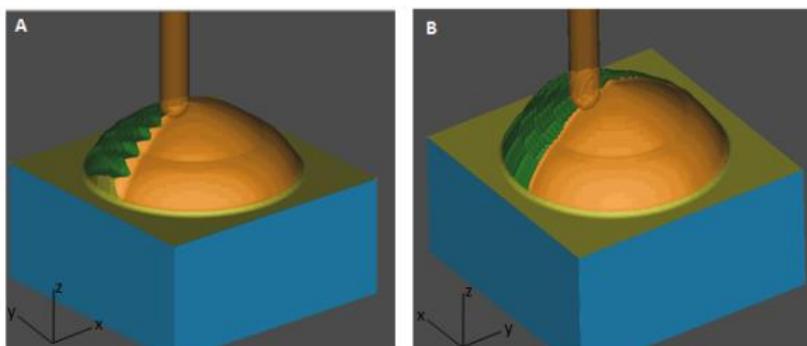


Figura 4.6 – Simulação da etapa de pré-acabamento, em curvas radiais, mostrando o efeito do material remanescente no contato peça-ferramenta. (A) polo com maior volume de material remanescente, e (B) polo com menor volume de material remanescente.



Figura 4.7 – Corpo de prova após a operação de desbaste na trajetória em espiral 2½ eixos (concêntricas circulares com deslocamento em z).

#### 4.1.3 *Análise dos Cavacos gerados no desbaste*

Os cavacos gerados nas operações de desbaste foram analisados para as duas trajetórias empregadas. A Figura 4.8 mostra o perfil de cavaco gerado na etapa de desbaste nas trajetórias em espiral (a) e curvas paralelas (b).

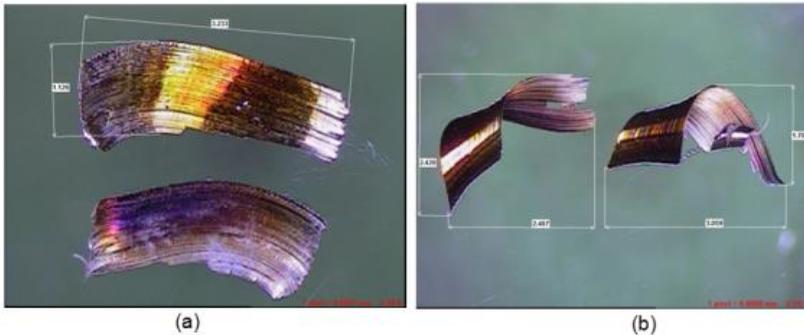


Figura 4.8 – Característica dos cavacos obtidos nos processo de desbaste: (a) trajetória em espiral e (b) trajetória em curvas paralelas. Ampliação 30X.

Os cavacos para trajetória em espiral apresentam bordas uniformes com serrilhados de pequenas dimensões, além de estrias igualmente espaçadas. Apresentam morfologia característica no que diz respeito às zonas de início e final do contato da ferramenta em corte concordante.

No cavaco mostrado na parte inferior da imagem (a) pode-se verificar a região central com coloração mais escurecida, evidenciando maior quantidade de calor sendo transferido ao cavaco. Na Figura 4.9 também se observa maior oxidação do cavaco (cor azulada), provavelmente devido a maiores temperaturas estabelecidas na região de contato com a ferramenta.

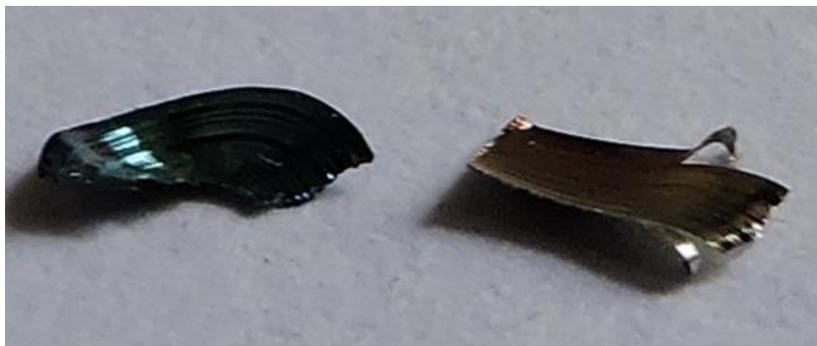


Figura 4.9 – Cavaco de desbaste em espiral (à esquerda): maior oxidação (cor azulada); cavaco de curvas paralelas (à direita).

Os cavacos gerados no desbaste em trajetória em curvas paralelas apresentam maiores raios de curvatura  $r_c$  e uma descontinuidade notável na zona de final de contato com a ferramenta, que podem ser mais bem avaliadas na imagem da Figura 4.10. As máximas espessuras de usinagem  $h_{max}$  e o comprimento do cavaco  $L_c$  são similares para os cavacos gerados em ambas as trajetórias.



Figura 4.10 – Detalhe das discontinuidades na região de saída do cavaco gerado no desbaste em corte concordante na trajetória em curvas paralelas.

#### 4.1.4 *Desgaste das ferramentas*

A compreensão dos fenômenos tribológicos nos processos de usinagem é de fundamental importância para a escolha correta do material da ferramenta, dos parâmetros tecnológicos e das estratégias de usinagem. Para isso, deve-se ter um grande entendimento dos mecanismos de desgaste (SCHULZ, 1995).

Como descrito no capítulo 3, as ferramentas de corte foram avaliadas quanto aos mecanismos de desgaste apresentados para duas trajetórias estudadas na etapa de desbaste, ao final de cada processo. O desgaste de flanco nas ferramentas não foi pronunciado, como pode ser visto na imagem da Figura 4.11. Não ocorreram quebras, trincas ou lascamentos ao final do tempo de processo (77 minutos, comprimento usinado de 23,09 m).

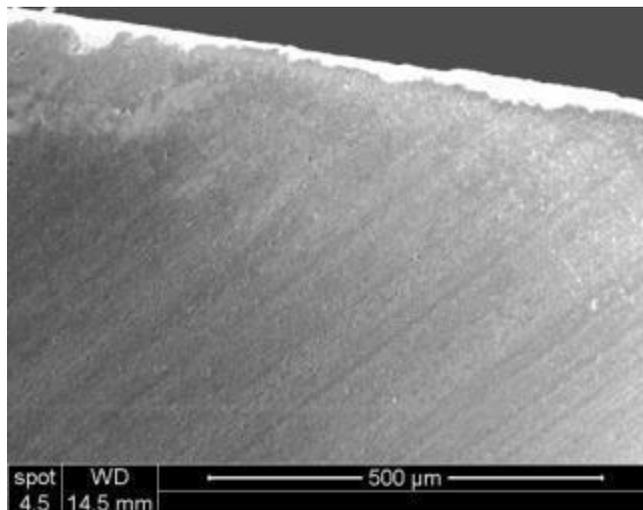


Figura 4.11 – Ampliação do flanco principal da ferramenta usada no desbaste em espiral.

Como não houve desgaste pronunciado ao final da etapa de desbaste, uma ferramenta foi submetida a outro ciclo de desbaste em trajetória em espiral (154 minutos, comprimento usinado de 46,18 m), sendo observada quebra em um dos gumes da ferramenta como mostrado na Figura 4.12. Esta análise foi realizada com o auxílio de um sistema ótico de medição. A utilização deste sistema torna a compreensão dos mecanismos de desgaste difícil devido à dificuldade de se manter o foco quando da utilização da ampliação máxima (100x), não sendo possível observar toda a região fraturada com nitidez.

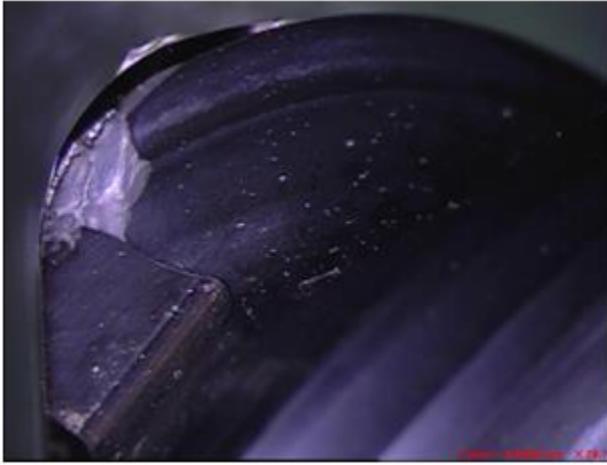


Figura 4.12 – Quebra observada no flanco principal da ferramenta ao final do processo de dois ciclos de desbaste na trajetória em espiral.  $V_c = 85$  m/min. Sistema ótico - Ampliação 30X.

Dessa forma, o gume da ferramenta que apresentou quebra após dois ciclos de desbaste em trajetória espiral foi mais bem avaliado sob microscopia eletrônica de varredura como mostrado na Figura 4.13.

A quebra de uma seção do gume de corte pode ser consequência de vários fenômenos, dentre eles: a propagação de trincas originadas por fadiga mecânica e/ou térmica, as quais fragilizaram a cobertura e o substrato, sulcos podem ser vistos na ampliação do detalhe B; choques com os carbonetos presentes no material da peça; adesões de material da peça com posterior deslocamento; ou uma combinação de dois ou mais destes fenômenos.

É natural a variação da temperatura de corte no processo de corte interrompido. A distribuição de temperatura durante o ciclo depende das condições de corte (principalmente da velocidade de corte, avanço e da relação entre o tempo de corte ativo e inativo de um ciclo), do material da ferramenta de corte e do material da peça. A flutuação da temperatura na interface cavaco-ferramenta leva a uma modificação, também cíclica, da distribuição de tensão na região de corte da ferramenta, o que pode ter provocado a formação de trincas térmicas.

O aço-ferramenta ABNT H13 tem em sua estrutura a presença do carboneto de cromo que, segundo EXNER (1979), tem microdureza de 1400 HV. A microdureza do carboneto de cromo é próxima à microdureza média do substrato do metal duro (1623 HV). Portanto, choques com estes carbonetos podem causar pequenas fraturas no gume de corte.

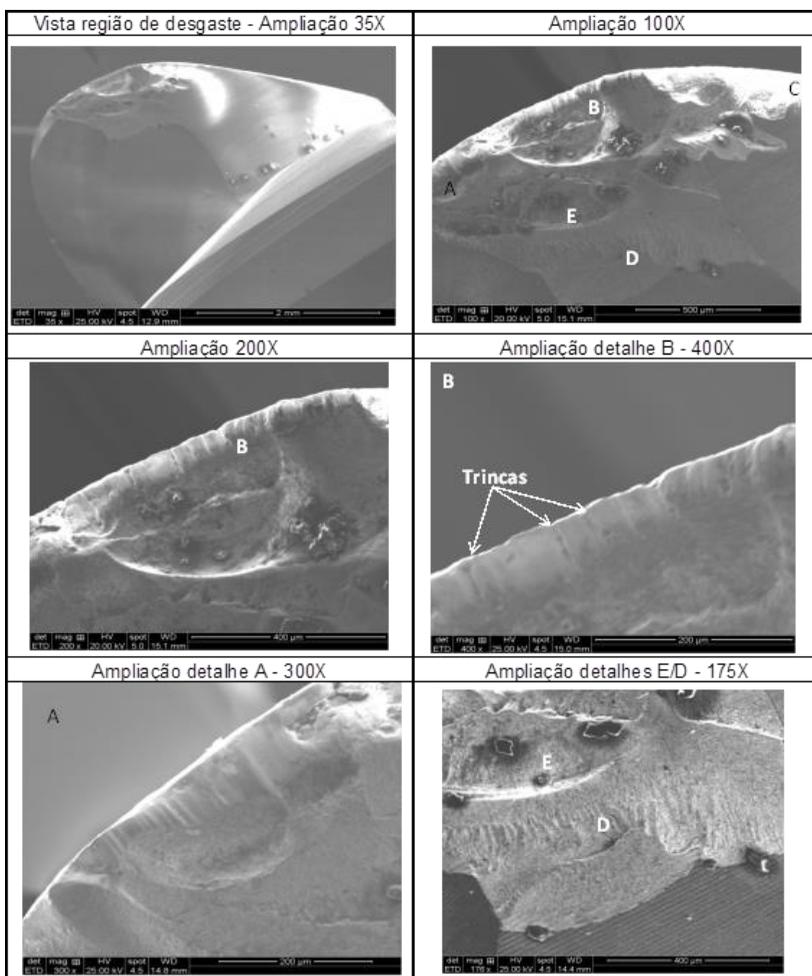


Figura 4.13 – Imagens com MEV do desgaste da ferramenta usada no desbaste em trajetória em espiral  $2\frac{1}{2}$  eixos.  $v_c = 85$  m/min;  $f_z = 0,04$ mm;  $a_p = 0,75$  mm;  $a_e = 5$  mm;  $v_f = 360$  mm/min.

De fato, de acordo com as imagens da Figura 4.13, uma explicação plausível para o ocorrido é que trincas por fadiga mecânica e/ou térmica e choques de carbonetos do material do corpo de prova com a ferramenta levaram à quebra do gume de corte. A redução da velocidade de corte pode evitar este tipo de falha e prolongar a vida da ferramenta.

Não foram observadas quaisquer avarias nas ferramentas utilizadas nas etapas de acabamento dos corpos de prova para qualquer trajetória e/ou direção de avanço da ferramenta.

## **4.2 Análises da etapa de acabamento**

### *4.2.1 Resultados das análises em CAD*

Conforme descrito no capítulo 3, análises em CAD foram realizadas para definir os ângulos de contato, diâmetros e velocidades efetivas de corte e a estimativa da rugosidade teórica de acordo com a metodologia apresentada por TSAO e CHEN (1997), para uma superfície com perfis hemisféricos, em regiões distintas do corpo de prova. A

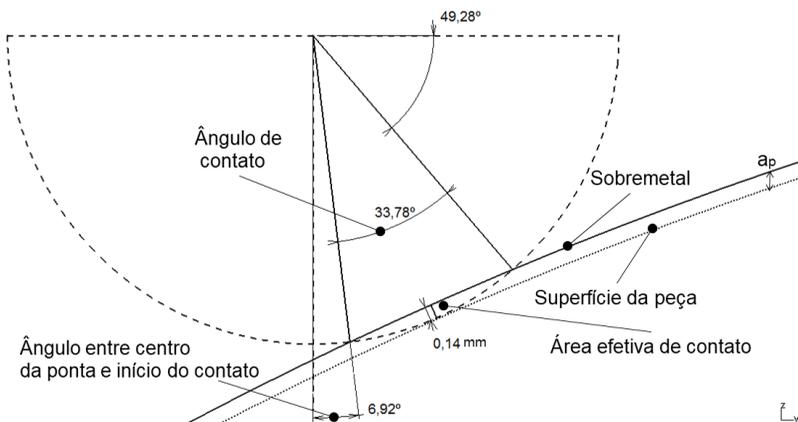


Figura 4.14 mostra o ângulo, a área e a profundidade efetiva de contato para um ponto da região 1, a 15 mm da base do corpo de prova. A Figura 4.15 mostra o raio de corte para o ponto de contato na região 1 gerando um diâmetro efetivo de corte de 3,91 mm.

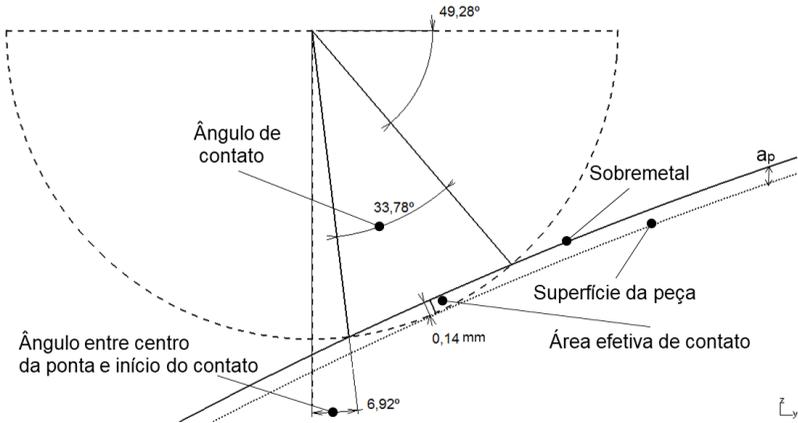


Figura 4.14 – Ângulo, área e profundidade efetiva de contato para um ponto na região 1 do corpo de prova hemisférico (a 15 mm da base).

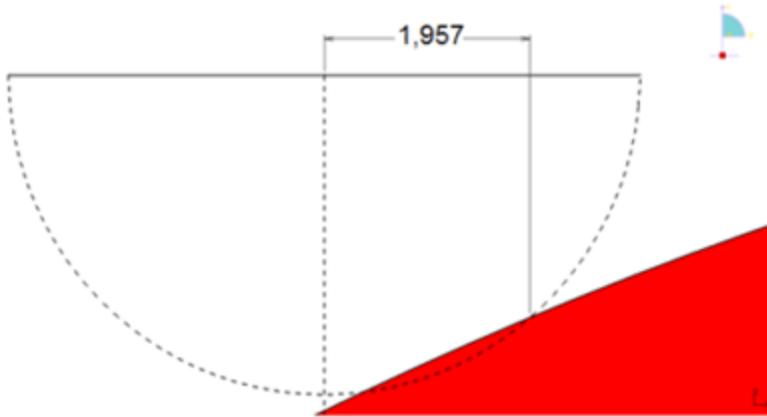


Figura 4.15 – Raio efetivo de contato em um ponto a 15 mm da base na região 1.

A

Figura 4.16 mostra o ângulo, a área e a profundidade efetiva de contato para um ponto da região 2, a 5 mm da base do corpo de prova. A Figura 4.17 mostra o raio de corte para o ponto de contato na região 2, gerando um diâmetro efetivo de 5,3 mm.

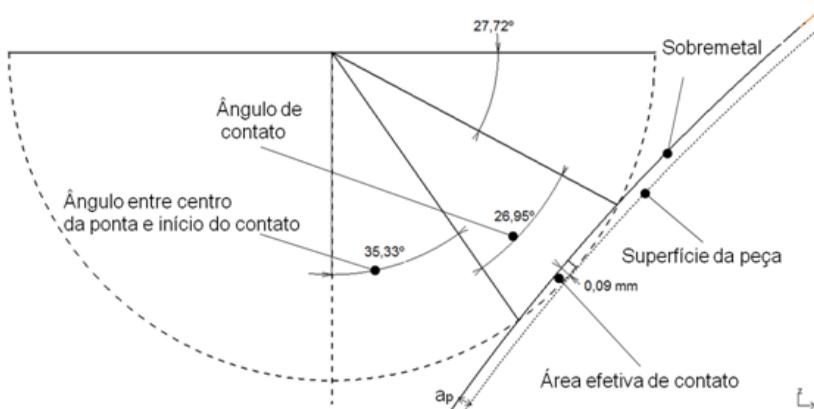


Figura 4.16 – Ângulo, área e profundidade efetiva de contato para um ponto na região 2 do corpo de prova hemisférico (a 5 mm da base).

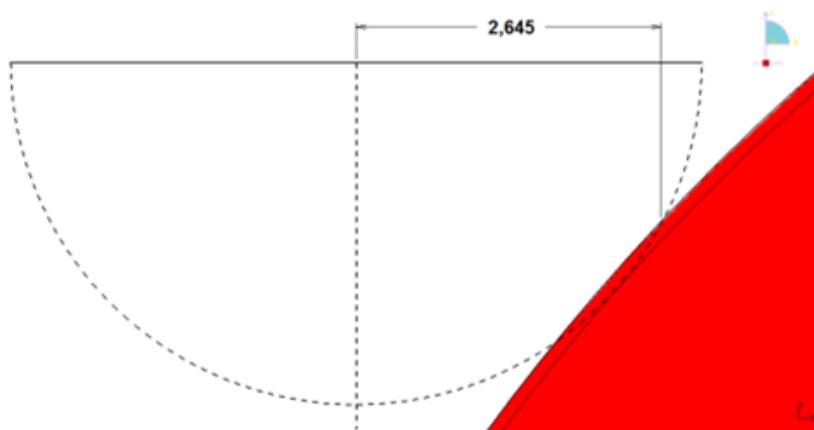


Figura 4.17 – Raio efetivo de contato em um ponto a 5 mm da base na região 2.

Pode-se observar nas análises em CAD um maior ângulo de contato no ponto da região 1, de  $33,8^\circ$ , gerando uma maior profundidade efetiva de corte (0,14 mm) e maior área de contato. Entretanto, o ângulo entre o centro da ferramenta e o início da área de contato é de apenas  $7^\circ$ , ou seja, o corte é realizado com regiões próximas ao centro da ponta esférica. O diâmetro efetivo de corte de 3,9 mm leva a uma velocidade efetiva de corte estimada em 82 m/min.

Na região 2 o ângulo de contato é inferior, de cerca de  $27^\circ$ , sendo menores as áreas efetivas de contato e a profundidade efetiva de corte (0,09 mm). O ângulo entre o centro da ferramenta e o início da área de contato é de  $35^\circ$ , ou seja, a ferramenta executa o corte com regiões próximas à extremidade lateral da ponta esférica. O diâmetro efetivo de corte de 5,3 mm leva a uma velocidade efetiva de corte estimada em 116 m/min.

Em suma, a velocidade efetiva de corte obtida no ponto da região 1 representa apenas 63% da velocidade de corte nominal de 130 m/min, enquanto a velocidade efetiva de corte para o ponto da região 2 alcança 89% da velocidade nominal de corte definida.

A análise das rugosidades teóricas seguindo a metodologia proposta por TSAO & CHEN (1997) é apresentada na Figura 4.18 para o ponto estabelecido da região 1, e na Figura 4.19 para o ponto estabelecido da região 2.

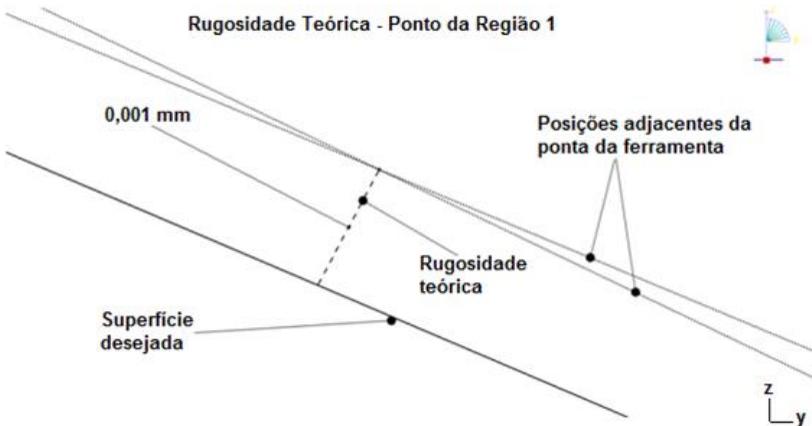


Figura 4.18 – Rugosidade teórica estimada em CAD usando a metodologia proposta por TSAO & CHEN (1997) para o ponto da região 1.

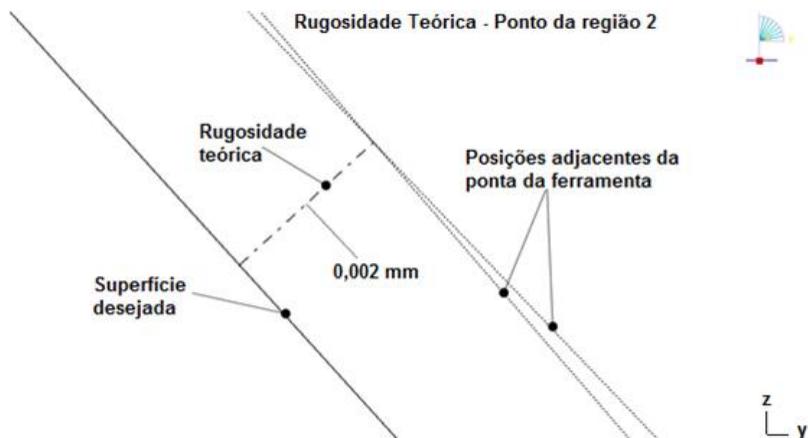


Figura 4.19 – Rugosidade teórica estimada em CAD usando a metodologia proposta por TSAO & CHEN (1997) para o ponto da região 2.

Desse modo, a rugosidade teórica (altura da crista) estimada para o ponto da região 1 é de cerca de  $1\ \mu\text{m}$ , e para o ponto da região 2 é de cerca de  $2\ \mu\text{m}$ . Estas estimativas serão então utilizadas para fins de comparação aos valores de textura de superfície obtida nas diferentes trajetórias da ferramenta utilizadas na etapa de acabamento dos corpos de prova com perfis hemisféricos para cada região.

#### 4.2.2 Influência da trajetória da ferramenta no tempo de acabamento do perfil hemisférico

A Figura 4.20 mostra o comprimento efetivo usinado e os tempos reais de processo e simulados pelo *software* CAM da etapa de acabamento para cada trajetória de usinagem empregada nos ensaios com o corpo de prova de perfis hemisféricos.

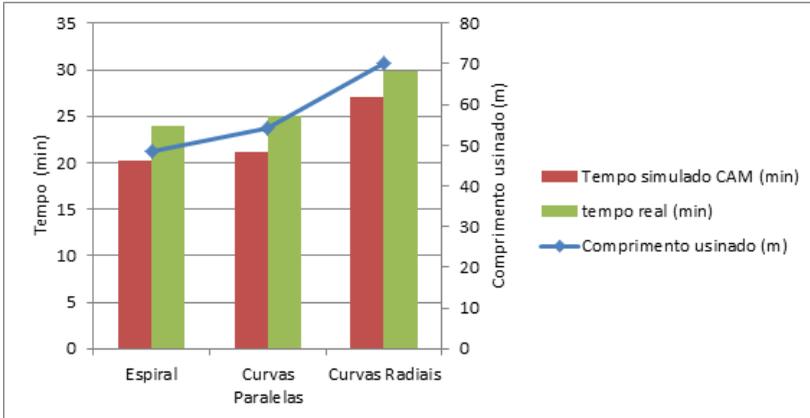


Figura 4.20 – Comprimento usinado e tempos simulados e reais para as três trajetórias avaliadas nas etapas de acabamento do perfil hemisférico.

Constata-se que o tempo de processamento da etapa de acabamento utilizando trajetória em curvas radiais é em torno de 25% mais elevado do que utilizando trajetória em espiral, que é a de melhor desempenho neste quesito dentre as avaliadas. Isto se dá principalmente porque para a trajetória em curvas radiais o valor ajustado de profundidade radial de corte  $a_{e,r}$ , correspondente ao passo da trajetória é, na verdade, angular, diferentemente, por exemplo, do que ocorre na trajetória em curvas paralelas, cuja profundidade radial de corte é a mesma em um plano paralelo à superfície, dependendo da topografia usinada. Dessa forma, ocorre na trajetória em curvas radiais a variação do valor de profundidade radial de corte na direção tangencial à superfície  $a_{e,t}$ , em função da inclinação da peça e à medida que a ferramenta desloca-se do topo à base do corpo de prova, como ilustrado na Figura 4.21.

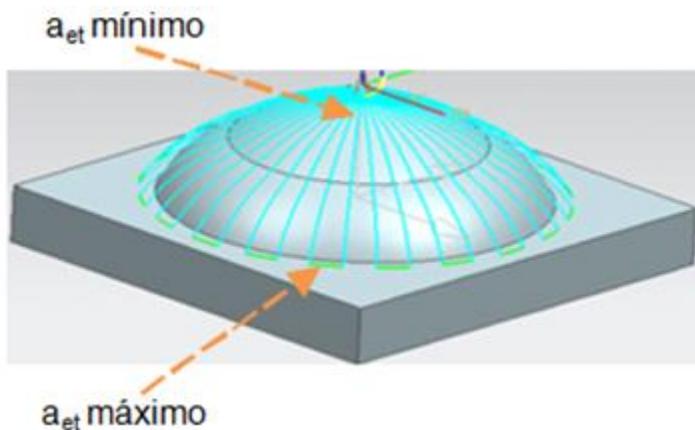


Figura 4.21 – Esquema da variação da profundidade radial de corte na direção tangencial à superfície ( $a_{et}$ ) para a trajetória em curvas radiais. ( $a_{et}$  ampliado para melhor compreensão).

Desta forma, os maiores comprimentos efetivos de usinagem e maiores caminhos percorridos pela ferramenta corresponderam à trajetória em curvas radiais, sendo estes valores significativamente maiores na operação de pré-acabamento (devido ao maior  $a_e$  utilizado nesta etapa = 0,25mm), sendo de 28,5 m contra 14,4 m para curvas paralelas, e 12,7 m para espiral.

Uma vez que trajetórias de ferramenta baseadas em segmentos de reta têm transições não contínuas, para poder lidar com estas situações o CNC reduz a velocidade dos eixos em regiões de mudança de direção (LIU et al., 2013; CAMARGO et al., 2015). Isto ocorre com alta frequência na trajetória em curvas radiais, quando a ferramenta atinge o topo e a base do corpo de prova, mudando bruscamente de direção a cada novo caminho da ferramenta, tanto em sentido de ida quanto de volta. Nesta trajetória o programa realiza prioritariamente interpolações lineares (comando G01 na programação de comando numérico) nos três eixos da máquina. O tempo real nesta trajetória foi 10,33% superior ao estimado pelo *software* CAM.

Isto não ocorre para a trajetória em espiral, em que a ferramenta mantém um sentido constante do topo até a base do corpo de prova sem alterações bruscas de direção. Nesta trajetória o programa também realiza prioritariamente interpolações lineares nos três eixos da máquina.

Com o emprego da trajetória em espiral, no entanto, o tempo real foi 18,32% superior ao simulado pelo CAM. Isto se deu principalmente porque no início do processo (topo do corpo de prova) com o emprego da trajetória espiral, círculos diminutos têm que ser seguidos pela ferramenta e, dessa forma, a máquina em todo momento reduz significativamente a velocidade de avanço programada.

Na trajetória em curvas paralelas também ocorrem mudanças bruscas de direção, principalmente no início e final do processo, uma vez que são menores os caminhos que a ferramenta percorre até chegar à outra extremidade do corpo de prova para, então, retornar em um novo percurso da trajetória. Nesta trajetória o programa realiza interpolações lineares apenas nos eixos  $x$  e  $z$  e, à medida que um novo percurso do caminho é iniciado, ocorre um incremento no eixo  $y$ . Nesta trajetória o tempo real de acabamento foi 17,9% superior ao tempo estimado pelo *software* CAM.

Segundo COELHO et al. (2010), o método de previsão com base no programa NC considera apenas o tamanho dos segmentos da trajetória e a velocidade de avanço programada, considerando esta constante durante toda a usinagem, desconsiderando as limitações da máquina. Vale ressaltar que, conforme CAMARGO et al. (2014), o método de simulação empregado pelos sistemas CAM é diferente do empregado pelos *softwares* de simulação de programas CNC, uma vez que o sistema CAM utiliza seu código binário interno na simulação, enquanto o *software* de simulação utiliza o programa NC (código G).

Certamente, estas características de cada trajetória afetam os resultados. Apesar do nível de sofisticação da máquina utilizada nos experimentos neste trabalho, denominada pelo fabricante como de alto desempenho, aliada às capacidades do sistema CNC Siemens 828D dentro dos parâmetros de avanço e velocidade programados, foram observadas discrepâncias significativas entre o resultado previsto e o obtido experimentalmente.

#### 4.2.3 *Influência da trajetória da ferramenta na topografia da superfície hemisférica*

Se a trajetória em curvas radiais foi a que apresentou maior tempo de processamento dentre as utilizadas, por outro lado foi a que

apresentou o menor valor de rugosidade  $R_z$  para as duas regiões usinadas da peça com superfícies hemisféricas, quando da medição em sentido transversal ao do movimento da ferramenta, como pode ser visto na Figura 4.22 e Figura 4.23. Os valores apresentados correspondem à média de três medições, para dois corpos de prova usinados em cada trajetória.

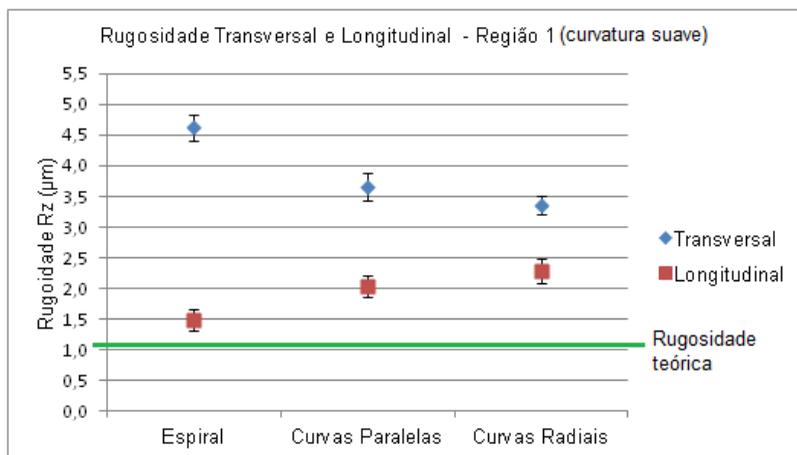


Figura 4.22 – Rugosidade  $R_z$  em função da trajetória da ferramenta – Região 1.

Na região 1 (curvatura suave) o valor de rugosidade  $R_z$  obtido com a trajetória em curvas radiais foi igual a 3,37  $\mu\text{m}$ , enquanto que a rugosidade  $R_z$  da trajetória em espiral foi de 4,62  $\mu\text{m}$ , correspondendo a um aumento de 27%. Considera-se que os menores valores efetivos de profundidade radial de corte na direção tangencial à superfície  $a_{et}$  para a trajetória em curvas radiais influenciaram significativamente os resultados obtidos na região 1.

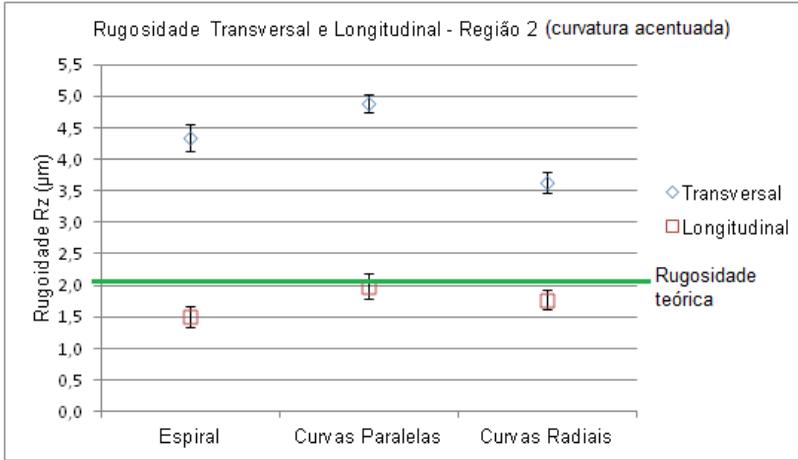


Figura 4.23 – Rugosidade  $R_z$  em função da trajetória da ferramenta – Região 2.

Com relação à rugosidade no sentido longitudinal, isto é, na direção de avanço da ferramenta, os menores valores de rugosidade  $R_z$  encontrados na região 1 são para a trajetória em espiral, igual a 1,50  $\mu\text{m}$ , que é 34,5% inferior à rugosidade obtida com trajetória em curvas radiais (2,29  $\mu\text{m}$ ).

Na região 2 (parte inferior do corpo de prova), a trajetória que apresentou os menores valores de rugosidade na direção transversal foi também em curvas radiais, com valor de  $R_z$  igual a 3,63  $\mu\text{m}$  contra  $R_z = 4,89 \mu\text{m}$  para a trajetória em curvas paralelas, a qual apresentou os maiores valores nesta região, uma diferença de 25,7%. No sentido longitudinal (direção do avanço da ferramenta) os maiores valores de rugosidade  $R_z$  também foram encontrados para a trajetória em curvas paralelas.

Para a trajetória em curvas paralelas os maiores valores de rugosidade foram encontrados nas regiões dos polos 90° e 270° (cerca de 20% superiores àqueles encontrados nos polos 0° e 180°) e, dessa forma, eles foram considerados em termos de comparação com as demais trajetórias.

Além do aspecto relacionado ao contato ferramenta-peça, também fica evidente que a maior quantidade de sobrematerial remanescente deixado pela etapa de desbaste em curvas paralelas, por

mais que tenha sido minimizado na etapa de pré-acabamento, foi determinante para tais resultados, uma vez que tal condição interfere significativamente na dinâmica do processo nesta trajetória. Além disso, é razoável salientar que o efeito dos dois sentidos de corte (concordante e discordante) foi extremamente relevante para os valores de rugosidade obtidos com a trajetória em curvas paralelas, sendo estes mais proeminentes na região de curvatura mais acentuada do corpo de prova (região 2).

Este efeito foi verificado por BATISTA et al. (2016), que variaram os dois sentidos de corte no acabamento do aço ABNT H10 a 52 HRC usando uma ferramenta esférica de 6 mm de diâmetro a um balanço de 30 mm ( $L/D = 5$ ) com um sistema de fixação hidrodinâmico. Com o valor de profundidade de corte ajustado em 0,2 mm foi alcançado um diâmetro efetivo de corte de 2,154 mm levando a uma velocidade efetiva de corte de 162 m/min. Os valores de rugosidade no sentido de corte discordante ( $R_a = 2,4 \mu\text{m}$ ) foram superiores que aqueles obtidos no corte concordante ( $R_a = 1,6 \mu\text{m}$ ).

No sentido discordante a espessura inicial  $h$  do cavaco é zero, assim o gume da ferramenta precisa atingir certo ângulo de contato com a peça até se alcançar uma espessura mínima de corte  $h_{min}$  para permitir a formação do cavaco, o que tende a introduzir vibrações no sistema peça-ferramenta, conseqüentemente aumentando a rugosidade.

Analisando-se os resultados para cada trajetória, em particular, dentro das duas regiões do corpo de prova hemisférico, observa-se que para as trajetórias em espiral e curvas radiais os valores de rugosidade apresentaram pouca variação em função da região usinada. No entanto, para a trajetória espiral a rugosidade é melhorada quando se usa uma superfície convexa de curvatura e inclinação mais acentuadas como da região 2. Assim, infere-se que os menores ângulos de contato e maiores velocidades efetivas de corte atingidas nesta região conduzem a um melhor acabamento da superfície.

Por outro lado, para a trajetória em curvas paralelas observou-se grande influência neste aspecto, sendo encontrados valores de rugosidade 25% inferiores na região 1, de inclinação e curvatura mais suaves.

Como esperado, os valores de rugosidade no sentido do avanço foram, em geral, inferiores àqueles no sentido transversal, apesar do valor relativamente elevado do avanço por gume.

A Figura 4.24 e Figura 4.25 mostram os perfis e valores de rugosidade  $R_a$ ,  $R_z$  e  $R_t$  para as regiões 1 e 2, no sentido transversal ao deslocamento da ferramenta, nas três trajetórias avaliadas.

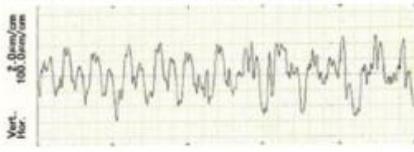
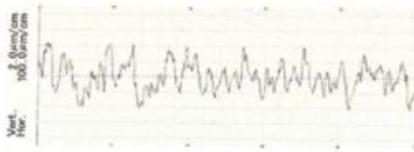
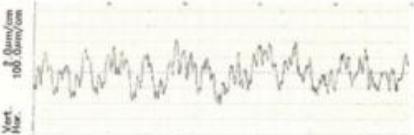
Rugosidade Transversal - Região 1 ( $\mu\text{m}$ )		$R_a$	$R_z$	$R_t$
Espiral		0,93	4,6	5,45
Curvas paralelas		0,73	3,65	4,19
Curvas radiais		0,71	3,37	4,16

Figura 4.24 – Perfis de rugosidade no sentido transversal, para as três trajetórias avaliadas – Região 1.

Desse modo, observando os resultados de rugosidade, seria indicado o emprego da trajetória em curvas radiais e curvas paralelas em superfícies convexas com curvaturas mais suaves e menores inclinações, semelhantes à região 1, e a trajetória em espiral para superfícies convexas com curvaturas mais pronunciadas e maiores inclinações, semelhantes à região 2.

A Figura 4.26 mostra imagens das regiões 1 e 2 para as três trajetórias empregadas, utilizando sistema ótico de medição. Pode-se perceber nas imagens que as linhas das cristas formadas na trajetória em espiral apresentam menor distanciamento entre si na região 2.

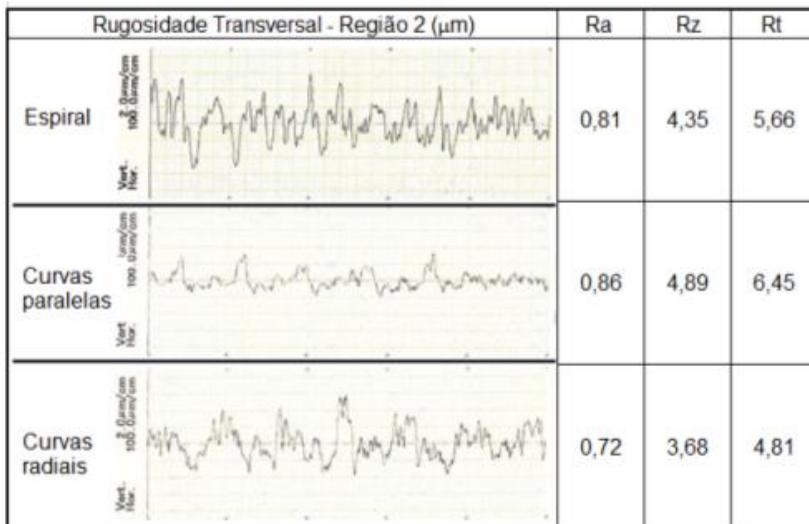


Figura 4.25 – Perfil de rugosidade na direção transversal para as três trajetórias avaliadas – Região 2.

O valor da profundidade radial de corte na direção tangencial à superfície  $a_{et}$  é influenciada diretamente pelo ângulo de inclinação  $\theta$  da superfície (LAMIKZ et al., 2004) e, portanto, quanto maior a inclinação da superfície maiores os valores de  $a_{et}$ . Além disso, em função da geometria usinada (curvatura mais acentuada na região 2), o ângulo de contato  $\alpha$  entre a ferramenta e a peça é ligeiramente menor, como mostrado nas análises em CAD, gerando-se assim menores esforços de corte.

Ainda, como regiões mais distantes do centro da ferramenta são atuantes no corte, as maiores velocidades efetivas de corte efetivas obtidas influenciaram positivamente no comportamento da rugosidade de processo para a região de maior inclinação e curvatura da região 2 nesta trajetória.

Observa-se o aparecimento de pequenas crateras na imagem da superfície da região 2 usinada em curvas paralelas. Estas foram ampliadas e mostradas na Figura 4.27. Este efeito ocorreu apenas para esta trajetória e na região 2, na direção  $90^\circ - 270^\circ$  (Figura 3.12), onde a

ferramenta entra em contato frontalmente com a peça, realizando o corte em movimento ora ascendente, ora descendente. Não se pode descartar que estas crateras sejam marcas do passe anterior de pré-acabamento que não foram uniformizadas na etapa de acabamento.

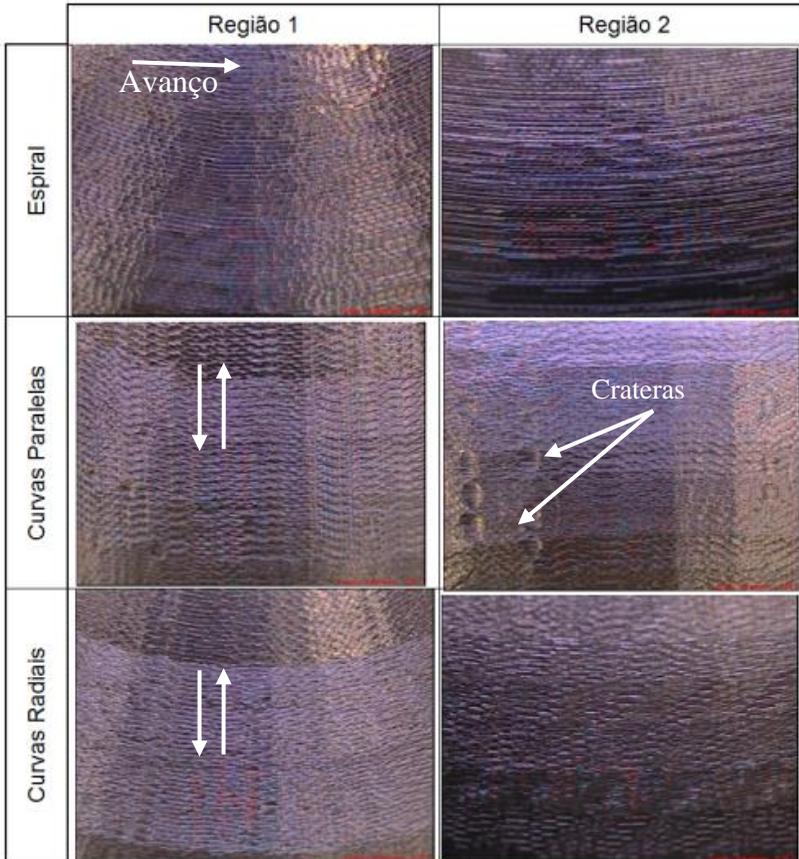


Figura 4.26 – Ampliação das superfícies usinadas em cada trajetória no acabamento nas regiões 1 e 2 (30X – sistema ótico).

Para melhor observar o perfil da ponta esférica deixado na superfície usinada, em função da trajetória empregada, foram geradas imagens com maiores ampliações para as regiões 1 e 2 nos pontos indicados na Figura 3.12. A Figura 4.28 mostra os perfis gerados para o topo e as regiões 1 e 2 do corpo de prova.

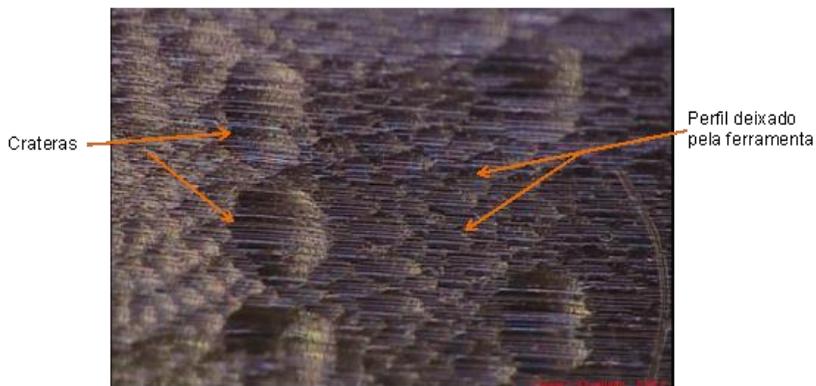


Figura 4.27 – Crateras geradas no acabamento em trajetória em curvas paralelas na região 2, direção  $90^\circ - 270^\circ$  (Ampliação 80X).

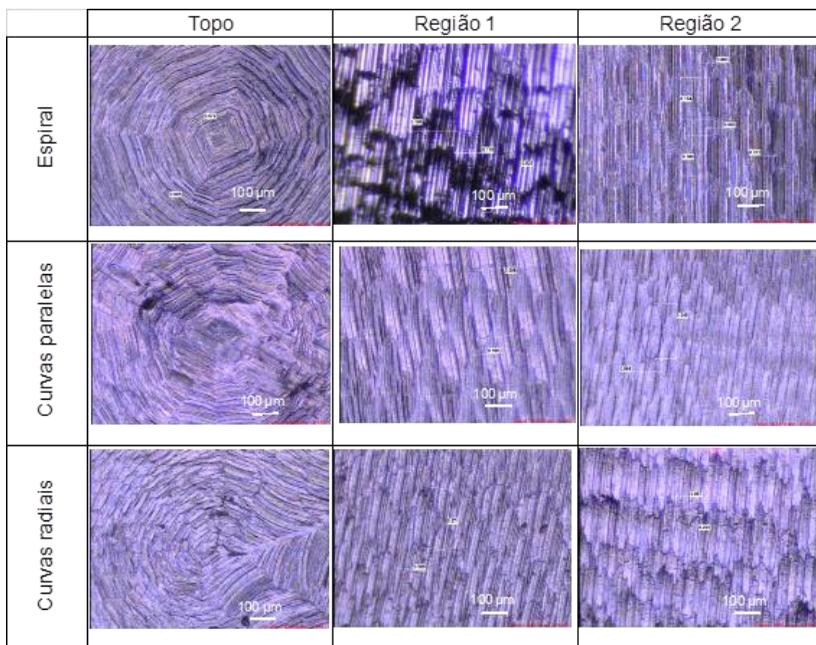


Figura 4.28 – Padrão deixado pela ferramenta de ponta esférica no acabamento da região 1 para as três trajetórias utilizadas (imagens sistema ótico).

Analisando-se o topo dos corpos de prova pode-se observar a dificuldade que a máquina tem em interpolar as linhas da trajetória em espiral nesta região. Em função dos diminutos segmentos de reta nos primeiros passos da ferramenta, forma-se um padrão retangular das cristas de rugosidade. Em curvas paralelas observa-se marcas de riscos na superfície do corpo de prova, que decorrem da compressão em função do contato com regiões próximas à ponta da ferramenta. Em curvas radiais também observa-se o ângulo formado entre linhas de cristas de rugosidade adjacentes, uma vez que nesta trajetória, como explicado anteriormente, o passo é angular.

Verifica-se que o padrão topográfico formado com o emprego de ferramentas esféricas na superfície hemisférica do corpo de prova nas condições estabelecidas do material é tipicamente elíptico. Nas trajetórias em curvas paralelas e curvas radiais estas elipses são mais alongadas se comparadas àquelas obtidas com trajetória em espiral, em ambas as regiões do corpo de prova.

Com o intuito de avaliar quantitativamente as superfícies obtidas, foram realizadas medições tridimensionais nos corpos de prova, nas duas regiões, nos pontos indicados na Figura 3.12, utilizando-se interferometria de luz branca, conforme descrito no capítulo 3. Os resultados são mostrados da Figura 4.29 à Figura 4.32 para as duas regiões de cada trajetória. Para a trajetória em curvas paralelas estão divididos em direção Norte (N – direção  $270^\circ$  da Figura 3.12) e Oeste (O – direção  $180^\circ$  da Figura 3.12).

Analisando-se os resultados, identificam-se algumas diferenças dos resultados obtidos utilizando-se medição bidimensional. Nos resultados obtidos por interferometria, os menores valores de rugosidade  $S_z$  estão todos na região 2 para cada trajetória, sendo os menores valores obtidos com a trajetória em curvas paralelas.

Observa-se o efeito da trajetória utilizada na formação das cristas e vales nas superfícies usinadas, bem como a influência da curvatura e inclinação da superfície nestes aspectos. Analisando-se a trajetória em espiral (Figura 4.29), por exemplo, observa-se as cristas mais distanciadas entre si com picos proeminentes na região 1, enquanto na região 2 as cristas apresentam menor distanciamento entre si com picos de menor magnitude, como esperado em função das diferentes

inclinações e curvaturas das regiões, como verificado nas análises em CAD.

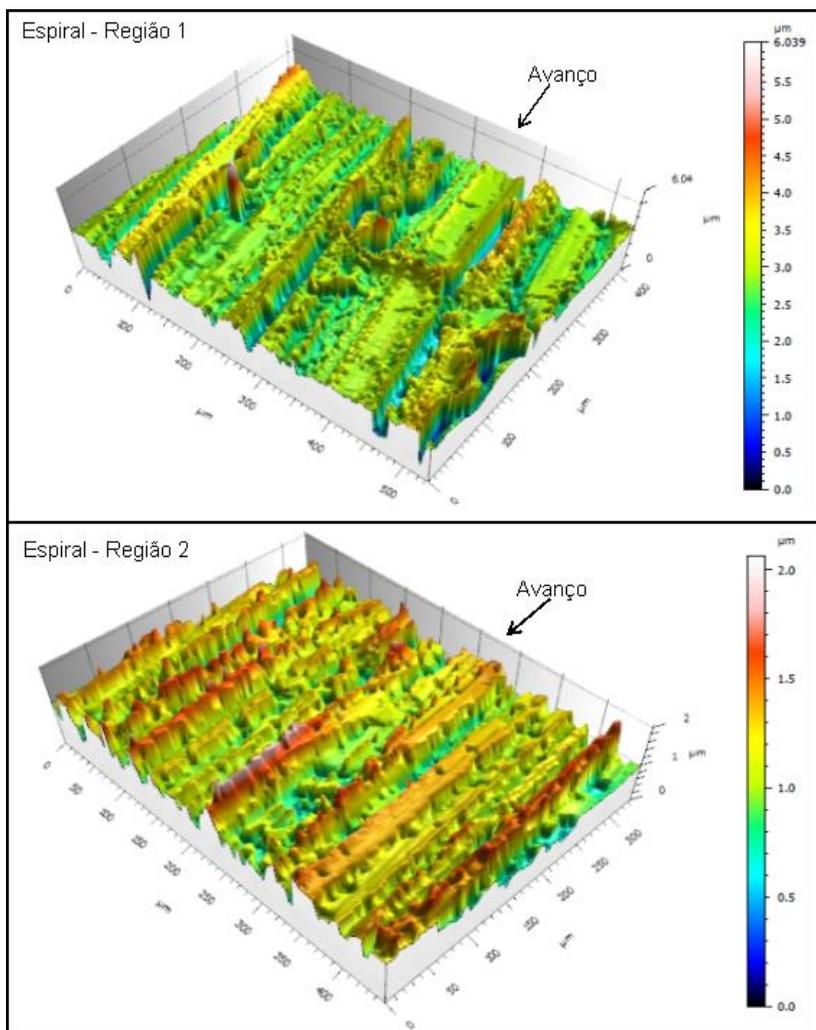


Figura 4.29 – Perfil obtido por interferometria no acabamento do corpo-de-prova hemisférico com trajetória espiral para as regiões 1 e 2.

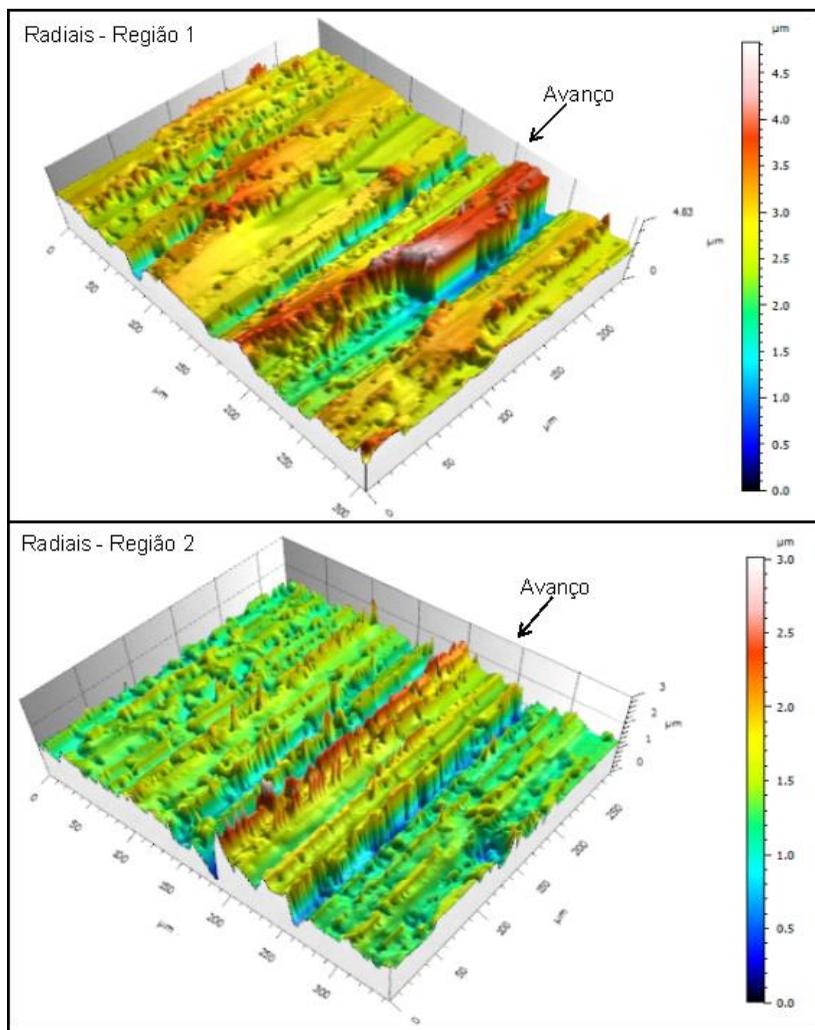


Figura 4.30 – Perfil obtido por interferometria no acabamento do corpo-de-prova hemisférico com trajetória em curvas radiais para as regiões 1 e 2.

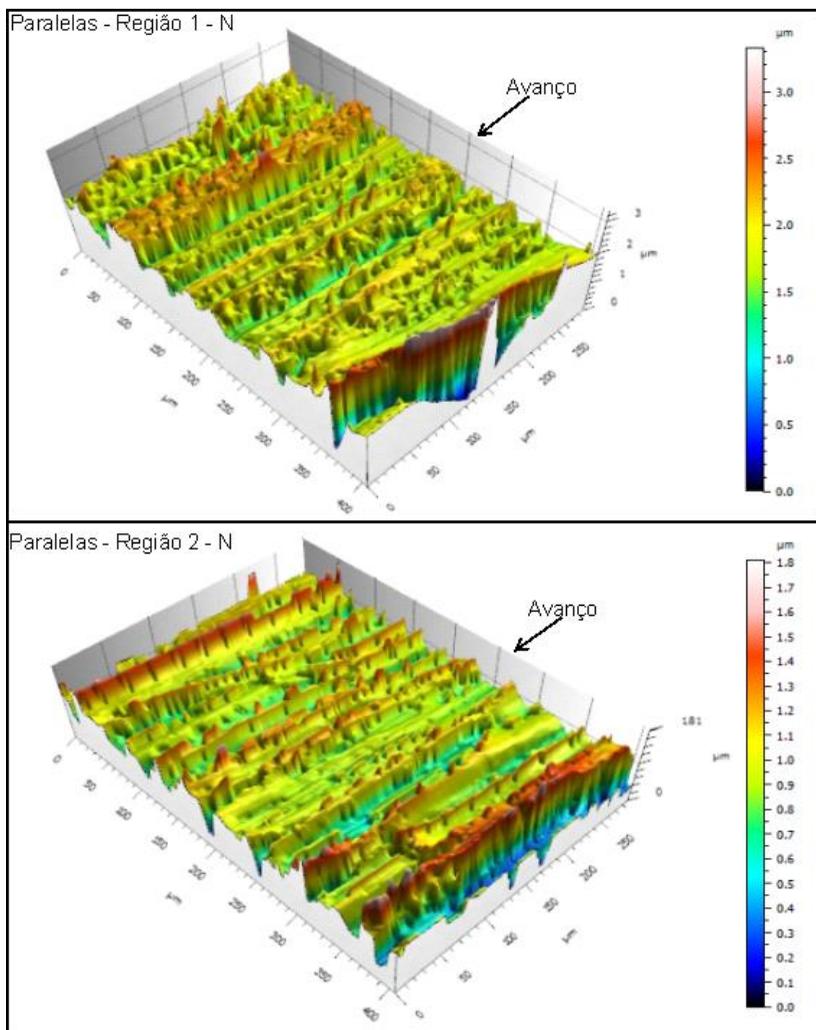


Figura 4.31 – Perfil obtido por interferometria no acabamento do corpo-de-prova hemisférico com trajetória em curvas paralelas para as regiões 1 e 2 (direção 90°).

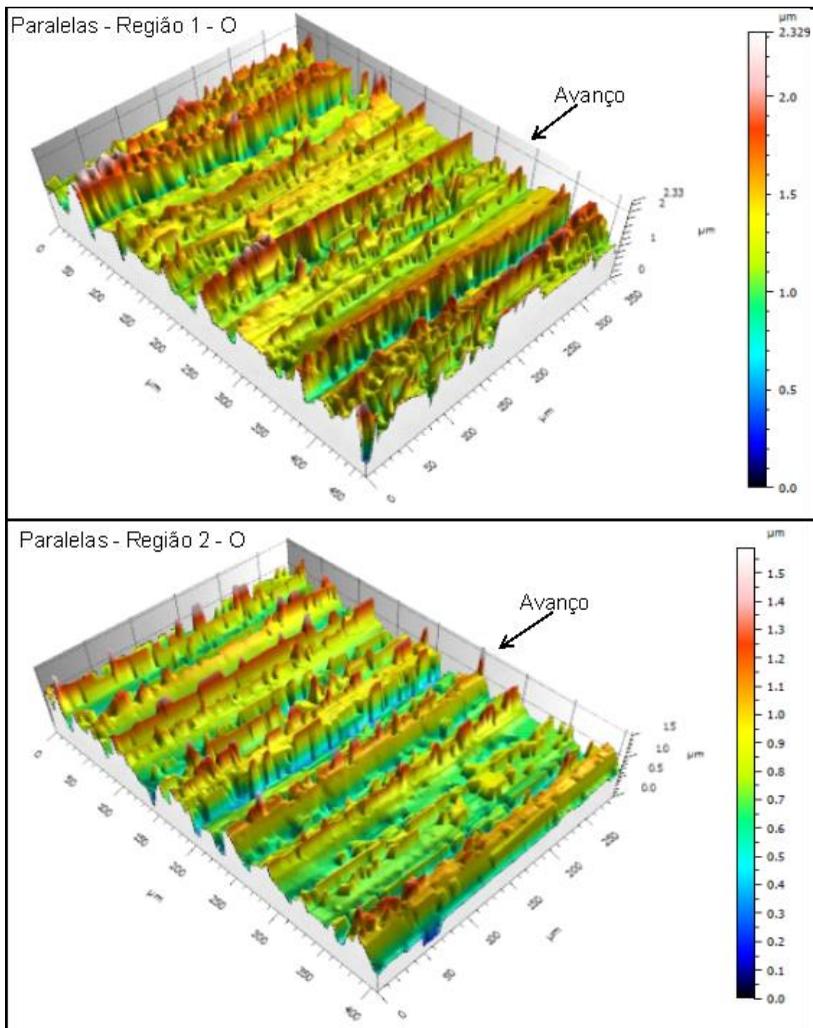


Figura 4.32 – Perfil obtido por interferometria no acabamento do corpo-de-prova hemisférico com trajetória em curvas paralelas para as regiões 1 e 2 (direção 180°).

Para a trajetória em curvas paralelas (Figura 4.31 e Figura 4.32) a análise tridimensional revela que na direção oeste são encontrados menores valores de rugosidade em relação à direção norte, resultado que já havia sido obtido na medição bidimensional. Na região 2, nesta

trajetória, na direção oeste, o eixo da ferramenta fica praticamente perpendicular ao vetor normal à superfície, onde o contato ferramenta-peça se dá prioritariamente na região da extremidade lateral da ponta esférica da ferramenta, ocorrendo os maiores valores efetivos de velocidade de corte.

Para a trajetória em curvas radiais (Figura 4.30), a análise tridimensional revela que os menores valores de rugosidade são encontrados na região 2, que é um resultado diferente do obtido na medição bidimensional. Pode-se observar áreas degradadas no mapa da região 1 onde, prioritariamente, a parte central da ferramenta esférica está atuando no corte. Além disso, verifica-se que as linhas formadas pelas cristas no sentido do avanço da ferramenta estão mais afastadas e desuniformes entre si na região 1, mesmo com menor valor efetivo de profundidade radial de corte na direção tangencial  $a_{et}$ , como mostrado na Figura 4.21.

No entanto, deve-se ressaltar que, para os resultados encontrados usando interferometria nos corpos de prova processados em curvas radiais, foram encontrados valores de rugosidade muito próximos daqueles obtidos na medição bidimensional. Isto não ocorreu, por exemplo, com a trajetória em espiral, onde na região 1 foram encontrados valores significativamente superiores, e na região 2 valores bastante inferiores àqueles obtidos na medição bidimensional. Isto foi similar ao ocorrido para curvas paralelas, onde os valores na análise tridimensional foram inferiores àqueles obtidos na medição bidimensional.

É importante esclarecer que os resultados obtidos na análise tridimensional são de apenas uma medição (captura) realizada por interferometria, o que aumenta a componente aleatória dos erros de medição. Além disso, em função da curvatura dos perfis analisados houve relativa dificuldade na manutenção de um foco adequado com o uso desta técnica, principalmente na região 2, de maior inclinação e curvatura mais acentuada. Neste sentido, reduziu-se a área de captura dos pontos, mantendo-se um valor de *cut-off* constante de 0,08 mm. No apêndice B encontra-se uma descrição da metodologia empregada nas medições e também da manipulação e tratamento dos resultados obtidos no *software Mountains Map* versão 7.0.

Não se pode observar nas imagens da Figura 4.29 a Figura 4.32, obtidas por interferometria, um padrão característico deixado pela ferramenta de ponta esférica. Isto ocorre principalmente devido ao valor relativamente elevado do avanço por gume utilizado nestes ensaios (como será discutido na seção a seguir, onde este parâmetro foi variado), e à própria geometria do corpo de prova, o que, aliado ao emprego de diferentes trajetórias e conseqüentes mudanças no contato ferramenta-peça, não produz um padrão como o obtido quando da usinagem de superfícies planas (ou de pequena inclinação e curvatura) usando parâmetros de corte convencionais em materiais de menor dureza, como descrito por ANTONIADIS, 2003; QUINSAT et al., 2008 e GUILLEMOT et al., 2013, por exemplo.

#### 4.2.4 Influência do avanço por gume na topografia da superfície hemisférica

A Figura 4.33 e a Figura 4.34 mostram os resultados da média de três medições de rugosidade transversal  $R_z$ , nas regiões 1 e 2, num total de dois corpos de prova usinados para cada valor de  $f_z$  estipulado.

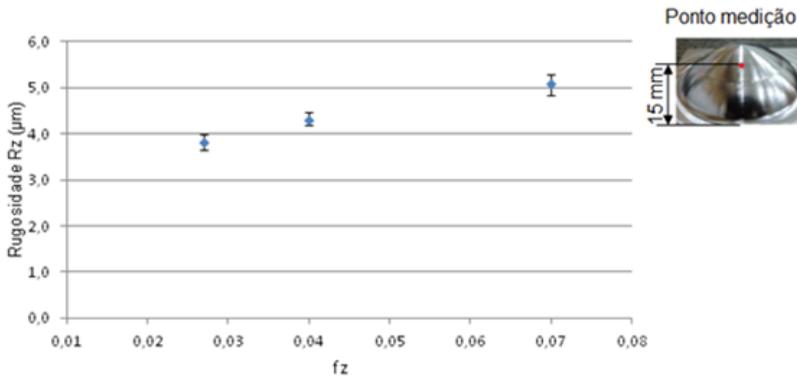


Figura 4.33 – Rugosidade em função do avanço por gume. Perfil hemisférico - trajetória Espiral – Região 1 – Corte concordante.

Como esperado, nota-se o aumento dos valores de rugosidade com o aumento do avanço por gume, uma vez que com o aumento deste parâmetro há uma tendência no aumento da altura da crista de rugosidade no sentido ao do avanço, como discutido por CHEN et al. (2005) . Na trajetória espiral, o valor de avanço por gume igual a

0,07mm leva a uma rugosidade  $R_z$  na direção transversal, na região 1, de 5  $\mu\text{m}$ , o que é normalmente o valor máximo para moldes e matrizes (FALLBÖHMER, 1998). Para este mesmo valor de avanço por gume, na região 2, a rugosidade  $R_z$  encontrada foi de 4,3  $\mu\text{m}$ .

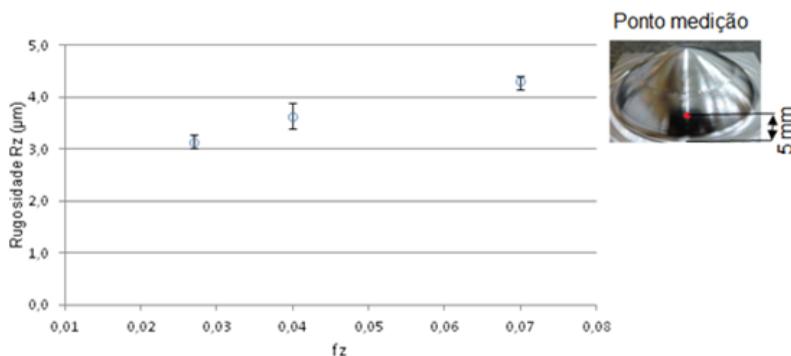


Figura 4.34 – Rugosidade em função do avanço por gume. Perfil hemisférico - trajetória Espiral – Região 2 – Corte concordante.

Dessa forma, o aumento da rugosidade na região 1 usando-se os parâmetros de corte e valores de  $f_z$  estabelecidos é de cerca de 32%. Na região 2 este aumento é de cerca de 37%.

Também como esperado, a rugosidade no sentido do avanço da ferramenta (longitudinal) aumenta com o aumento do avanço por gume. Este aumento, no entanto, é mais moderado se comparado ao ocorrido no sentido transversal. O valor de rugosidade  $R_z$  obtido no sentido longitudinal é igual a 1,25  $\mu\text{m}$  para um avanço por gume igual a 0,027 mm, e aumentando-se o avanço por gume para 0,07 mm obtém-se uma rugosidade  $R_z$  igual a 1,42  $\mu\text{m}$ , ou seja, aumento de 12%.

O avanço por gume influencia diretamente o tempo de usinagem, uma vez que o aumento do avanço reduz, proporcionalmente, o percurso por gume. Foi obtida uma redução de 31% no tempo da etapa de acabamento do corpo de prova hemisférico se forem comparados os tempos de usinagem para  $f_z$  igual a 0,027mm (29 minutos) e  $f_z$  igual a 0,07mm (20 minutos).

Como descrito na seção 3.4 da metodologia, com o intuito de aprimorar a avaliação da influência do avanço por gume na topografia

da superfície hemisférica usinada em trajetória espiral, buscando compreender o efeito da variação deste parâmetro no perfil deixado pela ferramenta de ponta esférica, também se utilizou a medição tridimensional usando a técnica da interferometria de luz branca. Foram verificados pontos nas regiões 1 e 2 como indicado na Figura 3.12, e os resultados são mostrados na Figura 4.35 e Figura 4.36.

Das imagens obtidas para as duas regiões, pode-se observar que, na utilização de valores de avanço por gume de 0,027 mm a 0,04 mm, as linhas formadas pelas cristas de rugosidade na direção do avanço da ferramenta mantêm um espaçamento e altura uniformes. Para valores de  $f_z$  de cerca de 0,07 mm atinge-se maior degradação da topografia, com cristas de rugosidade proeminentes, além de vales com maiores valores absolutos. Todavia, reduzir o tempo de fresamento aumentando-se os valores de avanço por gume impactará os tempos de uma etapa posterior de polimento, caso necessário.

Para as imagens referentes à região 1, de curvatura mais suave, para valores de  $f_z$  de 0,027 mm a 0,04 mm, as cristas encontram-se mais espaçadas entre si se comparadas àquelas obtidas para a região 2, de curvatura mais acentuada, o que era esperado, uma vez que foram utilizados os mesmos valores de profundidade radial de corte (passo -  $a_e$ ) para as duas regiões.

Particularmente para a imagem referente a  $f_z$  0,04 mm, na região 1, pode-se observar o padrão característico deixado pela ferramenta de ponta esférica, formado nos vales entre as cristas adjacentes.

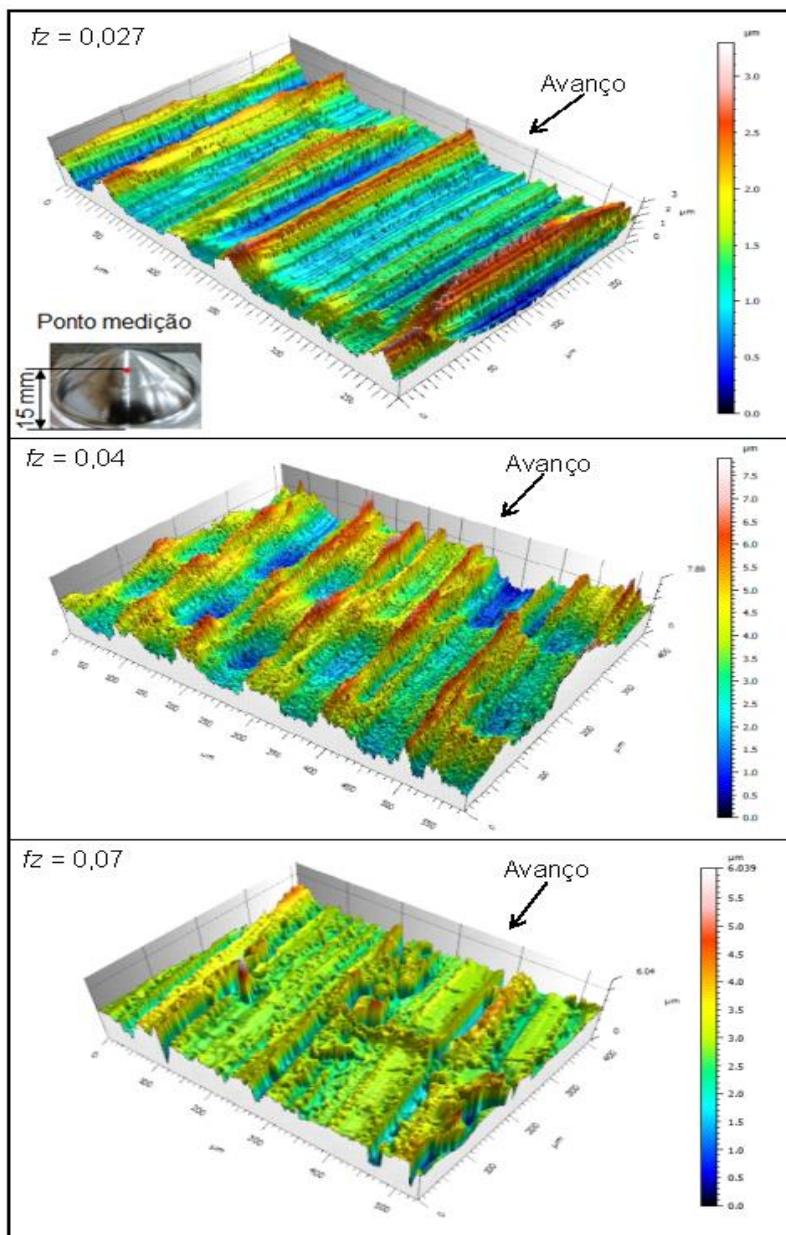


Figura 4.35 – Influência do avanço por gume na topografia do perfil hemisférico usinado em trajetória espiral, corte concordante, região 1.

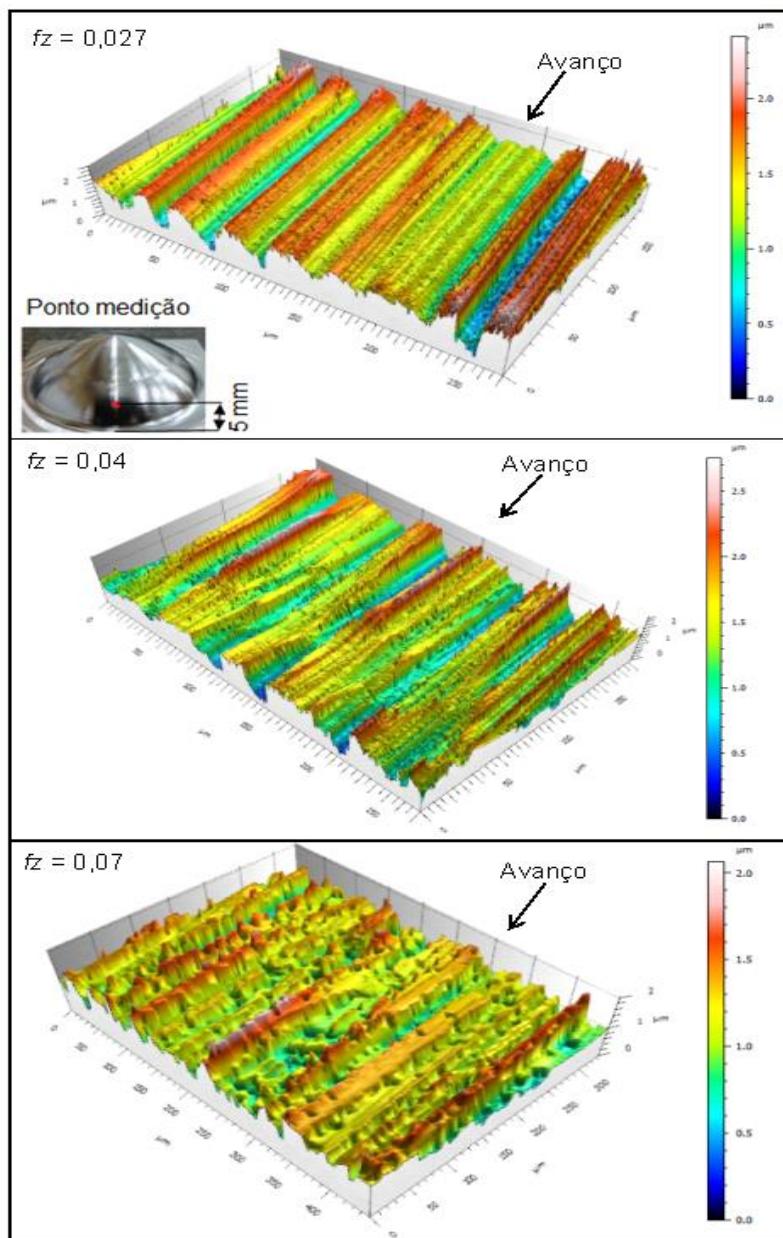


Figura 4.36 – Influência do avanço por gume na topografia do perfil hemisférico usinado em trajetória espiral, corte concordante, região 2.

Quanto mais acentuada a curvatura e a inclinação da superfície e maiores os valores de avanço por gume utilizados, mais o padrão deixado pela ferramenta se afasta daquele característico em forma de domos esféricos, o qual é encontrado na usinagem de superfícies planas como apresentado por ANTONIADIS (2003); QUINSAT et al. (2008) e GUILLEMOT et al. (2013). Além disto, há a influência dos efeitos dinâmicos e inerciais provenientes de cada configuração de processo utilizada, parâmetros de corte, geometrias das peças, condição do material usinado, material e geometria da ferramenta, máquina-ferramenta e trajetória da ferramenta, o que evidencia a complexa tarefa de simular o perfil deixado pela ferramenta de ponta esférica na usinagem de superfícies complexas buscando prever a rugosidade a ser obtida.

Ainda, com o aumento do valor do avanço por gume buscando-se um quociente  $f_z/a_e$  próximo a 1 (0,07 / 0,1), o valor das cristas de rugosidade praticamente dobrou para a região 1. Resultado semelhante foi encontrado por CHEN et al. (2005), que verificaram que o valor da cristas de rugosidade praticamente triplica com o fresamento de superfície planas com ferramentas esféricas quando a razão  $f_z/a_e$  cresce de  $1/4$  para 1 no fresamento de uma liga de cobre. Isto não ocorreu para a região 2, de maior inclinação e curvatura acentuada, na qual os valores das cristas de rugosidade se mantiveram praticamente uniformes independente da relação  $f_z/a_e$ .

Com efeito, daí a importância da experimentação, buscando-se ampliar o leque de configurações de ensaios para se montar bancos de dados consistentes, ou para adquirir-se experiência suficiente para prever o comportamento do processo com maior confiabilidade. Desta forma, não baseia-se apenas em simulações provenientes de programas de computador, os quais são capazes de representar certo número de condições, porém são limitados por não levarem em consideração determinados fatores presentes nas condições reais do processo.

#### 4.2.5 *Influência da trajetória da ferramenta nos desvios geométricos do perfil hemisférico*

Os resultados mostrados nos perfis da Figura 4.37 mostram que a maior diferença encontrada na geometria da região 1, em relação ao projeto, foi para a trajetória em curvas paralelas, de aproximadamente 0,24 mm. Para a região 2 o maior desvio foi encontrado para a trajetória

em espiral, de 0,23 mm. Os menores valores de desvio foram encontrados para a trajetória em curvas radiais.

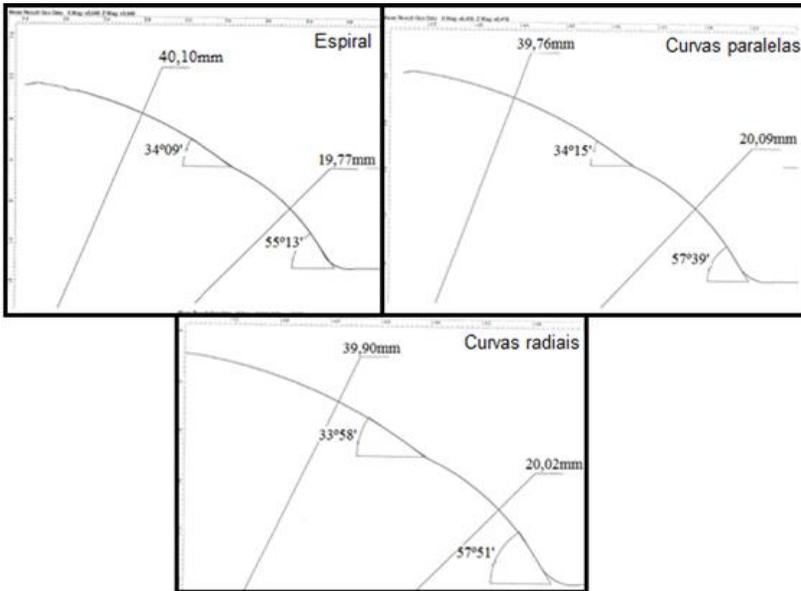


Figura 4.37 – Desvios geométricos para as regiões 1 e 2 para as três trajetórias utilizadas.

Comparando-se os valores máximos de desvios encontrados, estes podem atingir 0,34 mm em função da trajetória utilizada, o que ocorre devido à alteração do contato ferramenta-peça nos diferentes caminhos percorridos em cada trajetória, ocasionando diferentes velocidades efetivas de corte, direções e gradientes de esforços. Além disso, em função das interpolações efetuadas em cada linha do programa pós-processado para cada trajetória, diferentes efeitos inerciais na dinâmica dos eixos da máquina são observados, resultando, conseqüentemente, em aspectos singulares de esforços e vibrações no sistema máquina-peça-fixação da ferramenta.

Na trajetória em espiral o programa realiza prioritariamente interpolações lineares (G01) nos três eixos da máquina. Por sua vez, na trajetória em curvas paralelas o programa realiza interpolações lineares apenas nos eixos  $x$  e  $z$ , realizando incrementos no eixo  $y$  à medida que um novo percurso do caminho da ferramenta é iniciado tanto em sentido

de ida quanto de volta. Na trajetória em curvas radiais o programa realiza prioritariamente interpolações lineares nos três eixos  $x$ ,  $y$  e  $z$ .

Para as trajetórias em curvas paralelas e curvas radiais, parte da contribuição para os desvios decorre justamente do uso do sentido em ziguezague, gerando sentidos de corte concordante e discordante, impactando a dinâmica de processo nestas trajetórias.

Em função da tolerância CAM estipulada ( $\pm 0,03$  mm), dos distintos graus de curvatura do perfil usinado e da variada dinâmica nas interpolações em cada trajetória, ocorrem diferentes tamanhos de segmentos de reta gerados, podendo contribuir não somente para os desvios geométricos e dimensionais, mas também impactando negativamente o acabamento da superfície.

Ainda como descrito no capítulo 3, análises dos desvios dimensionais foram realizadas em dois círculos nos corpos de prova a 15 mm da base (região 1) e a 5 mm da base (região 2), e comparados ao projeto 3D para cada trajetória. Os resultados são mostrados na Figura 4.38.

O maior desvio absoluto na região 1 foi da trajetória em curvas radiais, de 0,271 mm. Na região 2 o maior desvio absoluto foi da trajetória em espiral, de 0,274 mm. Por outro lado, na região 1 houve um desvio negativo de 0,171 mm para a trajetória espiral, enquanto para a região 2 houve um desvio negativo de 0,228 mm para a trajetória em curvas paralelas.

Estes desvios ocorrem devido às diferentes regiões de contato ferramenta-peça, de diferentes gradientes de esforços e, conseqüentemente, diferentes deflexões na haste da ferramenta, evidenciando a influência da trajetória da ferramenta nos desvios dimensionais no fresamento de superfícies curvas.

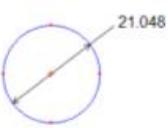
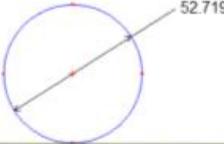
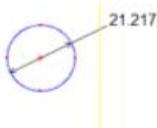
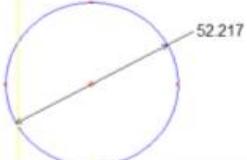
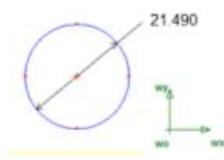
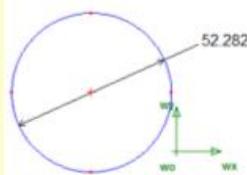
	Região 1	Região 2
Projeto - CAD	 D 21.219	 D 52.445
Espiral	 21.048	 52.719
C. Paralelas	 21.217	 52.217
C. Radiais	 21.490	 52.282

Figura 4.38 – Desvios dimensionais dos círculos estipulados na região 1 (a 15 mm da base) e região 2 (a 5 mm da base) em função da trajetória da ferramenta.

#### 4.2.6 *Influência da direção de avanço rugosidade da superfície cilíndrica*

Para o perfil cilíndrico, usinado seguindo as direções de avanço ascendente e descendente, ambas em corte concordante e nos parâmetros da etapa de acabamento listados na Tabela 3.11, foi verificado que o tempo de processamento final não apresentou diferenças significativas quanto à direção utilizada, uma vez que o comprimento do caminho

percorrido pela ferramenta foi praticamente o mesmo. O tempo total das etapas de acabamento utilizando sentido ascendente foi de 738 segundos contra 720 segundos em sentido descendente. O tempo real da etapa de acabamento em sentido ascendente foi 2,8% superior ao tempo simulado no *software* CAM, enquanto que em sentido descendente esse acréscimo foi de 3,7%.

Com relação à topografia obtida ao final do processo, a Figura 4.39 mostra os resultados de rugosidade  $R_z$  para cada direção adotada, na direção concordante, no sentido transversal ao avanço da ferramenta.

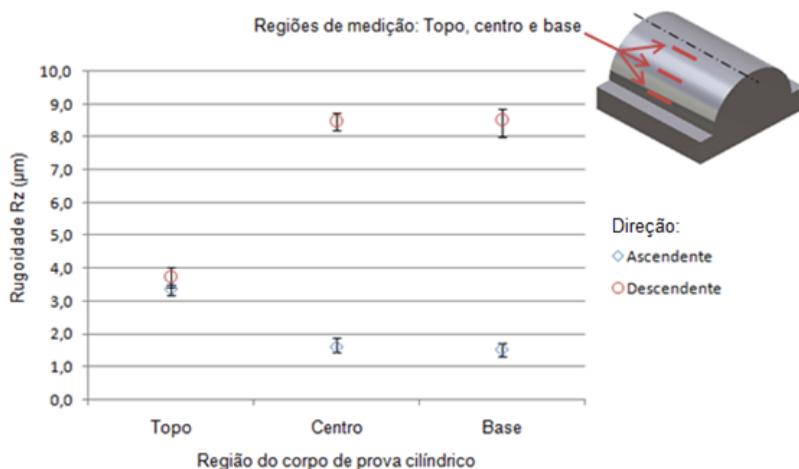


Figura 4.39 – Rugosidade  $R_z$  em função da direção de avanço no acabamento da superfície cilíndrica.  $v_c = 130$  m/min;  $f_z = 0,07$ mm;  $a_p = 0,15$  mm;  $a_e = 0,1$  mm;  $v_f = 1931$  mm/min.

Para a verificação da influência do contato ferramenta-peça foram dispostos os valores de rugosidade  $R_z$  em três regiões distintas do perfil cilíndrico do corpo de prova, a saber: topo (medição a 5mm do topo), centro, e base (medição a 5mm da base), como indicado no esquema de medição anexo ao gráfico e descrito no capítulo 3. Os resultados se referem a uma média de três medições para dois corpos de prova usinados em cada direção, adotando como referência o disposto na norma ISO 4288 (1998).

Analisando-se os resultados, constata-se a influência da direção de avanço na rugosidade do perfil cilíndrico. Notadamente os valores de rugosidade  $R_z$  em direção ascendente (média das três regiões de medição, topo, centro e base igual a 2,17  $\mu\text{m}$ ) são inferiores àqueles referentes à direção descendente (igual a 6,93  $\mu\text{m}$ ).

Em função da região do perfil cilíndrico, pode-se observar que no topo do corpo de prova os valores de rugosidade  $R_z$  para as duas direções são semelhantes, de cerca de 3,5  $\mu\text{m}$ . No entanto, nas regiões do centro e da base os valores de  $R_z$  são significativamente diferentes, em torno de 1,57  $\mu\text{m}$  para a direção ascendente e 8,02  $\mu\text{m}$  para a direção descendente.

Analisando-se a direção ascendente, observa-se que os menores valores de rugosidade são obtidos na região da base do corpo de prova, e à medida que a ferramenta desloca-se ao topo, a rugosidade é prejudicada. Na base do corpo de prova, na direção ascendente, o contato da ferramenta com a superfície se dá de tal forma que o eixo central da ferramenta fica praticamente perpendicular ao vetor normal à superfície, sendo atingidas desse modo as maiores velocidades efetivas de corte. Na região próxima ao topo do corpo de prova, o eixo central da ferramenta quase que se sobrepõe ao vetor normal à superfície e, nesse caso, a ferramenta executa o corte com a região próxima ao centro, onde a velocidade de corte é nula.

Na direção descendente ocorre o oposto, isto é, os menores valores de rugosidade são encontrados no topo do perfil cilíndrico e, à medida que a ferramenta desloca-se à base, a rugosidade é prejudicada.

Esta diferença já era esperada, como discutido na seção 2.3.1, e deve-se destacar a magnitude da mesma. A alteração do contato ferramenta-peça nas duas direções de avanço influencia a cinemática do processo, afetando as vibrações, a formação e saída dos cavacos, além de outros aspectos que impactam na qualidade da superfície. A Figura 4.40 mostra os perfis de rugosidade obtidos para as duas direções de avanço nas três regiões de medição. A Figura 4.41 mostra a presença de marcas de vibrações na superfície usinada em direção descendente, responsáveis pela deterioração da qualidade da superfície.

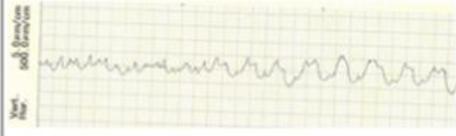
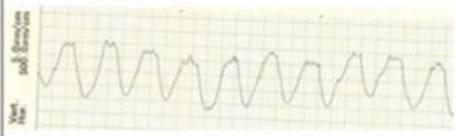
Direção	Região	Perfis de Rugosidade	Rugosidade ( $\mu\text{m}$ )	
			Ra	Rz
Ascendente	Topo		0,63	3,38
	Centro		0,44	1,51
	Base		0,35	1,57
Descendente	Topo		0,92	3,42
	Centro		2,73	8,75
	Base		2,87	8,84

Figura 4.40 – Perfis e valores de rugosidade para as três regiões de medição no corpo de prova cilíndrico para as direções ascendente e descendente. Corte concordante.



Figura 4.41 – Presença de marcas de vibrações na superfície usinada na direção descendente.

Os resultados obtidos neste trabalho são diferentes daqueles encontrados por SCANDIFFIO et al. (2016), que também usinaram uma superfície cilíndrica no aço ABNT D6 endurecido a 60 HRC comparando direções de avanço ascendente e descendente, como discutido no capítulo 2. Naquele trabalho os menores valores de rugosidade foram encontrados para a direção descendente. Comparando-se ambos os trabalhos, além de diferentes materiais usinados, os parâmetros de corte também foram diferentes, como a velocidade de corte (360 m/min contra 150m/min), profundidade axial de corte (0,3 mm e 0,2 mm), profundidade radial de corte (0,15 mm e 0,1 mm), além do diâmetro da ferramenta (16 mm contra 6 mm) e número de gumes de corte (2 contra 4), o que confere características específicas a cada processo.

Deve-se ressaltar que os resultados obtidos neste trabalho corroboram para evidenciar a influência da condição do material usinado. Por exemplo, MICHAL et al. (2014) verificaram a influência da direção do avanço no acabamento de uma superfície inclinada a 45°

em uma liga de alumínio. A relação L/D naquele trabalho foi 4, sendo adotada uma ferramenta de ponta esférica de 5 mm de diâmetro com um balanço de 20 mm. Os experimentos foram realizados com uma rotação do fuso de 4600 rpm e velocidade de avanço de 120 mm/min. Os resultados mostraram que as direções de corte ascendente e descendente não influenciaram os resultados de rugosidade, que foram bastante semelhantes, ou seja, as características de maior ductilidade e usinabilidade do alumínio foram decisivas para estes resultados. Já em materiais com dureza acima de 50 HRC a direção de avanço representa influência significativa na textura da superfície obtida.

#### *4.2.7 Influência da direção de avanço nos desvios geométricos do perfil cilíndrico*

Foram avaliados os desvios dimensionais provenientes do acabamento nas direções de avanço ascendente e descendente do corpo de prova com perfil cilíndrico conforme descrito na seção 3.5. Os resultados estão mostrados nas imagens da Figura 4.42. Para a direção ascendente ocorreu um desvio dimensional no raio do perfil cilíndrico de cerca de 0,07 mm, enquanto que para a direção descendente não ocorreram desvios dimensionais significativos.

SCANDIFFIO et al. (2016, 2017) verificaram em seus trabalhos que na usinagem de um perfil cilíndrico na direção ascendente são maiores as variações de força ao longo da trajetória da ferramenta. Segundo os autores as vibrações que ocorrem em direção ascendente prejudicam consideravelmente a vida da ferramenta. Além disto, os esforços radiais, responsáveis pela deflexão da ferramenta, se sobrepõem aos esforços axiais nesta direção. Estes fatores podem ter sido preponderantes para os maiores desvios encontrados em sentido de corte ascendente.

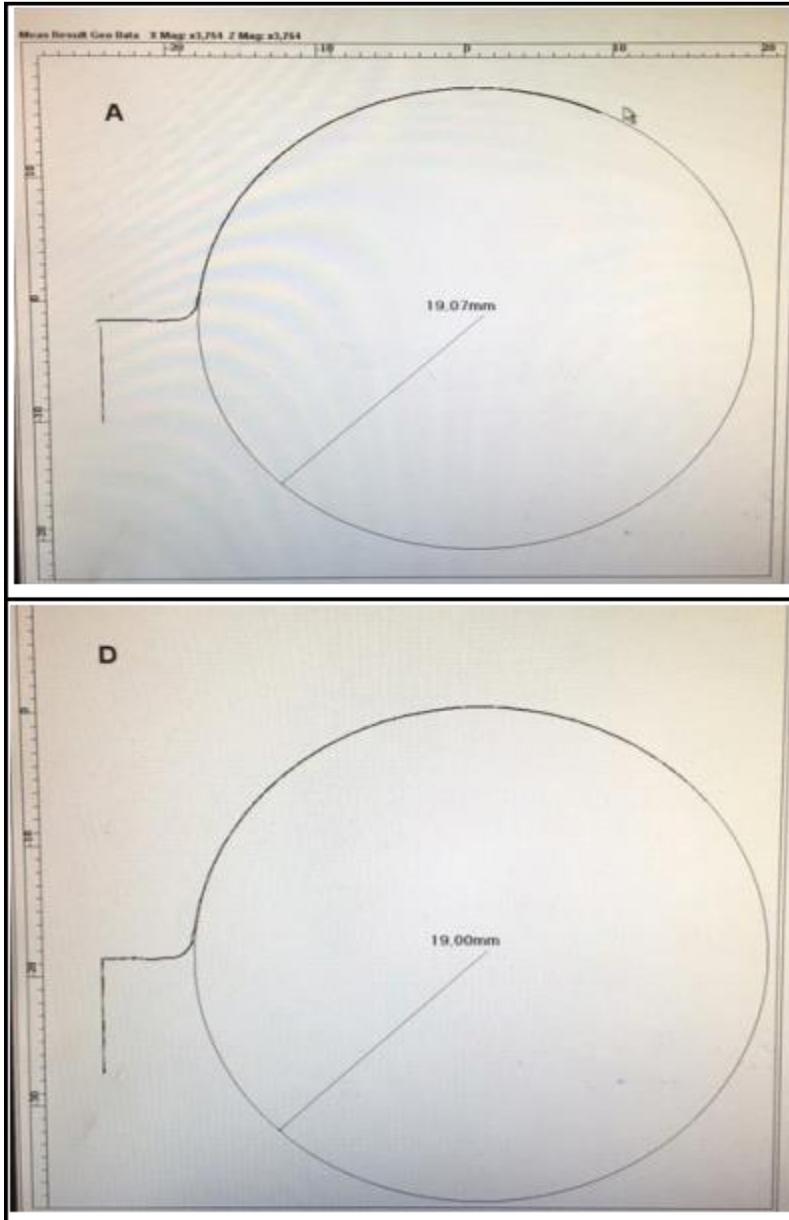


Figura 4.42 – Desvio dimensional apresentado para as direções de avanço Ascendente (A) e Descendente (D).

#### 4.2.8 Análise simplificada dos cavacos da etapa de acabamento da superfície hemisférica

Para a realização de uma análise simplificada dos cavacos obtidos na etapa de acabamento dos corpos de prova com perfis hemisféricos, estes foram coletados ao final do processo e observados com auxílio de um sistema ótico de medição e microscopia eletrônica de varredura como descrito na seção 3.6. A Figura 4.43 mostra as características dos cavacos provenientes do processo de acabamento nas três trajetórias estudadas.

Pode-se observar uma discreta semelhança nos cavacos obtidos nos experimentos para as três trajetórias com aqueles obtidos por NING et al. (2001), conforme apresentado no capítulo 2. De acordo com NING et al. (2001), cavacos tipo agulha são provenientes de usinagens consideradas instáveis. Cavacos obtidos de processos estáveis devem possuir forma levemente cônica e estarem enrolados.

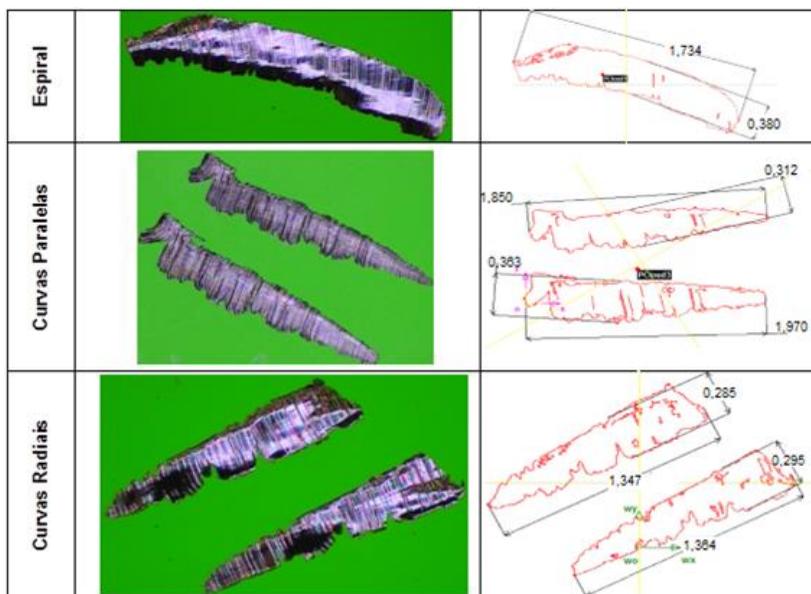


Figura 4.43 - Características dos cavacos provenientes do processo de acabamento nas três trajetórias estudadas. Ampliação 100X. Dimensões em mm.

Os cavacos gerados pelo processo em curvas paralelas e curvas radiais apresentam grandes entalhes e a formação de rebarbas na região de fratura do cavaco, onde podem ter ocorrido maiores atritos e deformações, podendo influenciar negativamente a qualidade da superfície da peça nestas trajetórias. Como sugerido por CHEN et al. (2013), quanto maior a inclinação da ferramenta em relação à peça, maior a formação destes entalhes, uma vez que a região da ponta da ferramenta fica mais distante do ponto de contato do gume ativo no corte, levando a maiores diâmetros efetivos de corte e, conseqüentemente, maiores velocidades efetivas de corte.

Pode-se observar a coloração metálica na maior parte do corpo dos cavacos gerados, o que denota que as temperaturas ocorridas durante maior parte do processo não foram excessivas, sendo visíveis alguns pontos em dourado, mostrando regiões onde ocorreram maiores transferências de calor ao cavaco.

Para uma melhor avaliação dos cavacos, a Figura 4.44 e Figura 4.45 mostram imagens obtidas com MEV para os cavacos resultantes do processo de acabamento com trajetória em espiral. A Figura 4.46 mostra imagens obtidas com MEV para os cavacos resultantes do processo de acabamento com trajetória em curvas paralelas. A Figura 4.47 mostra imagens obtidas com MEV para os cavacos resultantes do processo de acabamento com trajetória em curvas radiais.

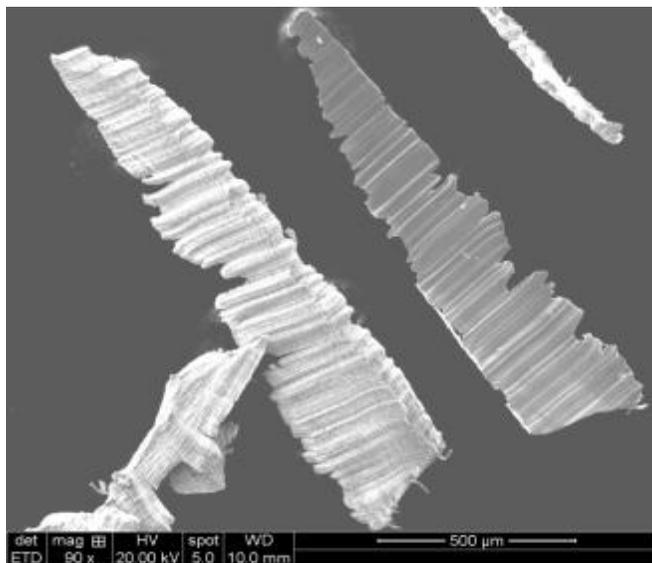


Figura 4.44 – Cavacos obtidos no acabamento em trajetória espiral – Ampliação 90X.

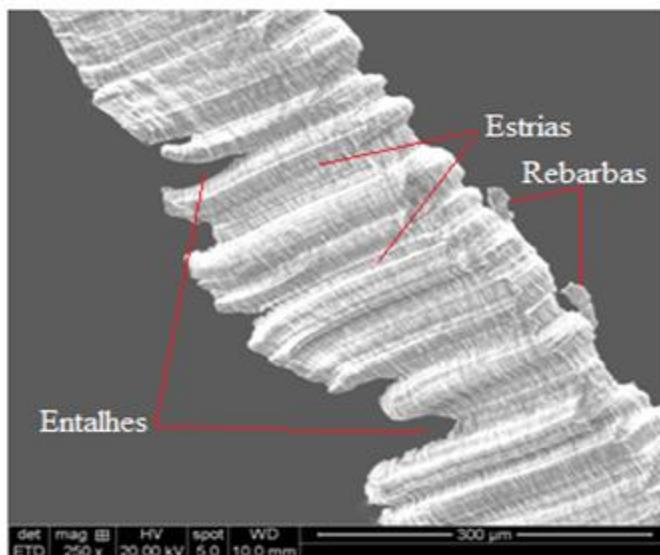


Figura 4.45 – Cavacos obtidos no acabamento em trajetória espiral – Ampliação 250X.

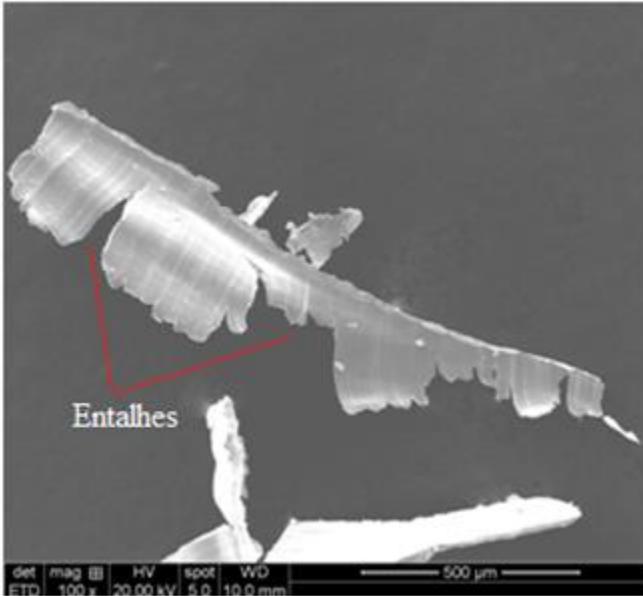


Figura 4.46 – Cavacos obtidos no acabamento em trajetória curvas paralelas – Ampliação 100X.

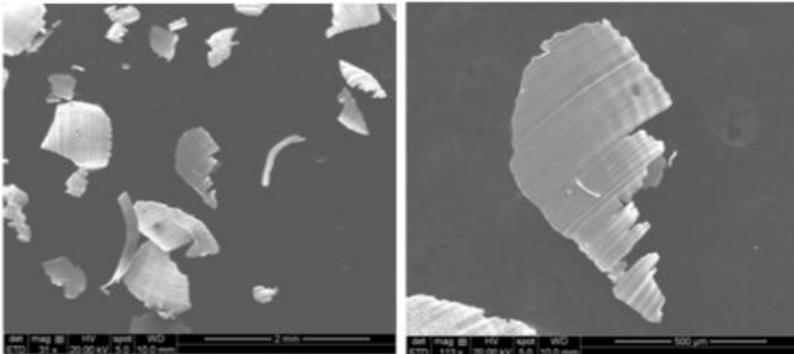


Figura 4.47 - Cavacos fragmentados resultantes do acabamento em curvas radiais – Ampliação 31X e 131X.

Todos os cavacos obtidos no fresamento com fresa de ponta esférica na operação de acabamento são cavacos segmentados. Todos os cavacos apresentam estrias uniformemente espaçadas ao longo da

largura do cavaco, as quais são decorrentes de defeitos dos gumes da fresa.

Avaliando-se a característica da superfície superior do cavaco, na Figura 4.44 e Figura 4.45, observam-se marcas regulares da formação de cavacos contínuos, típicos da deformação plástica em temperatura elevada.

Cavacos segmentados como os da Figura 4.47 são mais fáceis de ocorrer sob menores ângulos de inclinação, como discutido no trabalho de CHEN et al. (2013).

Nesse contexto, pode-se concluir que em função dos diferentes caminhos percorridos pela ferramenta nas três trajetórias estudadas e das diferentes inclinações e curvaturas do corpo de prova com perfis hemisféricos, ocorrem diferentes pontos de contato ferramenta-peça, afetando diâmetros e velocidades efetivas de corte e a morfologia do cavaco.

#### 4.2.9 Considerações sobre os resultados de textura superficial obtidos neste trabalho

A Tabela 4.1 compara os resultados em termos de rugosidade  $R_a$  obtidos neste trabalho com outros importantes trabalhos em que o aço H13 foi fresado em seu estado endurecido. Deve-se mencionar que a ampla maioria dos trabalhos se ateve ao estudo de superfícies planas com o emprego do processo com altas velocidades de corte (HSC).

AUTOR / ANO	DUREZA (HRC)	RUGOSIDADE $R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	TIPO DE SUPERFÍCIE / PROCESSO
URBANSKI et al. 2000	52	1,0 - 4,0	plana / HSC
MATIVE NGA & HON, 2003	50	0,2 - 1,8	plana / HSC
TOH, 2006	52	1,27 - 5,0	Inclinada / HSC
LACALLE et al. 2007	54	1,47 - 2,79	complexa / HSC
IQBAL et al. 2007	52 - 62	0,5 - 2,5	plana / HSC
QUINTANA et al. 2010	52 - 54	0,7 - 5,0	plana / HSC
CUI et al. 2012	47	0,3	plana / HSC
NGUYEN & HSU, 2016	40 - 50	0,12	plana / Convencional
Este trabalho	55	0,2 - 2,87	Curvas / Convencional / HSC

Tabela 4.1 - Tipo de superfície analisada e faixa de rugosidade obtida em trabalhos onde o aço H13 foi fresado em seu estado endurecido.

No contexto do fresamento duro, o emprego do conceito HSC e a utilização de cinco eixos simultâneos, com ângulos de inclinação da ferramenta adequados, pode-se obter rugosidade igual ou inferior a  $R_a$  0,2  $\mu\text{m}$ . Contudo, este trabalho mostra que a utilização de máquinas CNC de alto desempenho, de três eixos, com o emprego de velocidades de corte acima da faixa convencional, aliada ao uso de diferentes trajetórias, direções de avanço e parâmetros de corte conduzem a valores de rugosidade próximos daquele obtidos com a técnica HSC em cinco eixos simultâneos. A faixa de rugosidade obtida neste trabalho é muito próxima à rugosidade obtida em trabalhos em que altas velocidades de corte foram empregadas.

## 5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA NOVOS TRABALHOS

As conclusões deste trabalho estão apresentadas a seguir:

Analisando-se a etapa de desbaste na usinagem do corpo de prova com perfis hemisféricos, no aço H13 endurecido a 55 HRC, dentro dos parâmetros e condições estabelecidos, pode-se concluir que:

- A trajetória em curvas paralelas apresentou menor tempo de processamento de desbaste, dentro da faixa de volume de material removido (85 cm<sup>3</sup>). Os movimentos em vazio nesta trajetória são significativamente inferiores.
- Considerando-se o volume de material remanescente para as etapas posteriores de acabamento, a trajetória espiral 2½ eixos apresentou melhor desempenho. No caso da trajetória em curvas paralelas, em regiões próximas aos polos transversais à direção de avanço da ferramenta, a espessura de material remanescente é de cerca de 2 mm.
- O efeito escada resultante no desbaste utilizando trajetória em espiral 2½ eixos é atenuado quando da usinagem de uma região convexa de inclinação e curvatura mais acentuada, desde que mantidos os mesmos valores de profundidade radial de corte  $a_e$ .
- Não foram verificadas avarias nas ferramentas ao final do processamento de desbaste para quaisquer das trajetórias empregadas. No entanto, quando uma ferramenta foi reutilizada para o desbaste de outro corpo de prova, foi constatada a quebra de um dos gumes ao final do processo (154 minutos, comprimento usinado de 46,18 m). Trincas por fadiga mecânica e/ou térmica e choques de carbonetos do material do corpo de prova com a ferramenta contribuíram para a quebra do gume de corte.
- A rota de processo utilizando conceitos da usinagem dura, realizando as etapas de desbaste, pré-acabamento e acabamento, estando a peça já no estado temperado, mostrou-se extremamente viável do ponto de vista de tempo de produção, uma vez que todo o procedimento foi possível em um único *setup* de máquina, podendo-se considerar o regime como estável ao longo de todas as etapas.

Analisando-se a etapa de acabamento na usinagem do corpo de prova com perfil hemisférico, no aço H13 endurecido a 55 HRC, dentro dos parâmetros e condições estabelecidos, pode-se concluir que:

- A trajetória da ferramenta é um fator que influencia diretamente o tempo de usinagem na etapa de acabamento. Até  $\frac{1}{4}$  do tempo pode ser reduzido dependendo da trajetória empregada. A trajetória em curvas radiais foi a de pior desempenho neste quesito, sendo a trajetória em espiral a de melhor desempenho.
- O tempo real de usinagem foi superior ao estimado pelo sistema CAM em todas as três trajetórias empregadas. Isto ocorre devido ao sistema não levar em consideração as variações na velocidade de avanço programada.
- O engajamento peça-ferramenta é um fator importante na dinâmica do processo. Dependendo da região usinada o diâmetro efetivo de corte é alterado, variando-se as velocidades efetivas de corte. Em pontos previamente selecionados verificou-se que a velocidade de corte pode variar de 82 m/min a 116 m/min. Em suma, a velocidade efetiva de corte obtida no ponto da região 1 representa apenas 63% da velocidade de corte nominal de 130 m/min, enquanto a velocidade efetiva de corte para o ponto da região 2 alcança 90% da velocidade nominal de corte definida.
- Como esperado, a rugosidade da superfície após a etapa de acabamento foi superior à rugosidade teórica para as três trajetórias empregadas. A trajetória em curvas radiais apresentou o melhor desempenho neste quesito, para as duas regiões do corpo de prova.
- Utilizando-se a trajetória em espiral, o melhor acabamento foi verificado para a região de maior curvatura do corpo de prova (região 2), onde a ferramenta executa o corte prioritariamente em regiões próximas à extremidade lateral da ponta esférica. Nesta região são menores os ângulos de contato ( $27^\circ$  para um ponto a 5 mm da base) e as profundidades efetivas de corte (0,09 mm), sendo maiores os diâmetros e velocidades efetivas de corte.
- Utilizando-se trajetória em curvas paralelas, o pior acabamento foi verificado para a região de maior curvatura do corpo de prova (região 2). Infere-se que o maior sobrematerial remanescente da etapa de desbaste teve influência neste resultado, aliado às características do engajamento peça-ferramenta.
- Utilizando-se trajetória em curvas radiais, o melhor acabamento foi verificado para a região de curvatura mais acentuada do corpo

de prova (região 1), isto devido ao menor valor de profundidade radial efetiva para esta região utilizando-se esta trajetória.

- Estipulando-se uma rugosidade  $R_z$  máxima de projeto de 5  $\mu\text{m}$ , o valor limite do avanço por gume é de 0,07 mm utilizando-se trajetória em espiral e corte concordante.
- O padrão característico deixado pela ferramenta esférica na superfície usinada é diretamente dependente do avanço por gume, geometria da peça e respectivo engajamento com a ferramenta, além da trajetória da ferramenta adotada. Baixos valores de avanço por gume e superfícies de curvatura suave levam a um padrão característico de domos esféricos. Maiores valores de avanço por gume e superfícies de curvatura mais acentuada levam a um padrão característico de domos elípticos ou alongados.
- O avanço por gume, trajetória da ferramenta e a geometria usinada representam fatores de extrema importância na rugosidade final obtida. Neste trabalho, variando-se estes três aspectos, os valores de rugosidade  $R_a$  variaram de 0,20  $\mu\text{m}$  a 0,93  $\mu\text{m}$ .
- A trajetória da ferramenta influencia diretamente nos valores dos desvios geométricos na usinagem de um perfil hemisférico. A trajetória em curvas paralelas apresentou os maiores desvios de forma quando da usinagem da região de curvatura mais suave, enquanto a trajetória em espiral apresentou os maiores desvios quando da usinagem da região de curvatura mais acentuada.
- Em se tratando de desvios dimensionais, a trajetória em curvas radiais apresentou os maiores desvios de forma quando da usinagem da região de curvatura mais suave, enquanto a trajetória em espiral apresentou os maiores desvios quando da usinagem da região de curvatura mais acentuada.
- Imagens obtidas por interferometria de luz branca e sistema ótico mostraram que, dependendo da trajetória da ferramenta, em regiões do corpo de prova onde o corte se dá prioritariamente com as áreas próximas ao centro da ponta esférica da ferramenta, ocorreram marcas de riscos e de material deformado, evidenciando que nestes pontos, em função das menores velocidades efetivas de corte, ocorre muito mais uma compressão da ferramenta na peça do que o cisalhamento em si. Dessa forma, em regiões onde o corte se dá prioritariamente com a parte central da ponta esférica a rugosidade é prejudicada.

- Avaliando-se os resultados obtidos dentro do escopo deste trabalho, pode-se concluir que o fresamento duro pode ser uma alternativa como operação final de acabamento de moldes e matrizes.

Analisando-se a etapa de acabamento na usinagem do corpo de prova com perfil cilíndrico, no aço H13 endurecido a 55 HRC, no âmbito dos parâmetros e condições estabelecidos, pode-se concluir que:

- A direção de avanço da ferramenta é um fator muito importante no acabamento de uma superfície cilíndrica nas condições do aço H13 temperado e revenido a 55 HRC.
- O emprego da direção de avanço descendente prejudica fortemente a rugosidade de uma superfície cilíndrica.
- Utilizando-se a direção de avanço descendente, a rugosidade é prejudicada nas regiões próximas à base do perfil cilíndrico, ou seja, quando a ferramenta executa o corte com regiões próximas à extremidade lateral da ponta esférica da ferramenta, onde ocorrem as maiores velocidades efetivas de corte.
- O emprego da direção de avanço ascendente melhora a rugosidade de uma superfície cilíndrica dentro dos parâmetros utilizados neste trabalho.
- Utilizando-se direção de avanço ascendente, a rugosidade é prejudicada nas regiões próximas ao topo do perfil cilíndrico, ou seja, quando a ferramenta executa o corte com regiões próximas ao centro da ponta esférica.
- Assim, conclui-se que para o acabamento de um perfil cilíndrico, no aço H13, temperado e revenido, a qualidade da textura da superfície em regiões onde o contato com a peça se dá com regiões próximas ao centro da ponta esférica da ferramenta é fortemente dependente da direção de avanço da mesma.
- Os melhores resultados em termos de desvio geométrico são alcançados utilizando-se a direção de avanço descendente.

Sugestões para futuros trabalhos são feitas abaixo:

- Estudar a influência de altas velocidades de corte (acima de 150 m/min) no fresamento em três eixos de superfícies curvas em aços endurecidos, analisando-se aspectos referentes à

produtividade, desgaste de ferramentas, topografia e desvios geométricos e dimensionais.

- Realizar ensaios de vida da ferramenta na usinagem de aços de elevada dureza e na usinagem de perfis complexos.
- Realizar estudos da morfologia dos cavacos em função da variação do contato ferramenta-peça e do sentido de corte (concordante/discordante) e correlacionar os resultados em função da topografia obtida.
- Ampliar a faixa de parâmetros em relação aos que foram utilizados nos ensaios deste trabalho para criar um banco de dados que busque estabelecer rotas ótimas de processo, aumentando a eficiência na etapa de programação e fabricação de moldes e matrizes.
- Realizar a usinagem de superfícies complexas utilizando conceitos HSC em cinco eixos simultâneos variando o ângulo de inclinação da ferramenta, analisando-se aspectos na integridade da superfície e produtividade.
- Monitorar o consumo de energia da máquina-ferramenta em função das trajetórias da ferramenta, buscando identificar os parâmetros que resultam em um melhor desempenho neste quesito.
- Monitorar a variação dos esforços de corte em função da trajetória e direção de avanço da ferramenta e correlacioná-los aos desgastes da mesma e textura da superfície.
- Desenvolver procedimentos para melhorar a estimativa de tempo de processo por *softwares* CAM comerciais.



## 6 REFERÊNCIAS

ABELE, E.; PFEIFFER, P.; SCHAFER, D. High speed machining: still a challenge for large scale and widespread industrial applications. In: **9th international conference on high speed machining**. San Sebastian. March, 2012.

ALTAN, T.; LILLY, B. W.; KRUTH, J. P.; KÖNIG, W.; TÖNSHOFF, H. K.; VAN LUTTERVELT, KHAIRI, A. B. Advanced techniques for dies and mold manufacturing. **Annals of the CIRP**, v. 42 (2), p. 707-715, 1993.

ALTINTAS, Y.; KERSTING, P.; BIERMANN, D.; BUDAK, E.; DENKENA, B.; LAZUGLU, I. Virtual process systems for part machining operations. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 63(2), p. 585–605, 2014.

ANTIC, A.; PETROVIC, P.B.; ZELJKOVIC, M.; KOSEC, B.; HODOLIC, J. The influence of tool wear on the chip-forming mechanism and tool vibrations. **Material in termologie**, v. 46, n. 3, p. 279-285, 2012.

ANTONIADIS, A.; SAVAKIS, C.; BILALIS, N.; BALOUKTIS, A. Prediction of surface topomorphy and roughness in ball-end milling. **Int J Adv Manuf Technol**, v. 21, p. 965-971, 2003.

ARIZMENDI, M.; CAMPA, F.J.; FERNANDEZ, J.; LACALLE, L.N.; GIL, A.; BILBAO, E.; VEIGA, F.; LAMIKIZ, A. Model for surface topography prediction in peripheral milling considering tool vibration. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, V. 58, p. 93-96, 2009.

ARNTZ, K. Technologies for tool, die and mould making – Today and Tomorrow. Uddeholm automotive tooling seminar, 2008.

ASPINWALL, D.K.; DEWES, R.C.; NG, E; SAGE, C.; SOO, S.L. The influence of cutter orientation and workpiece angle on machinability when high-speed milling Inconel 718 under finishing conditions. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 47, p. 1839–1846, 2007.

ASTAKHOV, V.P. **Surface Integrity in Machining-chapter 1**. Ed. Springer-Verlag London Limited 2010.

AUTODESK CAM. Fundamentals of CNC machining, a practical Guide for Beginners, 2014.

AXINTE, D. A.; DEWES, R. C. Tool wear and workpiece surface integrity when high-speed ball nose end milling hardened AISI H13. In: Proceedings of 3rd international conference on metal cutting & HSM, Metz, France. p. 171–179, 2001.

AZWAN, S. S.; SYAFIK, J. M.; HASSAN, A.; R. ABDULLAH; R. IZAMSHAH. The Effect of Surface Finish on Sculptured Shape Utilizing Scanned Data – Reversed Engineering (CATIA V5 & DELCAM). **MATEC Web of Conferences 97**, 01112, 2017.

BATISTA, M. F.; RODRIGUES, A. R.; COELHO, R. T. Modelling and characterisation of roughness of moulds produced by high-speed machining with ball-nose end mil. **Journal of Engineering Manufacture**. p. 1-12. 2016.

BEJJANI, R.; COLLIN. M. Three dimensional topographic studies on worn surfaces of coated cemented carbide tools with different workpiece materials. **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology**, v. 14, p. 76-79, 2016.

BERESTOVSKYI, D.V. Surface finish modeling in micromilling of biocompatible materials. **Dissertação de Mestrado**. Texas University, 2013.

BET, L. Estudo da medição da textura de superfícies com sondas mecânicas e com sondas óticas tipo seguidor. **Tese de doutorado**. Universidade Federal de Santa Catarina, 1999.

BIEKER, R. **Nc-fräsen von stahlhohlformen**. VDI-Verlag, Düsseldorf 1991.

BOZ, Y.; ERDIM, H.; LAZOGLU, I. A comparison of solid model and three-orthogonal dexelfield methods for cutter-workpiece engagement calculations in three- and five-axis virtual milling. **Int J Adv Manuf Technol**. v. 81, p. 811–823, 2015.

BRANDÃO, L.C. Estudo experimental da condução de calor no fresamento de materiais endurecidos utilizando altas velocidades de corte. **Tese de Doutorado**. Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2006.

BYRNE, G.; DORNFELD, D.; DENKENA, B. Advancing cutting technology. **Annals of the CIRP**, v. 52, n. 2, p. 483-507, 2003.

CAMACHO, J.F. Worldwide Toolmakers Industry Panorama: Trends and Challenges. **15th World Conference ISTMA - Special Toolong & Machining Association**. Joinville, Junho de 2017.

CAMARGO, L.G.; SOUZA, A.F.; PODDA, L. Estudos dos métodos de trabalho em sistemas CAM para a geração de programas CNC com foco no pós-processamento. Ferramental – Revista brasileira da indústria de ferramentais, Joinville. v. 55, p. 19-25, 2014.

CAMARGO, L.G.; SOUZA, A.F.; PODDA, L.; SCHAPO, F.; RODRIGUES, A.R. Influencia das trajetórias de usinagem e da tolerância de cálculo no tempo real de fresamento de formas complexas. **5º Congresso brasileiro de engenharia de fabricação**, 2015.

CANIS, B. Congressional research service. **The tool and die industry: Contribution to U.S. manufacturing and federal policy considerations**, 2012.

CAO, Q. Y.; ZHAO, J.; ZHU, L. The effect of curvature radius of sculptured surface on finish milling tool path selection. **Int J Adv Manuf Technol**. v. 89, p. 3349–3357, 2017.

CASTANHERA, I.C.; DINIZ, A.E. Influence of tilt angle and feed direction on surface roughness and cutting forces in high speed milling of hardened tool steel. In: **Annals of the 23rd ABCM International Congress of Mechanical Engineering – COBEM**, 2015.

CASTANHERA, I. C.; DINIZ, A. Cutting forces, surface roughness and tool life in high speed milling of hardened steel convex surfasse. **J Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.** v. 39, p. 3555–3570, 2017.

CASTILLO, J.; RANAUDO, M.A.; FERNÁNDEZ, A.; PISCITELLI, V.; MAZA, M.; NAVARRO, A. Study of the aggregation and adsorption of asphaltene sub-fractions A1 and A2 by white light interferometry. **Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects**, v. 427, p. 41-46, 2013.

CHAN, K.W.; CHIU, W.K.; TAN, S.T.; WONG, T.N. A high-efficiency rough milling strategy for mould core machining. **Proceedings of Institution of Mechanical Engineers, part B: Journal of Engineering Manufacture**. v. 217, n. 3, p. 335-348, 2003.

CHEN, J.S.; HUANG, Y.K.; CHEN, M. A study of the surface scallop generating mechanism in the ball-end milling process. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 45, p. 1077–1084, 2005.

CHEN, X., ZHAO, J., LIU, S., DONG, Y., WANG, F. Investigation on the chip formation concerning tool inclination angles in ball end milling of H13 die steel. **Journal of Engineering Manufacture**. p. 1-19, 2013.

CHURCHILL, A. W.; HUSBANDS, P.; PHILIPPIDES, A. Multi-Objective Tool Sequence and Parameter Optimization for Rough Milling Applications. **IEEE Congress on Evolutionary Computation**, 2013.

COELHO, R.T., SOUZA, A.F., RODRIGUES, A.R., RIGATTI, A.M.Y., RIBEIRO, A.A.L. Mechanistic approach to predict real machining time for milling free form geometries applying high feed speed. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v. 46, n. 9-12, p. 1103-1111, 2010.

COSIC, P.; LISJAK, D.; ANTOLIC, D. Regression analysis and neural networks as methods for production time estimation. **Telmickivjesnik – Technical gazette**, v. 18, n. 4, p. 479-484, 2011.

COSTES, J.P.; MOREAU, V. Surface roughness prediction in milling based on tool displacements. **J. Manuf. Process**. V. 13, p. 133–140, 2011.

CUI, X.; ZHAO, J.; JIA, C.; ZHOU, Y. Surface roughness and chip formation in high-speed face milling AISI H13 steel. **Int. J. Adv. Manuf. Technol**, v. 61, p. 1-13, 2012.

DAWSON, T.G., KURFESS, T.R. Tool life, wear rates, and surface quality in hard turning. **Transactions of NAMRI/SME**. vol. 29, pp. 175–182, 2001.

DENG, Q.; ZHOU, Y.; LIU, J.; YAO, J.; HU, S. Thickness measurement of transparent film by white-light interferometry. **Proceedings of SPIE**. v. 9685, 2016.

DEVILLEZ, A.; LE COZ, G.; DOMINIAK, S.; DUDZINSKI, D. Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 211, p. 1590-1598, 2011.

DEWS, R.C.; ASPINWALL, D.K. A review of ultra high speed milling of hardened steels. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 69 (1-3), p. 1-17, 1997.

<http://www.diferro.com.br/produtos.acos-para-ferramentas-e-moldes-aco-ferramenta-para-trabalho-a-quente>. Acessado em: 15/04/2016.

DIMITROV, D.; SAXER, M. Productivity improvement in tooling manufacture through high speed 5 axis machining. **Procedia CIRP**. v. 1, p. 277–282, 2012.

DING, T.; ZHANG, S.; WANG, Y.; ZHU, X. Empirical models and optimal cutting parameters for cutting forces and surface roughness in hard milling of AISI H13 steel. **Int. J. Adv. Manuf. Technol**, v. 51, p. 45-55, 2010.

DOGRA, M.; SHARMA, V.S.; SACHDEVA, A.; SURI, N.M. Finish hard turning of continuous and interrupted surfaces with cubic boron nitride (CBN) and coated carbide tools. **Materials and Manufacturing Processes**. vol. 27 (5), pp. 523–530, 2012.

EXNER, H. E. Physical and chemical nature of cemented carbides. **International Metals Review**. v. 24, n. 4, p. 149-173, 1979.

FALLBÖHMER, P. **Advanced Cutting Tools for the Finishing of Dies and Molds**. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1998.

GAITONDE, V. N.; KARNIKB, S. R.; Macielc, C.; RUBIOC, J.; ABRÃO, A. Machinability Evaluation in Hard Milling of AISI D2 Steel. **Materials Research**. v. 19, p. 360-369, 2016.

GARMS, F. 2012. Diplomarbeit werkzeugbau südafrika – wettbewerbsfähigkeit im internationalen vergleich, Aachen: RWTH Aachen, 2012.

<http://www.ggdmetals.com.br/produto/aisi-h13>. Acessado em 17/01/2017.

GIACOMELLI, R.O.; SALVARO, D.B.; BENDO, T.; BINDER, C.; KLEIN, A. N.; MELLO, J. D. B. Topography evolution and friction coefficient of gray and nodular cast irons with duplex plasma nitrided + DLC coating. **Surface & Coatings Technology**, v. 314, p. 18-27, 2017.

GOK, A.; GOLOGLU, C.; DEMIRCI, H.I. Cutting parameter and tool path style effects on cutting force and tool deflection in machining of convex and concave inclined surfaces. **Int J Adv Manuf Technol**. v. 69, p. 1063–1078, 2013.

GOMERSALL, F. On-machine measurement of workpiece form errors in ultraprecision machining. **Dissertação de Mestrado**. Universidade do Canadá, 2016.

GRIFFITHS, B.J. Mechanisms of white layer generation with reference to machining and deformation processes. **Journal of Tribology**. v. 109 (3), p. 525–530, 1987.

GRIFFITHS, B. *Manufacturing Surface Technology – Surface integrity and functional performance*. Penton Press, 2001.

GRZESIK, W. **Machining recent fundamentals and advances**. Cap. 4. Springer, 2008.

GUILLEMOT, N.; MAWUSSI, B. K.; LARTIGUE, C.; BILLARDON, R. - A first approach to characterize the surface integrity generated by

ball-end finishing milling – **Int. J. Adv. Manuf. Technol.** v. 64, p. 269–279, 2013.

HAO, Y.; LIU, Y. Analysis of milling surface roughness prediction for thin-walled parts with curved surface. **Int J Adv Manuf Technol.** v. 39, p. 2289-2297, 2017.

HELLENO, A.L.; SCHUTZER, K. Contribution for the manufacturing of sculptured surfaces with high-speeds based on new methods of tool path interpolation. **20th International congress of mechanical engineering**, 2009.

HELLENO, A.L. Contribuição para a manufatura de superfícies complexas em altas velocidades baseada em novos métodos de interpolação da trajetória da ferramenta. **TESE DE DOUTORADO**. Universidade Metodista de Piracicaba, 2008.

HASHIMOTO, F., GUO, Y.B., WARREN, A.W. Surface integrity difference between hard turned and ground surfaces and its impact on fatigue Life. **CIRP Annals Manufacture Technology** 55(1):81–84, 2006.

HASSANPOUR, H.; SADEGHI, M. H.; RASTI, A.; SHAJARI, S. Investigation of surface roughness, microhardness and White layer thickness in hard milling of AISI 4340 using minimum quantity lubrication. **Journal of Cleaner Production.** v. 120, p. 124-134, 2016

HIROOKA, T.; KOBAYASHI, T.; HAKOTANI, A. Surface roughness control based on digital copy milling concept to achieve autonomous milling operation. **Procedia CIRP.** v. 4, p. 35–40, 2012.

IQBAL A.; HE, N.; LI, L.; DAR, N.U. A fuzzy expert system for optimizing parameters and predicting performance measures in hard-milling process. **Expert Systems with Applications.** v. 32, p. 1020-1027, 2007.

ISTMA. **15th World Conference**, Joinville, 2017.

ISO 4288 – Surface Texture: Profile methods rules and procedures for the assessment of surface texture (1998).

ISO 8688-2 – Tool life testing in milling – part 2: End milling (1989).

IZOL, P.; BENO, J.; BALAZS, M. Precision and surface roughness when free-form-surface milling. **Key Engineering Materials**, p. 372-377, 2013.

KENNAMETAL, Catálogo Geral, 2013.

KIM, G.M.; KIM, B.H.; CHU, C.N. Estimation of cutter deflection and form error in ball-end milling processes. **Int J Mach Tools Manuf.** v. 43 (9), p. 917–924, 2003.

KLOBCAR, D., TUSEK, J., TALJAT, B. Thermal fatigue of materials for die-casting tooling. **Materials Science and Engineering**, vol. 472, no. 1-2, pp. 198–207, 2008.

KÖNIG, W., BERKTOLD, A., KOCH, K.F. Turning versus grinding—a comparison of surface integrity aspects and attainable accuracies. **CIRP Annals: Manufacturing Technology**. vol. 42, no. 1, pp. 39–43, 1993.

KONOBRYTSKYI, D.; HOSSAIN, M. M.; TUCKER, T. M.; TARBUTTON, J. A. ; KURFESS, T. R. Axis tool path planning based on highly parallel discrete volumetric geometry representation: Part I contact point generation. **Computer-Aided Design and Applications**. p. 1-14. 2017.

KUMAR, M.; DOTSON, K.; MELKOTE, S.N. An experimental technique to detect tool–workpiece contact in micromilling. **Journal of Manufacturing Processes**. v. 12, p. 99-105, 2010.

LACALLE, L.N.; LAMIKZ, A. **Machining fundamentals and recent advances, sculptured surface machining**. Springer, p. 225-247, 2008.

LACALLE, L.N.; LAMIKIZ, A.; SÁNCHEZ, J.A.; ARANA, J.L. Improving the surface finish in high speed milling of stamping dies. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 123, p. 292-302, 2002.

LACALLE, L.N.; LAMIKIZ, A.; SÁNCHEZ, J.A.; SALGADO, M.A. Toolpath selection based on the minimum deflection cutting forces in

the programming of complex surfaces milling. **International Journal of Machine Tools &Manufacture**, v. 47, p. 388-400, 2007.

LAMIKIZ, A.; LACALLE, L.N.; SÁNCHEZ, J.A.; SALGADO, M.A. Cutting force estimation in sculptured surface milling. **International Journal of Machine Tools &Manufacture**, v. 44, p. 1511-1526, 2004.

LAYEGH, K.; YIGIT, I.; LAZOGLU, I. Analysis of tool orientation for 5-axis ball-end milling of flexible parts. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 64, p. 97-100, 2015.

LEIPZIG, K.V.; DIMITROV, D. Cluster development in the SA tooling industry. **South African Journal of Industrial Engineering**, v. 26 (3), p. 110-124, nov. 2015.

LIST, G.; NOUARI, M.; G'EHIN, D.; GOMEZB, S.; MANAUDB, J.P.; PETITCORPS, Y.L.; GIROT, F. Wear behaviour of cemented carbide tools in dry machining of aluminium alloy. **Science Direct**. v. 259, p. 1177-1189, 2005.

LIU, C.; LI, Y.; WANG, W.; SHEN, W. A feature based method for NC machining time estimation. **Robotics and computer Integrated Manufacturing**. v. 29, p 8-14, 2013.

LUO, M.; YAN, D.; WU, B.; ZHANG, D. Barrel cutter design and toolpath planning for high-efficiency machining of freeform surface. **Int J Adv Manuf Technol**. v. 85, p. 2495- 2503, 2016.

MA, W.; HE, G.; ZHU, L.; GUO, L. Tool deflection error compensation in five-axis ball-end milling of sculptured surface. **Int J Adv Manuf Technol**. v. 84, p. 1421–1430, 2016.

MACHADO, A. R.; COELHO, R. T.; ABRÃO, A. M.; SILVA, M. B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 1. ed. São Paulo: Edgard Blücher Ltda., 2009.

MAGRI, M.L.; DINIZ, A.E., BUTTON, S.T. Influence of surface topography on the wear of hot forging dies. **Int. J. Adv. Manuf. Tech.** v. 65, p. 459–471, 2013.

MARQUES, M. J., OUTEIRO, J., DIAS, A. M., SAOUBI, R. M., ANDRASEKARAN, H. Surface integrity of H13 ESR mould steel milled by carbide and CBN tools. **Materials Science Forum**. v. 514-516 (1), p. 564–568, 2006.

MATIVENGA, P.T.; HON, K.K.B. A study of cutting forces and surface finish in high speed machining of AISI H13 tool steel using carbide tools with TiAlN based coatings. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers**. V. 217, p. 143, 2003.

MATRAS, A.; KOWALCZYK, R. Analysis of machining accuracy during free form surface milling simulation for different milling strategies. Photonics applications in astronomy, communications, industry, and high-energy physics experiments. **Proceedings of SPIE**, v. 9290, 2014.

MEBRAHITOM. A.; RIZUAN, D.; AZMIR, M., NASSIF, M. Effect of High-speed Milling tool path strategies on the surface roughness of Stavax ESR mold insert machining. **IOP Conference Series: Materials Science and Engineering**. 2016. doi:10.1088/1757-899X/114/1/012006.

MICHAL, F.; IZOL, P.; DAGMAR, D.; MIROSLAV, T. Influence of the CAM Parameters and Selection of End-Mill Cutter when Assessing the Resultant Surface Quality in 3D Milling. **Applied Mechanicals and Materials**. v. 474, p. 267-272, 2014.

MICKELSON, D. **Guide to hard speed milling and high speed machining**. Industrial Press Inc. New York, 2007.

MIKO, B.; BENO, J.; MANKOVA, I. Experimental verification of cusp heights when 3D milling rounded surfaces. **Acta polytechnic hungarica**, v. 9, n. 6, 2012.

NETO, H. K.; DINIZ, A. E.; PEDERIVA, R. The influence of cutting forces on surface roughness in the milling of curved hardened steel surfaces. **Int J Adv Manuf Technol**. v. 84, p. 1209-1218, 2016.

NGUYEN, H.T.; HSU, Q.C. Surface Roughness Analysis in the Hard Milling of JIS SKD61 Alloy Steel. **Applied Science**. v. 6, p. 172, 2016.

NING, Y.; RAHMAN, M.; WONG, Y.S. Investigation of chip formation in high speed end milling. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 113, p. 360-367, 2001.

OHLSSON, R.; WIHLBORG, A.; WESTBERG, H. The accuracy of fast 3D topography measurements. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 41, p. 1899–1907, 2001.

OLIVEIRA, A.J. Análise do desgaste de ferramentas no Fresamento com Alta Velocidade de aços endurecidos. **Tese de doutorado**. Unicamp, 2007.

OLSZAK, A.G.; SCHMIT, J.; HEATON, M.G. Interferometry: Technology and Applications,.Veeco Instruments Inc. 2001.

POLLI, M. L. Análise da estabilidade dinâmica do processo de fresamento a altas velocidades de corte. **Tese de doutorado**. Universidade Federal de Santa Catarina, 2005.

QUINSAT, Y; SABOURIN, L. Optimal selection of machining direction for three-axis milling of sculptured parts. **International Journal of Advanced Manufacture Technology**. v. 27: p. 1132–1139, 2006.

QUINSAT, Y.; SABOURIN, L.; LARTIGUE, C. Surface topography in ball end milling process: Description of a 3D surface roughness parameter. **Journal of Materials Processing Technology** **195**, p. 135-143, 2008.

QUINTANA, G.; CIURANA, J.; RIBATALLADA, J. Surface roughness generation and material removal rate in ball end milling operations. **Journal of Materials and Manufacturing Processes**. v. 25, p. 386-398, 2010

RIGBY, P. High Speed Milling in the Mold and Die Industry. **Proceedings of the Diamond and CBN Ultrahard Materials Symposium**. p. 177-188, Windsor, Ontario, 1993.

SACHELLI, C.M. Sistematização do processo de desenvolvimento integrado de moldes de injeção de termoplásticos. **Tese de Doutorado**. UFSC, Florianópolis, 2007.

SAMIR, K.K., LIN, Y.J. Wear mechanisms and tool performance of TiAlN PVD coated inserts during machining of AISI 4140 steel. **Wear**. v. 262, p. 64–69, 2007.

SANDVIK COROMANT. Criação de Superfícies Esculpidas. [http://www.sandvik.coromant.com/pt\\_pt/knowledge/milling/generation\\_of\\_sculptured\\_surfaces/pages/default.aspx](http://www.sandvik.coromant.com/pt_pt/knowledge/milling/generation_of_sculptured_surfaces/pages/default.aspx). Acessado em 07/09/2017.

SAVIO, E., DE CHIFFRE, L., SCHMITT, R. Metrology of freeform shaped parts. **Annals of the CIRP**. v. 56 (2), p. 810-835, 2007.

SAEDON, J.B., SOO, S.L., ASPINWALL, D.K., BARNACLE, A., SAAD, N.H. Prediction and optimization of tool life in micromilling AISI D2 (~62 HRC) hardened steel. **Procedia Engineering**. v. 41, p. 1674-1683, 2012.

SCANDIFIO, I.; DINIZ, A.E.; SOUZA, A.F. Evaluating surface roughness, tool life, and machining force when milling free-form shapes on hardened AISI D6 steel. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v. 82 p. 2075–2086, 2016.

SCANDIFIO, I.; DINIZ, A.E.; SOUZA, A.F. The influence of tool-surface contact on tool life and surface roughness when milling free-form geometries in hardened steel. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v. 92, p. 615-626, 2017.

SCHULZ, H. High speed milling of dies and moulds. **Annals of the CIRP**, 29/1, 19-21. 1995.

SCHULZ, H.; WÜRZ, T.; BOHNER, S. O balanceamento adequado das ferramentas. **Máquinas e Metais**. n. 428, p. 24-31, 2001.

SHAJARI, S.; SADEGHI, M.H.; HASSANPOUR H. The Influence of Tool Path Strategies on Cutting Force and Surface Texture during Ball End Milling of Low Curvature Convex Surfaces. **Scientific World Journal**. Article ID: 374526, 14 pages, 2014.

SMITH, G.T. **Cutting tool technology industrial handbook**. Springer – Verlag, 2008.

SIMUNOVIC, G.; SIMUNOVIC, K.; SARIC, T. Modelling and simulation of surface roughness in face milling. **International journal of simulation and modelling**. v. 12, p. 141-153, 2013.

SONG, D.; MA, J.; JIA, Z.; GAO, Y. Estimation and compensation for continuous-path running trajectory error in high-feed-speed machining. **Int J Adv Manuf Technol**. v. 89, p. 1495–1508, 2017.

SOUZA, A.F. Contribuições ao fresamento de geometrias complexas aplicando a tecnologia de usinagem com altas velocidades. **Tese de Doutorado**. Universidade de São Paulo, São Carlos, 2004.

SOUZA, A.F.; MACHADO, A.; BECKERT, S.F.; DINIZ, A.E. Evaluating the roughness according to the tool path strategy when milling free form surfaces for mold application. **CIRP - INTERNATIONAL CONFERENCE ON HIGH PERFORMANCE CUTTING**. p. 188 – 193, 2014.

SOUZA, A.F.; ULBIRICH, C.B.L. **Engenharia integrada por computador e sistemas CAD/CAM/CNC**. 2 ed. Artliber editora, 2013.

SUN, C.; WANG, Y.; HUNG, N. A new plunge milling tool path generation method for radial depth control using medial axis transform. **Int J Adv Manuf Technol**. v. 76, p. 1575–1582, 2015.

TAN, L.; YAO, C.; REN, J.; Zhang, D. Effect of cutter path orientations on cutting forces, tool wear, and surface integrity when ball end milling TC17. **Int J Adv Manuf Technol**. v. 88, p. 2589–2602, 2017.

TOH, CK. Cutter path orientations when high-speed finish milling inclined hardened steel. **Int J Adv Manuf Technol**. v. 27, p. 473–480, 2006.

TOH, C.K. Surface topography analysis in high speed finish milling inclined hardened steel. **Prec. Eng**, v. 28, p. 386–398, 2004.

TÖNSHOFF, H.K.; ARENDT, C.; BEN AMOR, R. Cutting of hardened steel. **CIRP Annals – Manufacturing Technology**. v. 49, p. 547-566, 2000.

TORRES, C.D.; HEANEY, P.J.; SUMANT, A.V.; HAMILTON, M.A.; CARPICK, R.W.; PFEFFERKORN, F.E. Analyzing the performance of diamond-coated micro end Mills. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 49, p. 599-612, 2009.

TSAO, C.; CHEN, W. Effects of Cutting Parameters on the Scallop Size During Milling Process. **Materials Processing Technology**. v. 72, p. 208 -213, (1997).

URBANSKI, JP.; KOSHI, P.; DEWES, R.C.; ASPINWALL, D.K. High speed machining of moulds and dies for net shape manufacture. **Materials and Design**. v. 21, p. 395 – 402, 2000.

VERMA. R. Characterization of engineered surfaces. **Tese de Doutorado**. Universidade da Carolina do Norte, Charlotte, 2010.

VUKELIC, D.; TADIC, B.; MILJANIC, D.; BUDAK, I.; TODOROVIC, P.M.; RANDJELOVIC, S.; JEREMIC, B.M. Novel workpiece clamping method for increased machining performance. **Tehnickivjesnik – Technical gazette**, v. 19, n. 4, p. 837-846, 2012.

WANG, C.; XIE, Y. ZHENG, L.; QIN, Z.; TANG, D.; SONG, Y. Research on the Chip Formation Mechanism during the high-speed milling of hardened steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 79, p. 31 – 48, 2014.

WANG, P.; ZHANG, S.; LI, Z.; LI, J. Tool path planning and milling surface simulation for vehicle rear bumper mold. **Advances in Mechanical Engineering**. v. 8(3), p. 1–10, 2016.

WU, S.; YANG, L.; LIU, X.; ZHENG, M.; LI, R. Effects of curvature characteristics of sculptured surface on chatter stability for die milling. **Int J Adv Manuf Technol**. v. 89, p. 2649–2662, 2017.

WYANT, J.C. White light interferometry. **Proceedings of SPIE**. v. 4737, p. 98-107, 2002.

WYANT, J. C.; SCHMIT, J. Large field of view, high spatial resolution, surface measurements. **Proc. of the 7<sup>th</sup> Int. Conference on Metrology and Properties of Engineering Surfaces**. Göteborg, Sweden, 1998.

XU, J.; SUN, Y.; WANG, S. Tool path generation by offsetting curves on polyhedral surfaces based on mesh flattening. **Int J Adv Manuf Technol.** v. 64, p. 1201–1212, 2013.

YANG, L.; WU, S.; LIU, X.; LIU, Z.; ZHU, M.; LI, Z. The effect of characteristics of free-form surface on the machined surface topography in milling of panel mold. **Int J Adv Manuf Technol.** p. 1-13, 2017. DOI 10.1007/s00170-017-0698-y.

YAO, C.; TAN, L.; YANG, P.; ZHANG, D. Effects of tool orientation and surface curvature on surface integrity in ball end milling of TC17. **Int J Adv Manuf Technol.** p. 1-12, 2017. DOI 10.1007/s00170-017-0523-7.

YE, GG.; CHEN, Y.; XUE, S.F.; DAI, L.H. Critical cutting speed for onset of serrated chip flow in high speed machining. **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** v. 86, p. 18-33, 2014.

ZEROUADI, N.; FONTAINE, M. Prediction of tool deflection and tool path compensation in ball-end milling. **J. Intell. Manuf.** v. 26, p. 425-445, 2015.

ZHANG, S., LI, J., HONGGANG, L.V. Tool Wear and Formation Mechanism of White Layer When Hard Milling H13 Steel under Different Cooling/Lubrication Conditions. **Advances in Mechanical Engineering.** Article ID 949308, 2014.

ZHANG, X.F.; XIE, J.; XIE, H.F.; LI, L.H. Experimental investigation on various tool path strategies influencing surface quality and form accuracy of CNC milled complex freeform surface. **International Journal of Advanced Manufacture Technology.** v. 59, p. 647 – 654, 2012.

ZHANG, Y.; ZHANG, D.; HAN, F. An approach to tool path planning for layered plunge milling of free form surface impeller channel. **International Journal of Manufacturing Research.** v. 12, p. 134-144, 2017.

ZHENYUAN, J.; DENING, S.; JIANWEI, MA.; YUANYUAN, G. Pre-Compensation for Continuous-Path Running Trajectory Error in High-

Speed Machining of Parts with Varied Curvature Features. **Chinese Journal Of Mechanical Engineering**. v. 30, n. 1, 2017.

## APÊNDICES

## APÊNDICE A – DESENHOS DE FABRICAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA

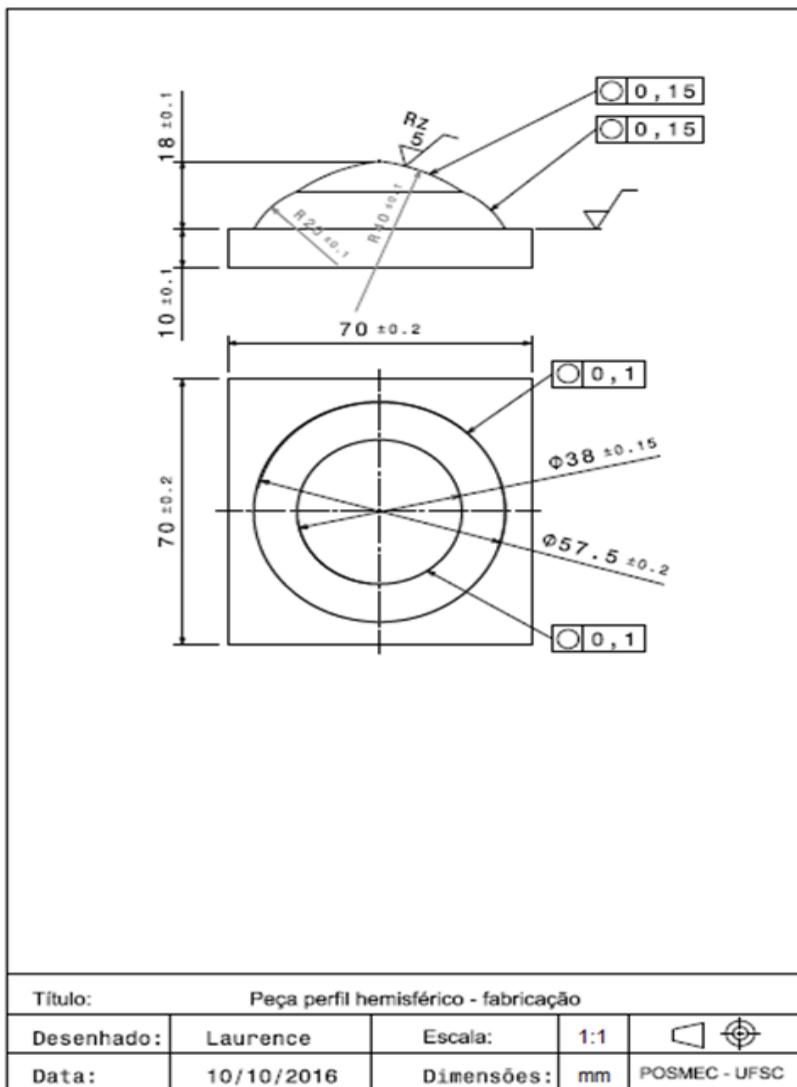


Figura A.1 – Corpo de prova com perfis hemisféricos.

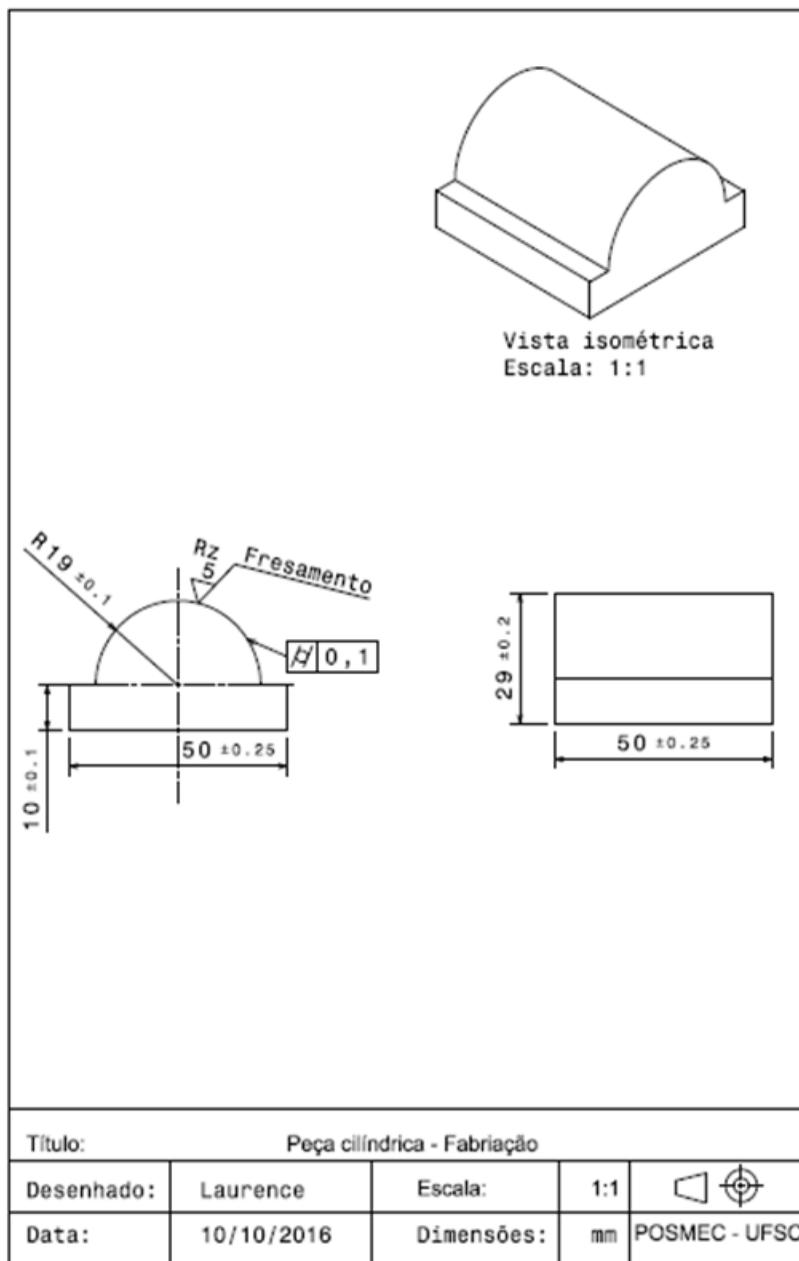


Figura A.2 – Corpo de prova com perfil cilíndrico.

## **APÊNDICE B – METODOLOGIA DA ANÁLISE POR INTERFEROMETRIA E ROTEIRO SEGUIDO NO *SOFTWARE MOUNTAINS MAP*.**

Os corpos de prova foram posicionados sobre a mesa do interferômetro, sendo ajustado o ângulo de inclinação para melhor foco sendo selecionadas as lentes objetiva e ocular de 20x e 10x, respectivamente. Uma vez da captura das imagens os arquivos foram então manipulados no *software mountains map* versão 7.0 seguindo o roteiro abaixo:

- 1 – Definição da área de amostragem: Guia zoom – Área.
- 2 – Preenchimento dos pontos em vazio: Guia Filling, opção Filling Neighborhood.
- 3 – Nivelamento da superfície: Guia Levelling.
- 4 – Remoção de forma: Guia form removal, opção operator, filtrar ondulações.
- 5 – Aplicação do filtro padrão de rugosidade, cut off: 0,08 mm.
- 6 – Extrair perfil: Guia operator, convert to a send profile.



## ANEXOS

**ANEXO A – ESPECIFICAÇÕES E CARACTERÍSTICAS  
CONSTRUTIVAS DO CENTRO DE USINAGEM CNC DE ALTO  
DESEMPENHO ROMI D800**

<b>CARACTERÍSTICA</b>	<b>UNIDADE</b>	<b>VALOR</b>
<b>Curso</b>		
Longitudinal X	mm	800
Transversal Y	mm	530
Vertical Z	mm	580
<b>Mesa</b>		
Dimensões da mesa	mm	914 x 500
Capacidade de carga da mesa	Kg	900
<b>Distâncias</b>		
Distâncias Centro da árvore/coluna	mm	600
Distâncias Nariz da árvore/mesa	mm	115-645
<b>Cabeçote - Spindle</b>		
Cone	ISO	BT - 40
Rotação do eixo árvore	rpm	8000
Sistema de fixação da ferramenta		Pneumático
Potência do motor principal	Kw/Hp	15/20
<b>Avanço Rápido</b>		
Eixo X, Y	m/min	40
Eixo Z	m/min	40
<b>Magazine - Trocador de ferrmanta</b>		
Capacidade de ferramentas	unid.	30
Tempo de troca de ferramentas	s	1,4 a 3,9
<b>Refrigeração da máquina</b>		
Capacidade do tanque de refrigeração	L	250
Pressão Máx./Mín.	Kg/cm <sup>2</sup>	4/6

Tabela A.1 – Especificações da máquina ferramenta utilizada nos experimentos.