

**UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA E DE**  
**MATERIAIS**

**FÁBIO FERNANDES DA SILVA**

**ANÁLISE DA ESTABILIDADE DINÂMICA DO PROCESSO DE**  
**FRESAMENTO COM FERRAMENTA DE TOPO ESFÉRICO DO**  
**AÇO AISI D6 ENDURECIDO**

**DISSERTAÇÃO**

**CURITIBA**  
**2018**

FÁBIO FERNANDES DA SILVA

**ANÁLISE DA ESTABILIDADE DINÂMICA DO PROCESSO DE  
FRESAMENTO COM FERRAMENTA DE TOPO ESFÉRICO DO  
AÇO AISI D6 ENDURECIDO**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais da Universidade Tecnológica Federal do Paraná como requisito parcial para a obtenção do Título de Mestre em Engenharia – Área de Concentração: Otimização de Processos de Fabricação.

Orientador: Prof<sup>o</sup>. Dr<sup>o</sup>. Milton Luiz Polli

CURITIBA  
2018

---

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação

---

S586a Silva, Fábio Fernandes da  
2018 Análise da estabilidade dinâmica do processo de fresamento com ferramenta de topo esférico do aço AISI D6 endurecido / Fábio Fernandes da Silva.-- 2018.  
164 f.: il.; 2018.

Disponível também via World Wide Web  
Texto em português, com resumo em inglês  
Dissertação (Mestrado) - Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Curitiba, 2018  
Bibliografia: p. 145-150

1. Fresamento. 2. Metais - Corte. 3. Processos de fabricação. 4. Usinagem. 5. Aço de alta resistência. 6. Engenharia mecânica - Dissertações. I. Polli, Milton Luiz, orient. II. Universidade Tecnológica Federal do Paraná - Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, inst. III. Título.

CDD: Ed. 22 -- 620.1

---

Biblioteca Ecoville da UTFPR, Câmpus Curitiba  
Lucia Ferreira Littiere - CRB 9/1271

## TERMO DE APROVAÇÃO DE DISSERTAÇÃO Nº 331

A Dissertação de Mestrado intitulada: **ANÁLISE DA ESTABILIDADE DINÂMICA DO PROCESSO DE FRESAMENTO COM FERRAMENTA DE TOPO ESFÉRICO DO AÇO AISI D6 ENDURECIDO**, defendida em sessão pública pelo Candidato **Fábio Fernandes da Silva**, no dia 27 de agosto de 2018, foi julgada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração: Engenharia de Manufatura, e aprovada em sua forma final, pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais – PPGEM.

**BANCA EXAMINADORA:**

Prof. Dr. Milton Luiz Polli - Presidente - UTFPR

Prof. Dr. Fred Lacerda Amorim - PUC-PR

Prof. Dr. Neri Volpato - UTFPR

A via original deste documento encontra-se arquivada na Secretaria do Programa, contendo a assinatura da Coordenação após a entrega da versão corrigida do trabalho.

Curitiba, 27 de agosto de 2018.

Carimbo e assinatura do Coordenador do Programa

---

## **AGRADECIMENTOS**

A Deus, por me conceder vida plena, saúde, a graça da salvação e condições para prosseguir na vida. Mesmo em meio a dificuldades, me sustentando e me dando forças para passar pelas provações impostas pela vida, essenciais para formação de um bom caráter.

A minha esposa Débora, o coeficiente angular positivo na equação da reta crescente que modela minha vida. Sem o apoio dela, sempre me incentivando e me colocando para frente, boa parte do que conquistei, e ainda conquistarei, não seria possível.

A minha pequena Sara, presente que Deus me deu neste percurso de mestrado, fazendo alterações na minha percepção de mundo, e dando-me motivos a mais para prosseguir adiante.

Ao meu pai e minha mãe, pelos esforços depreendidos na minha educação e sustento, bem como o carinho e dedicação sempre presentes.

Ao professor Milton Polli, por ter me aceito como orientando, pelo conhecimento, compreensão e prestatividade em me orientar.

Ao professor Márcio Avelar, pelo essencial apoio prestado com instruções para uso de equipamentos.

Pela sapiência dos professores do PPGEM, no conhecimento transmitido com maestria durante as aulas, fundamental subsídio para concretização deste trabalho.

Ao Senai, unidade de Cascavel, em especial ao Dilson Ledur, por disponibilizar o uso dos equipamentos e materiais para a execução deste projeto.

Ao amigo Waldir Mariano, pelo incentivo, auxílio, orientações e conselhos que foram extremamente importantes no decorrer deste percurso.

Ao IFPR, por permitir, por meio das horas que são disponibilizadas aos professores EBTT para pesquisa, extensão e inovação, que o estudo e trabalho fossem realizados simultaneamente.

Heloísa Colli Moreira pelo auxílio e prestatividade com a obtenção de medições.

A todos colegas de Senai, pelas conversas e parceria mantida, mesmo após meu desligamento desta instituição.

“Uma longa viagem de mil milhas inicia-se com o movimento de um pé.”

Lao Tsé

## RESUMO

SILVA, Fábio Fernandes da. **Análise da Estabilidade Dinâmica do Processo de Fresamento com Ferramenta de Topo Esférico do Aço AISI D6 Endurecido**. 2018. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, 2018.

Moldes e matrizes são empregados para conferir determinada forma a um produto a ser fabricado. No acabamento deste tipo de ferramental a geometria da ferramenta e os parâmetros de corte são escolhidos de forma a atender aos requisitos do projeto relacionados ao acabamento superficial e à precisão dimensional. As fresas de topo esférico são recomendadas para o acabamento de superfícies inclinadas e geometrias de forma livre, sendo este processo caracterizado por elevadas interrupções durante o corte. O tempo que a ferramenta emprega no corte é apenas uma fração do período de rotação da ferramenta. Há variações na dinâmica do contato entre aresta de corte e superfície. Isso resulta em diferentes acabamentos superficiais e características topográficas. No intuito de verificar a influência destas alterações em superfícies usinadas com tal ferramenta, foram empregadas oito diferentes orientações de trajetória de corte – OTCs: combinações de movimento de avanço da ferramenta nas direções horizontal e vertical, com sentidos ascendente e descendente, e movimento de corte concordante e discordante ao movimento de avanço. Ademais, inclinações de planos efetivos de corte de 15, 45 e 75°, utilizando a estratégia de fresamento *raster* em direção simples. Aço AISI D6, tratado termicamente resultando em 58 HRC, foi utilizado. A avaliação da estabilidade se deu com base na textura superficial com parâmetros obtidos em rugosímetro 3D (sem contato) e vibrações captadas por microfone posicionado a 20 mm da ferramenta, além de sensor acelerômetro acoplado ao cabeçote do eixo-árvore da máquina. Quando a ferramenta esteve com o engajamento da região próxima à ponta no corte, houve redução nas vibrações RMS, melhoria do acabamento superficial, além de ondulações na superfície. As vibrações predominantes neste processo foram as de passagem dos dentes, e quando estas coincidiram com 1/3 da frequência de vibração natural da ferramenta a rugosidade aumentou para profundidade de corte de 0,3 mm.

**Palavras-chave:** fresamento de topo esférico; vibrações no fresamento; orientações de trajetória de corte; usinagem de aço endurecido; AISI D6 Endurecido

## ABSTRACT

SILVA, Fábio Fernandes da. **Analysis of the Dynamic Stability of the Milling Process with Ball-end Mill of AISI D6 Steel Hardened**. 2018. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, 2018.

Molds and dies are used to give a certain shape to a product to be manufactured. In the finishing of this type of tooling the geometry of the tool and the cutting parameters are chosen in order to meet the design requirements related to surface finishing and dimensional accuracy. The ball end mills are recommended for the finishing of inclined surfaces and freeform geometries, this process is characterized by high interruptions during the cut. The time the tool employs in cutting is only a fraction of the tool rotation period. There are variations in the dynamics of the contact between the cutting edge and the surface. This results in different surface finishes and topographical features. In order to verify the influence of these changes on surfaces machined with such tool, eight different cutting trajectory orientations (OTCs) were used such as: upward and downward milling, movement of the tool in horizontal and vertical directions, downmilling and upmilling operation. Inclinations of effective cutting planes of 15, 45 and 75 ° were employed, using the raster milling strategy in a simple direction. AISI D6 steel, thermally treated resulting in 58 HRC, was used in the experiments. The stability evaluation was based on the surface texture with parameters obtained in 3D surface roughness tester (non-contact). Vibrations were captured by a microphone positioned at 20 mm from the tool, in addition to an accelerometer sensor coupled to the spindle head of the machine. When the tool was engaged with the region close to the cutting tip, there was a reduction in RMS vibrations and surface undulations, as well as improvement of the surface finish. The predominant vibrations in this process were those of tooth passage, and when these coincided with 1/3 of the natural vibration frequency of the tool, the surface roughness increased to a depth of cut of 0.3 mm.

**Keywords:** ball-end milling; milling vibrations; cutting path orientation, hardened steel machining; AISI D6 Hardened



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Operação de fresamento de face e várias ferramentas de corte com seus respectivos insertos intercambiáveis .....	27
Figura 2 - (a) Fresamento concordante – downmilling/Climb milling e fresamento discordante - upmilling; (b) [18] .....	28
Figura 3 – Algumas das principais operações de fresamento [23] .....	29
Figura 4 - Ferramenta de fresamento com geometria axial positiva (a) e negativa (b) [18] .....	29
Figura 5 - Fresa de topo esférico empregada na usinagem de superfícies complexas de moldes e matrizes e diferenças entre diâmetro efetivo e nominal de corte [25].....	30
Figura 6 - Diâmetro efetivo e parâmetros geométricos de uma fresa de topo esférico em uma usinagem em superfície inclinada [25] .....	31
Figura 7 - Usinagem descendente (a) usinagem ascendente (b) e mecanismos de remoção de material por cisalhamento e deformação plástica com engajamento da ponta da fresa de topo esférico[10] .....	32
Figura 8 - (a) Plano ortogonal de corte com ângulo de cisalhamento, ângulo de saída, comprimento e espessura inicial e final do cavaco; (b) placas de cisalhamento paralelas ao plano de cisalhamento e (c) triângulo de tensão de cisalhamento [33] .....	35
Figura 9 - Cavaco serrilhado obtido por usinagem de material Inconel 718, com fresa de topo esférico em estratégia de corte concordante [21] .....	37
Figura 10 – Cavaco descontínuo obtido por usinagem de material Inconel 718, com fresa de topo esférico em estratégia de corte concordante [21].....	38
Figura 11 – Tipos de cavacos dependendo das propriedades dos materiais [36] .....	38
Figura 12 – Cavaco contínuo formado por aresta postiça (BUE) e partículas deixadas na superfície acabada [33] .....	39
Figura 13 – Componentes de força tangencial ( $F_t$ ), radial ( $F_r$ ) e binormal ou axial ( $F_a$ ): ferramenta com ângulo de hélice $90^\circ$ - acima; ferramenta com ângulo de hélice diferente de zero [25].....	41
Figura 14 – Fenômeno de flutuação da força de corte na usinagem de face. (a) meia imersão discordante, (b) meia imersão concordante e (c) ferramenta centrada no material [18] .....	42
Figura 15 - Mola linear a qual o alongamento é proporcional a força aplicada [42] .....	45

Figura 16 - Corpo rígido com aceleração proporcional a resultante de força agindo sobre esse [42].....	45
Figura 17 - Amortecedor viscoso responsável pela perda gradativa de energia no sistema [42] .....	46
Figura 18 - Superfície com corte excessivo no fresamento concordante devido à posição da aresta da ferramenta na saída do corte. O erro é denominado como vibrações da direção y [58].....	50
Figura 19 - Mecanismo de vibração auto excitada por acoplamento de modo [50].....	51
Figura 20 - Representação esquemática do mecanismo de vibração auto excitada regenerativa no processo de fresamento com dois graus de liberdade [18] .....	51
Figura 21 - Efeito do ângulo de fase na variação da espessura dinâmica do cavaco em processos de usinagem com a presença de vibrações auto excitadas regenerativas [47]	52
Figura 22 – Superfícies usinadas com marcas de vibrações – <i>chatter</i> – e usinagem estável, sem a presença deste fenômeno anômalo [60] .....	52
Figura 23 – Diagrama de lóbulos de estabilidade baseado na profundidade de corte ( <i>ap</i> ) e rotação (rpm) ou frequência de passagem dos dentes (Hz) [54], [56], [60], [62].....	53
Figura 24 – (A) Sinal obtido no domínio do tempo e da frequência, (B) espectro de vibração mostrado no domínio do tempo e (C) espectro de vibração mostrado no domínio da frequência [75].....	57
Figura 25 - Desvios estruturais [36] .....	57
Figura 26 - Um perfil de superfície representa os efeitos combinados de rugosidade, ondulação e forma [76].....	59
Figura 27 - Exibição pictórica da textura da superfície (rugosidade da superfície, ondulação e principal direção do padrão de superfície) [78].....	61
Figura 27 – Amostras hipotéticas de perfis periódicos de rugosidade, com mesma altura de perfil de 15 $\mu\text{m}$ , comprimento de ondulação de 150 mm (a), ondulação reduzida à metade em (b) e comprimento de 10 mm de (c), sendo (d) sem escala [76].....	62
Figura 28 – Perfil esquemático de uma superfície z (x) [78] .....	62
Figura 30 – Qualidade de filtros [76] .....	64
Figura 31 – Relação de amostra, avaliação e comprimento transversal. O número de comprimentos de amostra pode variar [76] .....	64
Figura 32 - Quatro vistas da mesma imagem de superfície 3D, sendo (A) superfície real, (B) superfície real com remoção de forma, (C) foto simulação de imagem dos dados (D) mapa axonométrico do detalhe dos sulcos.....	67

Figura 33 – Distribuição de altura (a) assimetria - $Ssk$ e (b) curtose - $Sku$ [83] .....	70
Figura 34 - Raios mínimo e máximo medidos no lobo central do gráfico de auto correlação [84].....	71
Figura 35 – Fluxograma das etapas da metodologia empregada no trabalho.....	73
Figura 36 – Inserto KC505M empregado em todos os testes de usinagem neste trabalho em (a), vista frontal, e (b) superior .....	74
Figura 37 – Plataforma de usinagem com inserto único intercambiável em metal duro utilizada na usinagem dos corpos de prova - CDPs.....	75
Figura 38 – Combinações experimentais de rampas e orientações de caminho de corte utilizadas.....	76
Figura 39 – Orientações de trajetória de corte – OTC – empregadas nas inclinações de rampa de 15, 45 e 75° .....	77
Figura 40 – CDP fixado ao gabarito (45°), por sua vez, fixado à Base para suporte do CDP, presa à morsa, por meio de cunhagem, com auxílio de calços de precisão paralelos .....	79
Figura 41 – Sistema para obtenção dos sinais de vibração no fresamento de topo esférico.....	80
Figura 42 – Medida da resposta em frequência do sistema a uma excitação impulsiva com o uso de um martelo instrumentado com um transdutor de força e um acelerômetro à ponta da ferramenta [18].....	82
Figura 43 – Resposta em frequência do sistema a uma excitação impulsiva – $L/D = 8$ – para ferramenta com 12 mm de diâmetro .....	84
Figura 44 – Efeitos globais da Influência do ângulo de inclinação de rampa no acabamento $Rz$ , medidos com rugosímetro de contato, em usinagem de aço AISI D6, tratado termicamente .....	86
Figura 45 – Efeitos globais da Influência do ângulo de inclinação de rampa na amplitude global de vibrações, medido com microfone, em usinagem de aço AISI D6, tratado termicamente .....	87
Figura 46 - Influência do ângulo de inclinação de rampa no acabamento $Rz$ em OTCs horizontais na usinagem de aço AISI D6, tratado termicamente.....	88
Figura 47 – Influência do ângulo de inclinação de rampa no acabamento $Rz$ em OTCs verticais na usinagem de aço AISI D6, tratado termicamente.....	88

Figura 48 – Influência do ângulo de inclinação de rampa na amplitude de vibrações globais (RMS) em OTCs horizontais na usinagem de aço AISI D6, tratado termicamente .....	89
Figura 49 – Influência do ângulo de inclinação de rampa na amplitude de vibrações globais (RMS) em OTCs verticais na usinagem de aço AISI D6, tratado termicamente	89
Figura 50 – Efeitos globais da Influência da orientação da trajetória de corte na amplitude de vibrações globais, RMS, medido com microfone, na usinagem de aço AISI D6 tratado termicamente .....	91
Figura 51 – Efeitos globais da Influência da orientação da trajetória de corte no acabamento <i>Rz</i> , medido com rugosímetro de contato, na usinagem de aço AISI D6 tratado termicamente .....	91
Figura 52 – Influência de cada OTC para cada ângulo de inclinação de plano, no acabamento, parâmetro <i>Rz</i> , obtidos com rugosímetro de contato .....	92
Figura 53 – Influência de cada OTC para cada ângulo de inclinação de plano, nas vibrações globais no processo – RMS, obtidas com microfone .....	92
Figura 54 – Espectros de vibração de usinagem instável, em rampa a 15°, no domínio do tempo, para as orientações de trajetória de corte VAC e VDD .....	93
Figura 55 – Espectros de vibração de usinagem instável, em rampa a 15°, no domínio da frequência para as orientações de trajetória de corte VAC e VDD .....	94
Figura 56 – Espectros de vibração de usinagem estável, em rampa a 15°, no domínio do tempo para as orientações de trajetória de corte VAD e VDC .....	95
Figura 57 – Espectros de vibração de usinagem estável, em rampa a 15°, no domínio da frequência para as orientações de trajetória de corte VAD e VDC .....	96
Figura 58 – Perfil de rugosidade de superfície usinada com fresa de topo esférico, plano inclinado a 15°, medido no sentido do avanço da ferramenta (a) estável – VDC e (b) instável – VAC .....	97
Figura 59 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a 15° - a) HAC; b) HDC .....	98
Figura 60 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a 15° - a) HAD; b) HDD .....	99
Figura 61 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte verticais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a 15° - a) VAC; b) VDC .....	100
Figura 62 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte verticais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a 15° - a) VAD; b) VDD .....	101

Figura 63 – Rugosidades ( $Ra$ e $Rz$ ), obtidas com uso de rugosímetro 3D, e amplitude de vibração global (RMS), captadas com microfone, resultantes do emprego das oito OTCs na usinagem de superfície inclinada a $15^\circ$ .....	102
Figura 64 – Rugosidades ( $Sa$ , $Sz$ ) e amplitude de vibrações (RMS) para diferentes OTC empregadas na usinagem de plano inclinado a $15^\circ$ , com filtro gaussiano com <i>cut-off</i> de 0,25 mm – acima – e sem filtro – abaixo.....	103
Figura 65 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a $45^\circ$ - a) HAC; b) HDC .....	105
Figura 66 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a $45^\circ$ - a) HAD; b) HDD.....	106
Figura 67 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a $45^\circ$ - a) VAC; b) VDC .....	107
Figura 68 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a $45^\circ$ - a) VAD; b) VDD .....	108
Figura 69 – Ondulação topográfica superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a $45^\circ$ - a) VAC; b) VDC.	109
Figura 70 – Ondulação topográfica superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a $45^\circ$ - a) VAD; b) VDD	110
Figura 71 – Espectros dos sinais captados com sensor acelerômetro, no domínio da frequência (FFT) nas usinagens de plano inclinado a $45^\circ$ , condições HDC e VAD, com ondulações .....	111
Figura 72 – Espectros dos sinais captados com sensor acelerômetro, no domínio da frequência (FFT) nas usinagens de plano inclinado a $45^\circ$ , condições HAD e VDD, com ondulações .....	112
Figura 73 – Rugosidades ( $Ra$ e $Rz$ ), obtidas com uso de rugosímetro 2D, e amplitude de vibração global (RMS), captadas com microfone, resultantes do emprego das oito OTCs na usinagem de superfície inclinada a $45^\circ$ .....	113
Figura 74 – Rugosidades ( $Sa$ , $Sz$ ) e amplitude de vibrações (RMS) para diferentes OTC empregadas na usinagem de plano inclinado a $45^\circ$ , com filtro gaussiano com <i>cut-off</i> de 0,25 mm (a) e sem filtro (b).....	114
Figura 75 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a $75^\circ$ - a) HAC; b) HDC .....	116
Figura 76 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a $75^\circ$ - a) HAD; b) HDD.....	117

Figura 77 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a 75° - a) VAC; b) VDC .....	118
Figura 78 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a 75° - a) HAD; b) HDD .....	120
Figura 79 – Superfícies usinadas, com orientações de trajetória de corte verticais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a 75° - a) VAC; b) VDC; c) VAD; d) VDD .....	121
Figura 80 – Ondulação topográfica superficial para as orientações de trajetória de corte verticais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a 75° - a) VAC; b) VDC .....	122
Figura 81 – Ondulação topográfica superficial para as orientações de trajetória de corte verticais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a 75° - a) VAD; b) VDD ....	123
Figura 82 – Rugosidades ( $R_a$ e $R_z$ ), obtidas com uso de rugosímetro 3D, e amplitude de vibração global (RMS), captadas com microfone, resultantes do emprego das oito OTC na usinagem de superfície inclinada a 75° .....	124
Figura 83 – Rugosidades ( $S_a$ , $S_z$ ) e amplitude de vibrações (RMS) para diferentes OTC empregadas na usinagem de plano inclinado a 75°, com filtro gaussiano com <i>cut-off</i> de 0,25 mm (a) e sem filtro (b) .....	125
Figura 84 – Sumário das rugosidades, parâmetro $S_a$ , para as inclinações de rampa de 15, 45 e 75°, com filtro (a) e sem filtro (b) .....	126
Figura 85 - Sumário das rugosidades, parâmetro $S_z$ , para as inclinações de rampa de 15, 45 e 75°, com filtro (a) e sem filtro (b) .....	128
Figura 86 – Sumário das rugosidades, parâmetro $S_q$ (a) e $S_a$ (b) para as inclinações de rampa de 15, 45 e 75° .....	129
Figura 87 – Sumário do desvio de perfil (a) e ondulação (b), medidas no sentido do avanço de corte, para as OTCs aplicadas nas distintas inclinações de plano usinado..	131
Figura 88 – Proporção de textura – Str – que indica o nível de isotropia da textura superficial obtida com no emprego das diferentes OTCs, com filtro (a) e sem filtro (b) .....	132
Figura 89 – Superfície com tendência a anisotropia (a) e isotropia (b), resultantes das usinagens com OTCs VAC e VDD, respectivamente, aplicadas em rampas de 15° ....	133
Figura 90 – Assimetria ( $S_{sk}$ ) e Curtose ( $S_{tr}$ ) para as superfícies obtidas com a aplicação das OTCs no plano inclinado a 15° .....	133
Figura 91 – Assimetria ( $S_{sk}$ ) e Curtose ( $S_{ku}$ ) para as superfícies obtidas com a aplicação das OTCs no plano inclinado a 45° .....	134

Figura 92– Assimetria ( <i>Ssk</i> ) e Curtose ( <i>Sku</i> ) para as superfícies obtidas com a aplicação das OTCs no plano inclinado a 75° .....	134
Figura 93 – Ondulação de superfícies com usinagem estável (a), a 8500 rpm, instável (b), a 9400 rpm, quando a frequência de passagem dos dentes coincide com 1/3 de um dos modos de vibração secundário (940 Hz) da ferramenta e imagem (c) desta última .....	136
Figura 94 – Influência da rotação sobre textura superficial - <i>Ra</i> e <i>Rz</i> – mensuradas com rugosímetro de contato na direção do avanço da ferramenta, e vibrações globais (RMS) obtidas (a) com microfone e (b) sensor acelerômetro para $a_p = 0,1$ mm, empregando-se relação $L/D = 8$ e OTC HDC em inclinação de rampa de 45° .....	138
Figura 95 – Influência da rotação sobre textura superficial - <i>Ra</i> e <i>Rz</i> – mensuradas com rugosímetro de contato na direção do avanço da ferramenta, e vibrações globais (RMS) obtidas (a) com microfone e (b) sensor acelerômetro para $a_p = 0,3$ mm, empregando-se relação $L/D = 8$ e OTC HDC em inclinação de rampa de 45° .....	139
Figura 96 – Topografia original da superfície deteriorada, obtida pelo processo de usinagem com frequência de passagem dos dentes coincidindo com 1/3 do modo predominante da frequência de vibração natural da ferramenta, $L/D = 8$ e $a_p = 0,3$ mm, e imagem real da superfície no detalhe em (a) .....	140
Figura 97 – Espectros no domínio da frequência, para usinagem estável (a), a 9400 rpm, e instável (b), para 7950 rpm, com sinal de áudio captado com microfone .....	141
Figura 98 – Dimensões do Corpo de Prova - CDP .....	156
Figura 99 – Suporte de fixação do CDP a 15° .....	156
Figura 100 – Base de fixação do Suporte do CDP à plataforma do dinamômetro .....	157
Figura 101 – Esquema de montagem de dispositivo fixado à plataforma do dinamômetro .....	157
Figura 102 – Adaptador para fixação de microfone à base magnética para acoplamento em eixo-árvore .....	158

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Parâmetros de textura superficial 3D.....	68
Tabela 2 – Composição química do aço endurecido AISI D6.....	75
Tabela 3 – Parâmetros de corte empregados no teste com variações nos ângulos dos planos usinados e OTCs .....	76
Tabela 4 – Sumário das orientações de trajetória de corte .....	77
Tabela 5 – Parâmetros de corte empregados nos testes para verificação da influência da frequência de passagem dos dentes e profundidade de corte na usinagem do aço endurecido AISI D6.....	82
Tabela 6 – Parâmetros experimentais empregados na usinagem para $L/D = 8$ .....	83
Tabela 7 – Dados empregados na análise estatística .....	159
Tabela 8 – Teste multivariável de significância .....	160



## SIMBOLOGIA

### Letras maiúsculas

$A$	-	Ponto de contato da aresta de corte com a superfície não usinada
$B$	-	Ponto de contato da aresta de corte com a superfície usinada
$C$	-	Constante da equação de vida de ferramenta de Taylor
$D$	mm	Diâmetro da fresa
$D_{ef}$	mm	Diâmetro efetivo
$D_{ef1}$	mm	Diâmetro efetivo de corte menor
$D_{ef2}$	mm	Diâmetro efetivo de corte maior
$D6$	-	Aço para construção de matrizes – norma AISI
$F$	N	Força
$F_a$	N	Força axial
$F_{ac}$	N	Força axial cisalhante
$F_{ae}$	N	Força axial de contato com a aresta de corte
$F_c$	N	Força de corte instantânea resultante na ferramenta
$F_r$	N	Força radial
$F_{rc}$	N	Força radial cisalhante
$F_{re}$	N	Força radial de contato com a aresta de corte
$F_t$	N	Força de corte
$F_{tc}$	N	Força de corte cisalhante
$F_{te}$	N	Força de corte de contato com a aresta de corte
$K$	-	Curtose
$K_{ac}$	N/mm <sup>2</sup>	Coefficiente de força de corte por cisalhamento do cavaco
$K_{ae}$	N/mm <sup>2</sup>	Coefficiente axial de força de aresta
$K_{tc}$	N/mm <sup>2</sup>	Coefficiente tangencial de força de corte por cisalhamento do cavaco
$K_{te}$	N/mm <sup>2</sup>	Coefficiente de força de aresta
$K_{rc}$	N/mm <sup>2</sup>	Coefficiente radial de força de corte por cisalhamento do cavaco

$K_{re}$	N/mm <sup>2</sup>	Coefficiente radial de força de aresta
$L/D$	-	Relação de comprimento pelo diâmetro da ferramenta
$P$	mm	Passo de corte
$P_f$	-	Plano admitido de trabalho
$P_{fe}$	-	Plano efetivo de trabalho
$P_o$	-	Plano ortogonal
$P_r$	-	Plano admitido de referência
$P_t$	μm	Altura total do perfil de rugosidade
P20	-	Aço para construção de moldes
$R$	mm	Raio da ponta da fresa de topo esférico
$R_a$	μm	Desvio médio aritmético do perfil avaliado
$R_q$	μm	Raiz quadrada média
$R_t$	μm	Rugosidade máxima teórica
$R_{max}$	μm	Rugosidade máxima teórica
$R_P$	μm	Altura máxima de pico
$R_{Pm}$	μm	Altura média pico-a-média
$R_V$	μm	Profundidade máxima de vale
$R_y$	μm	Rugosidade máxima teórica
$R_z$	μm	Altura máxima do perfil
$S_k$	-	Assimetria
$S_a$	μm	Rugosidade média de uma superfície
$S_q$	μm	Valor médio quadrático dos desvios de superfície
$S_{ku}$	-	Curtose de uma superfície avaliada
$S_{sk}$	-	Assimetria de uma superfície avaliada
$S_{tr}$	graus	Parâmetro de proporção de textura superficial
$S_z$	μm	Altura máxima de rugosidade da superfície
$T$	min	Vida útil da ferramenta
WC	-	Carboneto de Tungstênio
$W_t$	μm	Desvio do perfil de ondulação

## Letras minúsculas

$a$	mm	Largura do cavaco
$a_e$	mm	Profundidade de corte mensurada paralelamente ao plano efetivo de trabalho ( $P_{fe}$ )
$a_p$	mm	Profundidade de corte mensurada ortogonalmente ao plano efetivo de trabalho ( $P_{fe}$ )
$a_{p1}$	mm	Profundidade de corte axial menor
$a_{p2}$	mm	Profundidade de corte axial maior
$c$		Constante de amortecimento
$e$	-	Número neperiano
$f_d$	Hz	Frequência de passagem de dentes da fresa
$f_n$	Hz	Frequência natural
$f_z$	Hz	Avanço por dente
$h$	mm	Espessura do cavaco (usinagem)
$k$		Rigidez
$l_s$	mm	Comprimento da linha de cisalhamento do cavaco
$m$		Massa mola
$n$	rpm	Rotação da ferramenta
$r$	-	Taxa de espessura do cavaco
rpm	Min <sup>-1</sup>	Rotações por minuto
$t$	s	Tempo
$t_c$	mm	Medida do cavaco após recalque contra a ferramenta de corte
$t_0$	mm	Distância medida perpendicularmente entre a superfície, antes da remoção do cavaco, e a extremidade da ponta da ferramenta
$v_c$	m/min	Velocidade de Corte
$v_f$	mm/min	Velocidade de avanço
$x$	m	Deslocamento na direção x
$\dot{x}$	m/s	Velocidade na direção x
$\ddot{x}$	m/s <sup>2</sup>	Aceleração na direção x
$x_0$	m	Deslocamento inicial

## Letras gregas

$\alpha$	graus	Ângulo de saída da ferramenta
$\beta_e$	graus	Ângulo, medido no plano de referência ( $P_r$ ), entre o plano ortogonal ( $P_o$ ) e o ponto de contato da aresta de corte com a superfície não usinada (A)
$\gamma$	graus	Ângulo de folga da ferramenta
$\gamma_e$	graus	Ângulo, medido no plano de referência ( $P_r$ ), entre o ponto de contato da aresta de corte com a superfície não usinada (A) e o plano admitido de trabalho ( $P_f$ )
$\theta$	graus	Ângulo, medido no plano de referência ( $P_r$ ), entre o plano admitido de trabalho ( $P_f$ ) e o plano efetivo de trabalho ( $P_{fe}$ )
$\phi$	graus	Ângulo do plano de cisalhamento
$\Phi_i$	graus	Ângulo instantâneo de imersão da ferramenta
$\zeta$	-	Fração de amortecimento crítica
$\sigma$	-	Variância
$\omega_d$	Hz	Frequência natural com amortecimento
$\omega_n$	Hz	Frequência natural
$\Omega$	rad/s	Velocidade angular

## Abreviaturas

AA	Arithmetic average
AISI	American Iron and Steel Institute
BUE	Built-up edge
CFRP	Carbon fiber – reinforced polymer
CNC	Comando numérico computadorizado
CVD	Chemical vapour deposition
CLA	Center-line average
FFT	Fast Fourier transform
HRC	Dureza Rockwell C
HSS	High-speed steel

ISO	International Organization for Standardization
OTC	Orientação de Trajetória de Corte
PCBN	Nitreto de boro cúbico policristalino
PSD	Power spectral density
PVD	Physical vapor deposition
RMS	Root mean square
WT	Wavelet transform

# SUMÁRIO

<b>RESUMO.....</b>	<b>6</b>
<b>ABSTRACT .....</b>	<b>7</b>
<b>LISTA DE FIGURAS.....</b>	<b>8</b>
<b>LISTA DE TABELAS.....</b>	<b>15</b>
<b>SIMBOLOGIA .....</b>	<b>16</b>
<b>1 INTRODUÇÃO.....</b>	<b>23</b>
1.1 OBJETIVOS.....	25
1.1.1 Objetivo Geral.....	25
1.1.2 Objetivos Específicos.....	25
1.2 JUSTIFICATIVA .....	26
1.3 ESTRUTURA DO TRABALHO .....	26
<b>2 ESTADO DA ARTE .....</b>	<b>27</b>
2.1 FRESAMENTO .....	27
2.1.1 Operações de fresamento .....	28
2.1.2 Usinagem com ferramenta de topo esférico.....	30
2.1.3 Orientações de trajetória de corte no fresamento com fresas de topo esférico .....	32
2.2 MECÂNICA DO PROCESSO DE CORTE.....	34
2.2.1 Teoria da formação do cavaco .....	34
2.2.2 Forças no fresamento .....	39
2.2.3 Forças no fresamento com fresa de topo esférico .....	42
2.3 VIBRAÇÕES NA USINAGEM.....	43
2.3.1 Teoria das vibrações.....	45
2.3.2 Vibrações Livres .....	46
2.3.3 Vibrações Forçadas .....	47
2.3.4 Vibrações auto excitadas na operação de fresamento – <i>chatter</i> .....	50
2.3.5 Sensores para captação de vibrações no fresamento.....	54
2.3.6 Análise de Vibrações.....	56
2.4 INTERGIDADE SUPERFICIAL.....	56
2.4.1 Desvios estruturais .....	56

2.4.2	Textura Superficial - Parâmetros 2D.....	58
2.4.3	Textura Superficial - Parâmetros 3D.....	65
2.4.3.1	Parâmetros de Amplitude .....	69
2.4.3.2	Parâmetro Espacial .....	71
<b>3</b>	<b>PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS.....</b>	<b>72</b>
3.1	VARIÁVEIS INDEPENDENTES .....	72
3.1.1	Máquinas-Ferramenta, Ferramenta de Corte e Materiais usinados.....	72
3.1.2	Operação de Fresamento, Orientações de Trajetória de Corte - OTC, CDPs e Fixações.....	75
3.2	VARIÁVEIS DEPENDENTES .....	79
3.3	METODOLOGIA DOS PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS .....	81
3.3.1	Resposta em Frequência do Sistema a uma Excitação Impulsiva.....	81
3.3.2	Usinagem com fresa de topo esférico .....	81
3.3.3	Análise dos Parâmetros de Rugosidade – 2D e 3D .....	83
<b>4</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÕES.....</b>	<b>84</b>
4.1	RESPOSTA EM FREQUÊNCIA DO SISTEMA A UMA EXCITAÇÃO IMPULSIVA .....	84
4.2	FRESAGEM DE TOPO ESFÉRICO .....	85
4.2.1	Influência da Inclinação do Plano Usinado.....	85
4.2.2	Influência da Orientação da Trajetória de Corte .....	90
4.2.3	Influência da frequência de passagem dos dentes e profundidade de corte .....	135
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>142</b>
5.1	INFLUÊNCIA DA INCLINAÇÃO DO PLANO USINADO .....	142
5.2	INFLUÊNCIA DA ORIENTAÇÃO DA TRAJETÓRIA DE CORTE .....	142
5.3	INFLUÊNCIA DA FREQUÊNCIA DE PASSAGEM DOS DENTES E PROFUNDIDADE DE CORTE .....	143
5.4	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....	144
	<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>145</b>
	<b>APÊNDICES.....</b>	<b>151</b>
	APÊNDICE A – PROGRAMAS CNC PARAMÉTRICOS PARA A USINAGEM DOS CDPS .....	151

APÊNDICE B – DIMENSIONAMENTOS DE DISPOSITIVO DE FIXAÇÃO DE CDP .....	156
APÊNDICE C – DADOS ESTATÍSTICOS .....	159
<b>ANEXOS .....</b>	<b>161</b>
ANEXO A – EQUIPAMENTOS .....	161



## 1 INTRODUÇÃO

A utilização de moldes e matrizes na indústria para a fabricação de bens de consumo é fundamental para a obtenção de produtos mais baratos obtidos de forma mais rápida e com bom aspecto [1]. No sentido de manter as propriedades de capacidade de retenção de forças, a resistência à elevadas temperaturas e à corrosão, materiais para construção de moldes e matrizes são de difícil usinabilidade [2], [3]. Na usinagem desse tipo de material, à fabricação desse tipo de ferramental, são utilizados inúmeros processos, dentre eles o de fresamento [4 – 6]. Em tal operação de corte é utilizada uma ferramenta rotativa de um ou mais dentes, em que o corte é realizado de forma intermitente produzindo impactos a cada nova entrada de aresta de corte, que são submetidas a variações de temperatura e tensão, o que ocasiona fadigas térmicas e mecânicas, bem como vibrações, que podem ser: vibrações forçadas e vibrações regenerativas, também chamadas de *chatter*. Essas vibrações ocorrem devido à formação do cavaco e a variação na força de corte causada pela variação na espessura do cavaco. [6 – 8]. Essa última é a mais indesejável e comum em processos de usinagem de moldes e matrizes, pois a ferramenta, em muitos casos, deve possuir pequeno diâmetro e com comprimento elevado [8]. Esse fenômeno é considerado indesejável por duas razões. Primeiro, altera a integridade superficial da peça e a precisão dimensional. Segundo, ocasiona não só redução da vida útil da ferramenta, mas também da máquina ferramenta, especialmente no que se refere ao eixo-árvore.

Mais especificamente, no processo de fresamento de superfícies em operações de acabamento em moldes e matrizes, é largamente utilizada fresa de topo esférico [9]. Entretanto, nesse tipo de usinagem há uma mudança na forma com que ocorre o contato da ferramenta com o material a ser usinado: quanto maior a angulação da superfície usinada em ralação a direção do avanço, mais para a periferia da ferramenta esse contato ocorre.

Por outro lado, quando essa usinagem envolve superfícies com ângulos pequenos, em relação a direção de avanço, existe a tendência de haver o engajamento do centro dessa ferramenta no processo, porém, a velocidade de corte tende a zero no ponto central da ferramenta, sendo que a forma com que o cavaco é arrancado passa do mecanismo de cisalhamento para deformação plástica [10]. Além do mais, a variável inclinação do ângulo na direção do avanço interfere na velocidade de corte, força de corte, temperatura

de corte e o estresse residual, parâmetros altamente significativos no processo de fresamento com ferramenta de topo esférico [2], [9].

De Souza *et al.* [10] realizaram investigações sobre o fenômeno de corte em fresamento de superfícies com forma livre, utilizando fresa de topo esférico na manufatura de moldes e matrizes e chegaram à conclusão de que o engajamento do centro da ferramenta ocasiona efeitos indesejáveis ao corte, como o aumento da força de corte e rugosidade superficial, bem como a instabilidade no corte.

Por outro lado, Scandiffio *et al.* [11] obtiveram resultados favoráveis ao engajamento do centro da ferramenta no corte na usinagem de materiais endurecidos, como o aumento da estabilidade de corte, redução da rugosidade superficial.

Em relação à topografia de superfície, Toh [12], [13] concluiu que, a melhor estratégia de corte em usinagens de rampas a  $75^\circ$  para a usinagem de aços endurecidos, é a *raster* de direção simples, vertical ascendente. Por outro lado, Nicola *et al.* [14], em usinagem de superfície inclinada a  $60^\circ$ , obtiveram melhores resultados em estratégia com direção vertical, entretanto, descendente.

Não obstante, no que concerne os modos de vibração esperados nesse processo, Kull Neto *et al.* [1] com remoção de profundidades de corte de 0,2 mm, na usinagem de geometria de forma livre em estratégia vertical ascendente/descendente, não encontraram correlação entre frequência de passagem dos dentes com a rugosidade, mesmo que essa coincidissem com a frequência natural da ferramenta de corte. Em contrapartida, Polli [15], utilizando mesmos valores de profundidade, porém em usinagem vertical descendente, em rampa a  $45^\circ$ , verificou picos maiores de rugosidade quando os harmônicos de frequência de passagem coincidiram com  $1/2$  e  $1/3$  da frequência natural, caracterizando as vibrações forçadas pela passagem dos dentes, predominantes nesse processo.

Diante do exposto, fica evidente que nesse processo não existe uma forma de prever o comportamento dinâmico de forma absoluta, deixando clara a importância desse estudo no sentido de contribuir para a melhoria de usinagens utilizando fresas de topo esférico. Então, busca-se, por meio desse trabalho, analisar a influência da estabilidade dinâmica, utilizando tal ferramenta, em diferentes orientações de trajetória de corte e inclinações de rampa, por meio da análise de parâmetros e topográfica de superfície, bem como vibrações presentes no processo.

## 1.1 OBJETIVOS

Para a obtenção de resultados confiáveis que levem a parâmetros conclusivos referentes a influência da orientação da trajetória de corte no fresamento de superfícies planas em diferentes ângulos de rampa, objetivo geral e objetivos específicos foram traçados, a saber:

### 1.1.1 Objetivo Geral

Apresentar a influência de diferentes orientações de trajetória de corte sobre parâmetros de rugosidade e vibrações no acabamento de superfícies planas em rampa a diferentes inclinações utilizando fresamento com fresa de topo esférico na usinagem de aço D6, tratado termicamente.

### 1.1.2 Objetivos Específicos

- ✓ Compreender os conceitos fundamentais que regem os fenômenos que influenciam nas operações de fresamento, em especial a fresagem com ferramenta de topo esférico;
- ✓ Obter a resposta em frequência do sistema – ferramenta-máquina – a uma excitação impulsiva da configuração da ferramenta de corte montada à máquina;
- ✓ Analisar a influência da variação do ângulo de rampa sobre parâmetros de acabamento superficial e vibrações;
- ✓ Identificar a influência da Orientação de Trajetória de Corte sobre o acabamento superficial e vibrações;
- ✓ Analisar textura superficial por meio de parâmetros de rugosidade e topografia superficial resultantes;
- ✓ Identificar a influência da frequência de passagem dos dentes, quando estas coincidem com frações de  $1/3$  da frequência natural sobre o acabamento superficial e vibrações.

## 12 JUSTIFICATIVA

A necessidade de maior produtividade a menor custo é um objetivo unânime entre os fabricantes de bens de consumo, sendo que estudos vem sendo realizados para melhoria dos processos de usinagem no trabalho em materiais contemporâneos. Então, a motivação desse trabalho é cunhada em um nicho da usinagem que vem sendo frequentemente alvo de pesquisadores, que é a estabilidade em processos de corte utilizando fresas de topo esférico empregadas na usinagem de materiais de aços de difícil usinabilidade devido a sua comum aplicação em processos de usinagem para a obtenção de moldes e matrizes. Além do mais, estudos, até então realizados, revelam a elevada influência das orientações de trajetória de corte e configuração de rampas no acabamento superficial, diante às alterações de engajamento da ponta da ferramenta e variação da velocidade periférica da aresta de corte em contato com a superfície, que varia constantemente conforme ângulo de inclinação entre a direção do avanço de corte e linha de centro do eixo árvore.

## 13 ESTRUTURA DO TRABALHO

Esse trabalho é organizado em quatro capítulos. O primeiro capítulo é uma introdução ao tema, objetivos geral, objetivos específicos e justificativa. O segundo capítulo engloba uma revisão bibliográfica que aborda os principais temas necessários para a compreensão desse trabalho. Na sequência, o terceiro capítulo descreve, em detalhes, a metodologia empregada na realização desta pesquisa, bem como os materiais, ferramentas e equipamentos utilizados. O capítulo quarto trás os resultados mediante análises e discussões. O quinto capítulo objetiva apresentar as principais conclusões obtidas. Por fim, o sexto capítulo apresenta algumas sugestões para trabalhos futuros.

## 2 ESTADO DA ARTE

### 2.1 FRESAMENTO

Processos de usinagem, com ferramentas de corte de geometria definida, envolvem a remoção de determinada quantidade de material de uma peça de trabalho, mediante uma ferramenta que deve ter dureza maior que do que essa, no intuito de produzir uma geometria específica com alto grau de precisão e acabamento superficial [16]. Esse método abrange grande parte dos processos de fabricação devido ao grau de exatidão e complexidade das peças obtidas mediante esse processo. Dentre esses, um se destaca pela versatilidade, maior que furação, torneamento, ou qualquer outro processo de fabricação por remoção de material, a saber: o fresamento [17].

Tal processo ocorre mediante corte intermitente usando uma ferramenta com um ou mais dentes. Essa ferramenta é mantida num fuso rotativo, fixada com dispositivo adequado, realizando movimento de corte, enquanto a peça de trabalho, devidamente fixada à mesa dessa máquina operatriz, desenvolve movimento de avanço linear sentido a ferramenta. A Figura 1 mostra uma das operações de fresamento mais utilizadas, à esquerda, e algumas ferramentas, com insertos intercambiáveis, empregadas no processo de fresamento, à direita [18].

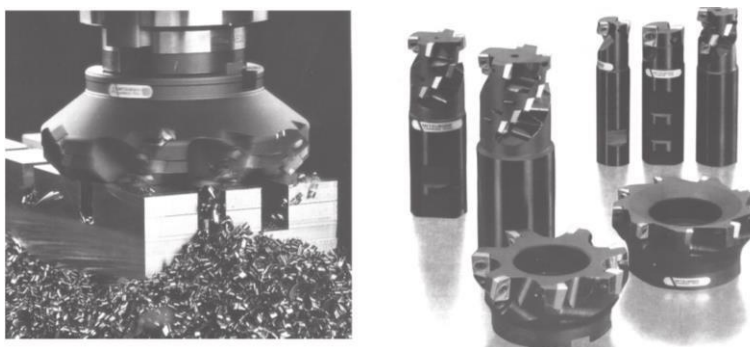


Figura 1 - Operação de fresamento de face e várias ferramentas de corte com seus respectivos insertos intercambiáveis

Fonte: [18]

No processo de fresamento, cada aresta remove uma quantidade pequena de material, produzindo cavacos pequenos, fáceis de remover da área do corte. Como em todo processo de usinagem, quanto mais duro o material, maior a dificuldade de remoção por corte [19].

### 2.1.1 Operações de fresamento

Existe, no mercado, uma grande quantidade de formas diferentes de fresas para diferentes aplicações. Sendo disponíveis, por ferramenta, de um a mais de cem insertos, o que torna esse processo altamente produtivo com elevadas taxas de remoção de material, apesar de usualmente ser utilizado avanços abaixo de 0,25 mm por dente. Em ortodoxas operações de fresamento, como pode ser visualizado na Figura 2 (a), o cavaco é produzido de forma a iniciar com espessura máxima, e, à medida que a ferramenta descreve sua trajetória para a saída do material, essa diminui até o nível mínimo – corte concordante. Por outro lado, a Figura 2 (b) demonstra o início do corte com espessura mínima e aumento até a máxima na saída da ferramenta do material [20], [21].

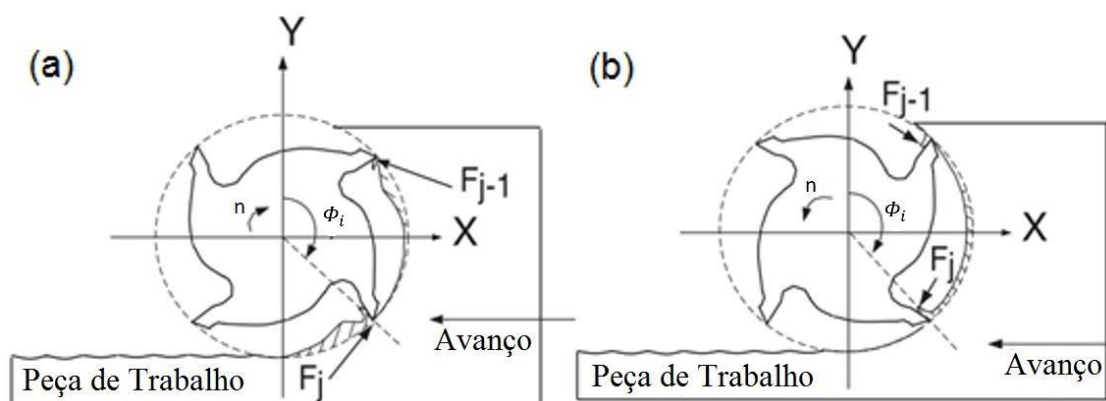


Figura 2 - (a) Fresamento concordante – downmilling/Climb milling e fresamento discordante - upmilling; (b) [18]

Mediante a posição do eixo árvore da máquina-ferramenta, o fresamento é classificado em fresamento horizontal, vertical ou fresamento inclinado. Adicionalmente, em relação à disposição dos dentes ativos da fresa, classifica-se a operação como fresamento tangencial – na qual os dentes ativos estão na superfície cilíndrica da ferramenta – e fresamento frontal – operação na qual os dentes ativos da fresa estão na superfície frontal da ferramenta [22]. A Figura 3, a seguir, apresenta algumas das principais operações de fresamento.

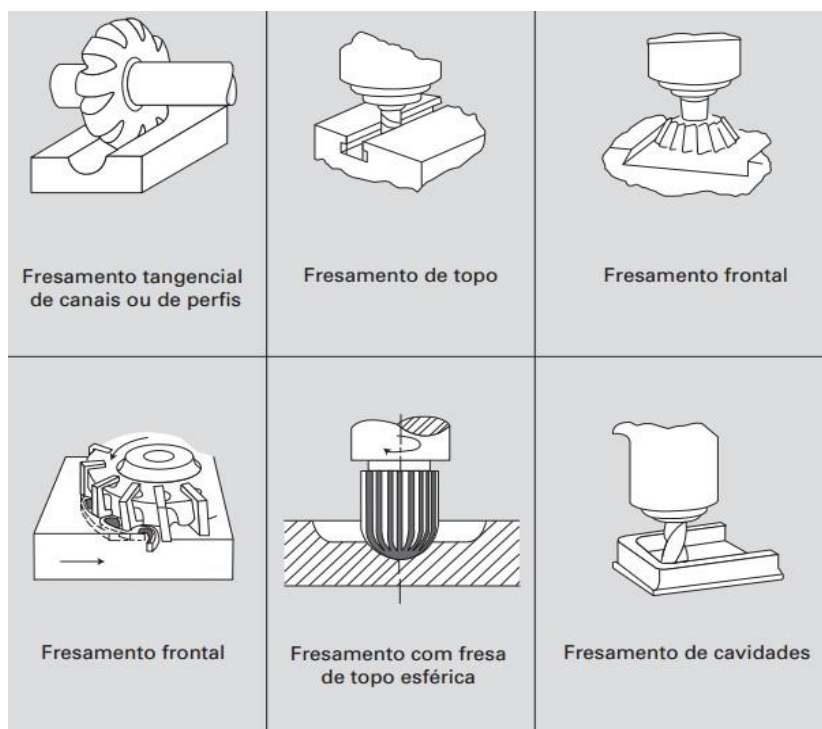


Figura 3 – Algumas das principais operações de fresamento [23]

Para trabalhos de fresagem mais pesados, é recomendável a utilização de fresas com geometria negativa – Figura 4 (b) – diante de sua melhor capacidade de resistir a impactos. Para faceamento de peças com altas taxas de remoção de material é a primeira escolha. Para trabalhos mais precisos e finos, geometrias positivas - Figura 4 (a) – são as indicadas, pois produzem melhor acabamento e, em usinagens de cavidades, proporcionam melhor controle do cavaco [18].

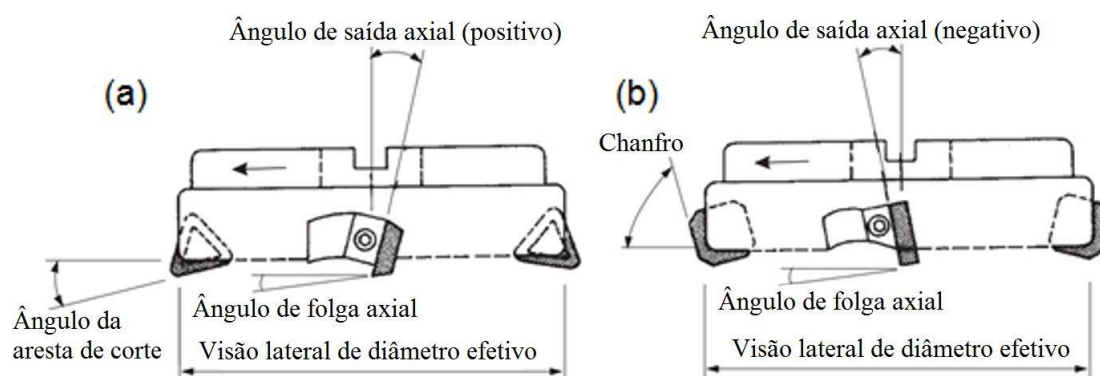


Figura 4 - Ferramenta de fresamento com geometria axial positiva (a) e negativa (b) [18]

### 2.1.2 Usinagem com ferramenta de topo esférico

Fresas de topo esférico são utilizadas principalmente em usinagens de cópia em superfícies complexas, como em moldes e matrizes. Nessas ferramentas a velocidade de corte ( $V_c$ ) não é constante ao longo dos diferentes pontos das arestas em função do raio de ponta, ou seja, a velocidade na ponta da ferramenta é zero, tendendo a velocidade nominal à medida que desloca este ponto à periferia dessa ferramenta. Isso conduz a necessidade de se calcular os parâmetros de corte em função do chamado diâmetro efetivo, que é função do diâmetro nominal, profundidade de corte  $a_p$  e inclinação da superfície [11], [24], [25]. A Figura 5 demonstra dois casos de fresamento com fresa de topo esférico, numa superfície plana horizontal, perpendicular ao eixo-árvore, e, como pode ser observado, o diâmetro efetivo aumenta à medida que a profundidade de corte sofre acréscimo. Nessa figura, duas profundidades de corte são mostradas,  $a_{p1}$  e  $a_{p2}$ .

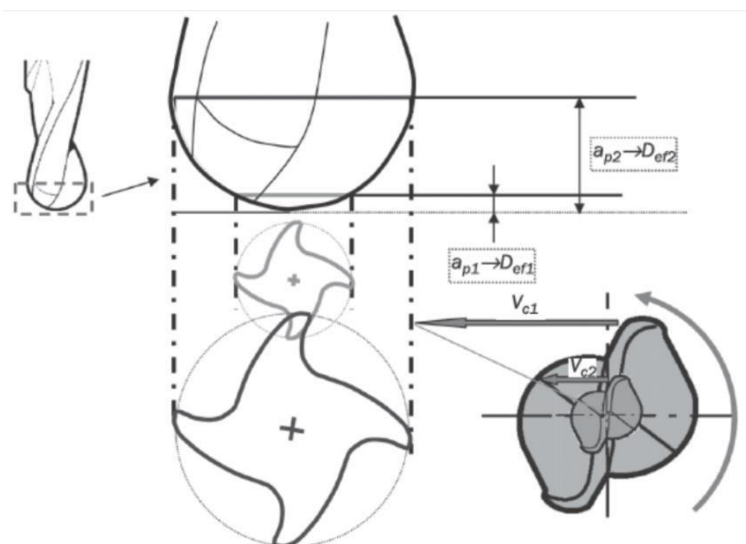


Figura 5 - Fresa de topo esférico empregada na usinagem de superfícies complexas de moldes e matrizes e diferenças entre diâmetro efetivo e nominal de corte [25]

Devido ao primeiro ser muito pequeno, a ferramenta não corta com o diâmetro integral, mas com apenas parte desse. E operações de acabamento de moldes e matrizes, na usinagem de superfícies complexas, as profundidades de corte variam entre 0,1 a 0,3 mm, para o qual o diâmetro efetivo nessa operação é muito menor que o diâmetro nominal [25].



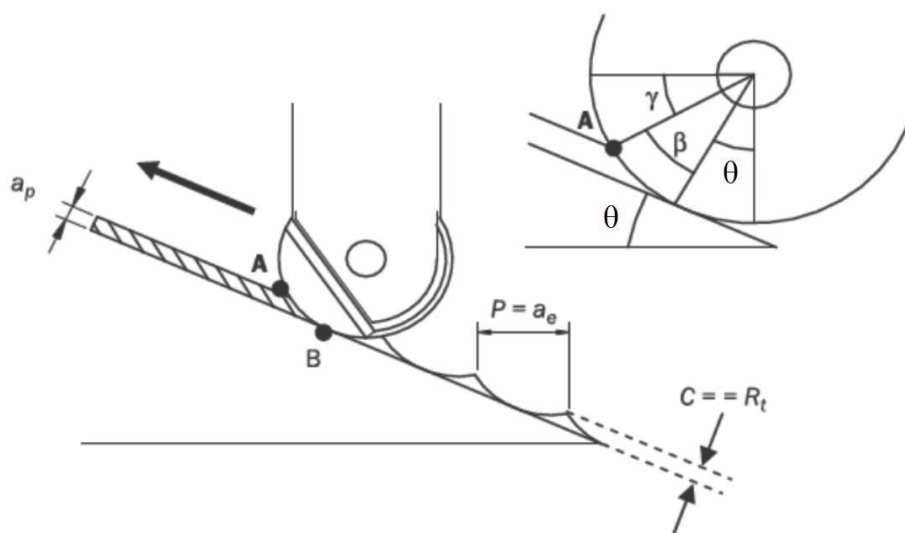


Figura 6 - Diâmetro efetivo e parâmetros geométricos de uma fresa de topo esférico em uma usinagem em superfície inclinada [25]

Diante dessa variação no diâmetro efetivo  $\theta$ , em função de algumas condições de usinagem, torna-se necessário o conhecimento desses parâmetros que são obtidos por meio das equações 1 a 3, onde,  $\beta$  é o ângulo, medido no plano de referência ( $P_r$ ), entre o plano ortogonal ( $P_o$ ) e o ponto de contato da aresta de corte com a superfície não usinada (Ponto A) - Figura 6. Ademais,  $\gamma_e$  é o ângulo, medido no plano de referência ( $P_r$ ), entre o ponto de contato da aresta de corte com a superfície não usinada (A) e o plano admitido de trabalho ( $P_f$ ).

$$\cos\beta_e = \frac{D/2 - a_p}{D/2} \quad (1)$$

$$\gamma = 90 - \theta - \beta_e \quad (2)$$

$$D_{ef} = D \cdot \cos\gamma_e \quad (3)$$

Adicionalmente, a profundidade radial de corte  $a_e$  pode ser calculada combinando-se valores de  $R_t$ , que é equivalente à altura de crista, ou a distância entre o pico e o vale do perfil de rugosidade, característico de usinagem com fresas de topo esférico, pela equação 4, onde  $R$  é o raio da ponta da ferramenta ( $D/2$ ),  $P$  é o passo da ferramenta, medido, paralelamente ao plano admitido de trabalho ( $P_f$ ), no plano admitido de referência ( $P_r$ ), entre os picos das cúspides, ou profundidade de corte radial ( $a_e$ ).  $R_t$  é a rugosidade máxima, ou altura máxima da cúspide, e  $\alpha_e$  é o ângulo, medido no plano de referência ( $P_r$ ), entre o plano admitido de trabalho ( $P_f$ ) e o plano efetivo de trabalho ( $P_{fe}$ ).

Equivalência análoga entre a ângulo de inclinação da superfície usinada em relação a linha de centro do eixo-árvore [25].

$$a_e = \sqrt{(8.R.R_t - 4R^2)\cos\theta} \quad (4)$$

### 2.1.3 Orientações de trajetória de corte no fresamento com fresas de topo esférico

Nessa mesma esteira, a usinagem com fresas de topo esférico, e sua característica movimentação da ferramenta em superfícies inclinadas, ocasionam às operações de fresagem descendentes e ascendentes – Figura 7 (a e b). Sendo que, nas operações de fresagem ascendente, vibrações tendem a se formar, comprometer o acabamento superficial e aumentar o estresse residual. Além disso, o erro de forma é mais elevado nessa estratégia, devido à maior aresta de corte em contato com o material na passagem desta pela superfície ideal. A maior parte desses fatores ponderam a ocasionar redução da vida útil da aresta de corte, que ocorre devido ao aumento da velocidade de corte que, para uma mesma rotação, é maior nessa estratégia em decorrência do diâmetro efetivo de corte, em geral, ser também mais elevado [8, 11, 14, 31, 32, 33].

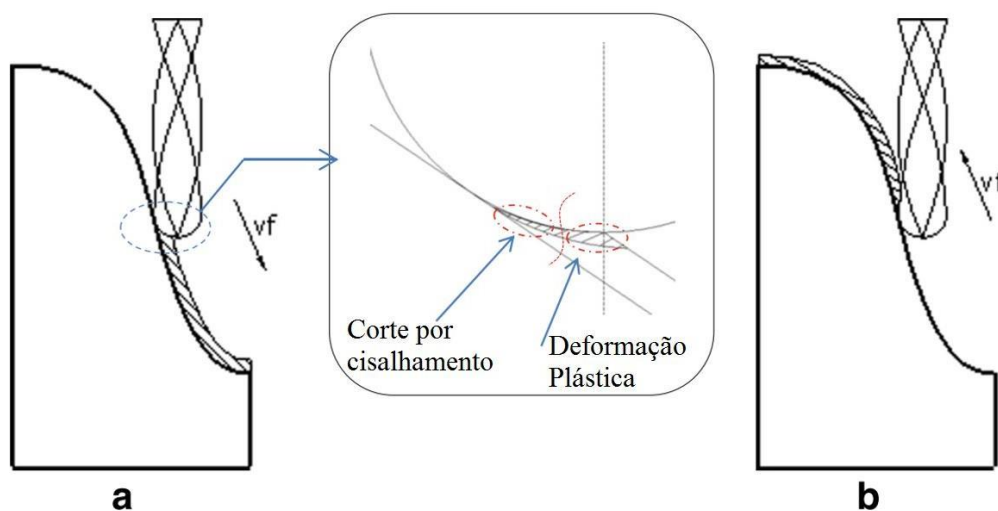


Figura 7 - Usinagem descendente (a) usinagem ascendente (b) e mecanismos de remoção de material por cisalhamento e deformação plástica com engajamento da ponta da fresa de topo esférico[10]

É evidente que em função do alto grau de utilização dessa ferramenta na indústria de moldes e matrizes, vários estudos têm sido conduzidos com o objetivo de melhor entender os fenômenos que regem esse tipo de processo. Entretanto, seu completo

entendimento, devido a diferença drástica em relação aos processos convencionais de fresamento, ainda não foi possível [11], [29]. Nesse interim, de Souza *et al.* [10], [30] e Fontaine *et al.* [31] realizaram investigações sobre o fenômeno de corte em fresamento de superfícies com forma livre, utilizando fresa de topo esférico na manufatura de moldes e matrizes concluindo que o engajamento da ponta da ferramenta no corte ocasiona efeitos indesejáveis ao corte, como o aumento da força de corte e rugosidade superficial, bem como a instabilidade no corte.

Por outro lado, Scandiffio *et al.* [11] obtiveram resultados favoráveis ao engajamento da ponta da ferramenta no corte, na usinagem de materiais endurecidos, como o aumento da estabilidade de corte, redução da rugosidade superficial, com acréscimo de vida útil da ferramenta.

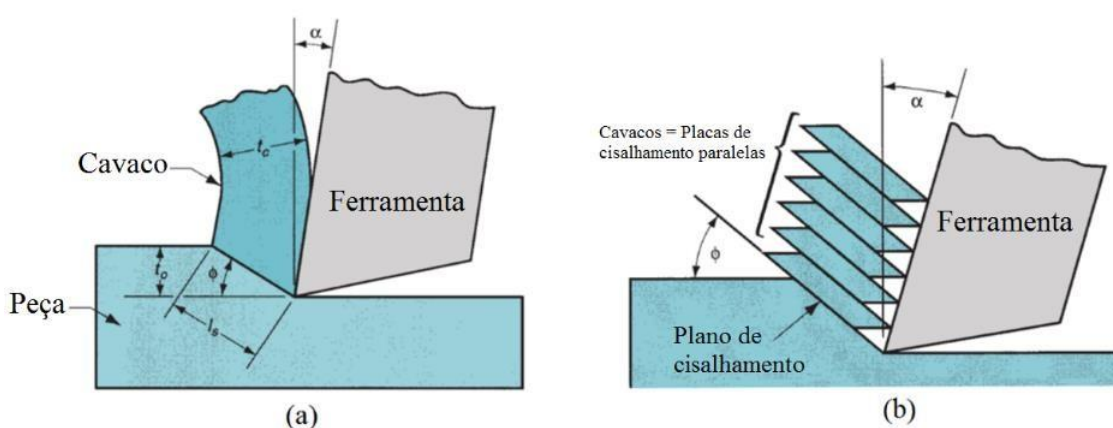
Outra questão em relação a orientações de corte, mais especificamente no que se refere ao sentido de avanço e movimento de corte, tem importância significativa nas operações de fresamento. Estas são a fresagem concordante e discordante, como já demonstrado por meio da Figura 2. De Souza *et al.* [30] concluíram, mediante diferentes orientações de trajetória de corte na fresagem de aço P20, que a estratégia de fresamento concordante apresentou maior estabilidade no corte. Adicionalmente, Vopát *et al.* [32], variando materiais de ferramentas, realizaram procedimentos de usinagem de cópia, com fresas de topo esférico de metal duro e aço rápido, com as orientações concordante e discordante, obtendo resultados de rugosidade superficial menor no fresamento discordante, entretanto, no corte concordante a vida da ferramenta foi maximizada. Além do mais, Hadi *et al.*[21] realizaram ensaios com Inconel 178, utilizando fresas de topo esférico com insertos de metal duro, recobertos pela técnica de deposição física de vapor (PVD), e, sua derradeira conclusão indicou propagação de desgaste de flanco maior na estratégia de fresamento discordante, comparado com a concordante, com o último produzindo cavacos no formato de dente-de-serra e a estratégia concordante, cavacos em formato serrado descontínuos.

## 2.2 MECÂNICA DO PROCESSO DE CORTE

### 2.2.1 Teoria da formação do cavaco

A maioria das operações de fresamento são demasiadamente complexas, mas existe um modelo, que desconsidera algumas complexidades advindas desse processo, que considera o corte apenas em duas dimensões, chamado de “modelo de corte ortogonal”. Esse modelo considera a ferramenta em formato de cunha, com aresta perpendicular à direção da velocidade de corte. Com essa força aplicada no material, o cavaco é formado por deformação cisalhante ao longo de um plano chamado “plano de cisalhamento” com ângulo  $\phi$  em relação a superfície de trabalho. Nesse modelo a ferramenta possui apenas dois elementos de geometria: ângulo de saída  $\alpha$  e ângulo de incidência, ou folga,  $\gamma$ . A distância medida perpendicularmente entre a superfície, antes da remoção do cavaco, e a extremidade da ponta da ferramenta, é a espessura do cavaco antes de sua remoção,  $t_0$ . Porém, a deformação do material/cavaco ao longo do plano cisalhante, como mostrado na Figura 8 (a), ocasiona um acréscimo de espessura do cavaco tornando-o com dimensões  $t_c$ . A relação entre essas duas espessuras,  $t_0$  e  $t_c$ , é chamada de “taxa de espessura do cavaco”  $r$ , como demonstra a Equação 5 [18], [20], [22], [23], [33], [34].

$$r = \frac{t_0}{t_c} \quad (5)$$



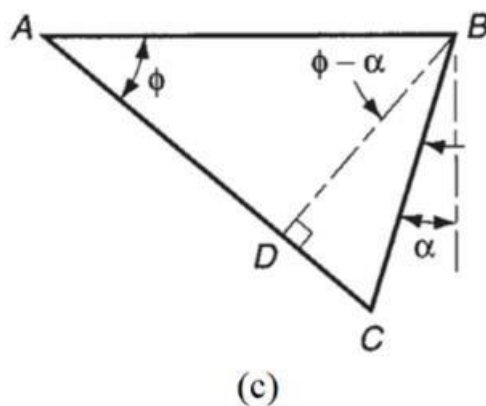


Figura 8 - (a) Plano ortogonal de corte com ângulo de cisalhamento, ângulo de saída, comprimento e espessura inicial e final do cavaco; (b) placas de cisalhamento paralelas ao plano de cisalhamento e (c) triângulo de tensão de cisalhamento [33]

A geometria do modelo de corte ortogonal permite estabelecer uma relação importante entre a taxa de espessura do cavaco ( $r$ ), o ângulo de saída ( $\alpha$ ) e o ângulo do plano de cisalhamento ( $\phi$ ). Sabendo que  $l_s$  é o comprimento do plano de cisalhamento. Fazendo as devidas substituições de  $t_0 = l_s \text{sen}\phi$  e  $t_c = l_s \text{cos}(\phi - \alpha)$ , tem-se [20]:

$$r = \frac{l_s \text{sen}\phi}{l_s \text{cos}(\phi - \alpha)} = \frac{\text{sen}\phi}{\text{cos}(\phi - \alpha)} \quad (6)$$

Rearranjando para determinar  $\phi$ :

$$\tan\phi = \frac{r \text{cos}\alpha}{1 - r \text{sen}\alpha} \quad (7)$$

A tensão de cisalhamento que ocorre ao longo do plano de cisalhamento, como pode ser visto na Figura 8 (b), pode ser estimada examinando-se o fenômeno de deslizamento de uma série de placas deslizando contra outro na forma de cavaco. Cada placa experimenta a tensão de corte mostrada na Figura 8 (c), que pode ser expressa como:

$$\gamma = \frac{A}{\frac{B}{D}} = \frac{AD + DC}{BD}$$

Isso pode ser reduzido para a Equação:

$$\gamma = \tan(\phi - \alpha) + \cot\phi \quad (8)$$

Apesar do modelo ortogonal apresentar uma forma teórica simplificada de corte em metais, sabe-se que existem diferenças entre o processo previsto nesse modelo em comparação ao que ocorre realmente. Três diferenças relevantes podem ser levantadas:

(1) a deformação por cisalhamento não ocorre ao longo de um plano, mas sim numa zona, além do mais, existe uma (2) zona secundária provocada pela ação do atrito na superfície de saída da ferramenta em contato com o cavaco, entretanto, essas zonas são tão finas que não afetam a precisão, e (3) a formação do cavaco depende do tipo do material usinado e das condições de corte da operação, sendo que o parâmetro de maior significância é o avanço de corte [18], [23], [33].

A formação do cavaco ocorre de maneiras distintas e seus tipos podem ser classificados de forma fenomenológica [35], como se segue:

→ **Cavacos contínuos** são o tipo de cavaco predominantemente formado em materiais dúcteis, caracterizados pela deformação uniforme da estrutura do material do cavaco, sendo a causa assumida temporalmente por condições altamente uniformes de fricção entre o cavaco e a ferramenta. Esse tipo de cavaco surge quando o material possui suficiente deformabilidade, com grau de deformação do plano de cisalhamento maior que o limite de ruptura ( $\epsilon_B > \epsilon_0$ ) - Figura 11 - [35]. O potencial de formação de fitas contínuas é aumentado no uso de altas velocidade de corte nesse tipo de material, somados a baixas profundidades de corte, bem como taxas de avanço reduzidos. Preparações de arestas afiadas, baixo coeficiente de atritos entre a ferramenta e o cavaco e ângulos de saída elevados contribuem para a formação de cavacos contínuos [20], [22], [23].

- **Cavacos lamelares** possuem forma semicontínua, com aparência de dente-de-serra formada pela ação de tensões cíclicas – alta e baixa – de cisalhamento. Sua formação é caracterizada por uma estrutura de material deformada irregularmente entre o cavaco e a ferramenta, cuja causa é explicada por condições de fricção, temporalmente, altamente modificadas entre o chip e a ferramenta (*stick-slip*) ou por transferência dinâmica de tensão. Cavacos lamelares se formam quando o grau de deformabilidade do material ( $\epsilon_0$ ) é maior que o limite de fratura do material ( $\epsilon_B$ ), porém, menor que o ponto de fragmentação ( $\epsilon_F$ ) do material usinado ( $\epsilon_B < \epsilon_0 < \epsilon_F$ ) [35].
- Se a condição de tensão na zona de cisalhamento exceder a deformabilidade do material, também conhecida como resistência ao cisalhamento, ( $\epsilon_F < \epsilon_0$ ) há um

descolamento de áreas de material, que então se fundem uma com a outra novamente. Isso leva à formação de **cavacos segmentados**. Isto pode ser concebido como um caso especial de formação de cavacos lamelares, no qual também surgem deformações altamente localizadas (bandas de cisalhamento). A formação deste tipo de cavaco não é exclusiva de materiais frágeis, como o ferro fundido, pois, se a deformação causar fragilização da microestrutura do material, este tipo de cavaco poderá se fazer presente [35]. Este tipo de cavacos é o que está mais associado com materiais de difícil usinabilidade como ligas de titânio, superligas a base de níquel e aço inoxidável austenítico, todavia, cavacos segmentados podem ocorrer em velocidades de corte extremamente baixas ( $v_c = 1 - 3 \text{ m/min}$ ) [32, 34]. Adicionalmente, esse fenômeno também está presente na usinagem de materiais mais comuns quando utilizado altas velocidade de corte.[20], [21], [33]. A Figura 9 demonstra uma amostra de cavaco, do tipo serrilhado, obtida por usinagem com fresa de topo esférico na usinagem de Inconel 718, uma liga de níquel, cromo e molibdênio de difícil usinabilidade, com estratégia de corte concordante [21].

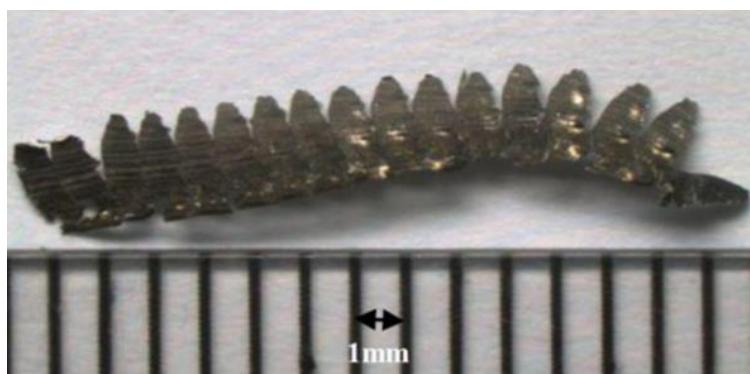


Figura 9 - Cavaco serrilhado obtido por usinagem de material Inconel 718, com fresa de topo esférico em estratégia de corte concordante [21]

- O processo de formação de **cavacos descontínuos** basicamente se distingue dos outros pelo fato de que nenhuma deformação plástica ocorre antes da fratura, mas a fratura ocorre sem deformação plástica. Cavacos descontínuos podem ser observados no caso de materiais com propriedades elevada fragilidade, por exemplo: ferro fundido, pedra, plástico reforçado com fibra ou titânio alumínio. Os cavacos não são destacados, mas são arrancadas da superfície, muitas vezes causando danos devido a pequenas rupturas da superfície da peça de trabalho [35]. Elevado atrito na interface ferramenta-cavaco, altas taxas de avanço e

profundidade de corte, promovem a tendência na formação desse tipo de cavaco [22], [33]. A Figura 10 mostra cavacos descontínuos obtidos na usinagem de Inconel 718 pelo processo de fresamento.

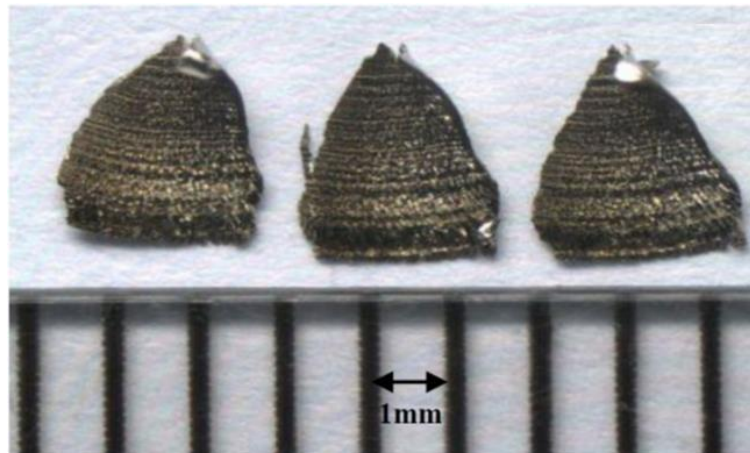


Figura 10 – Cavaco descontínuo obtido por usinagem de material Inconel 718, com fresa de topo esférico em estratégia de corte concordante [21]

Os tipos de cavacos descritos anteriormente são sumarizados na Figura 11, que os correlaciona com o gráfico de tensão-deformação de materiais com diferentes propriedades mecânica.

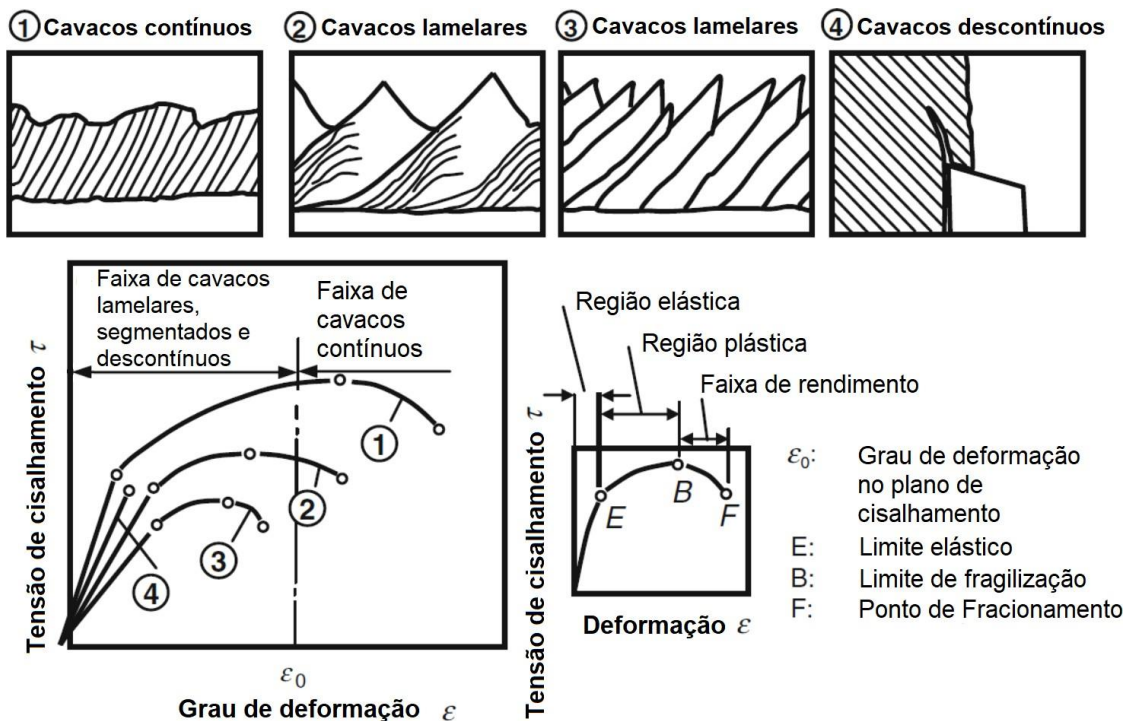


Figura 11 – Tipos de cavacos dependendo das propriedades dos materiais [36]



Adicionalmente, Groover [33] menciona os **cavacos contínuos** formados pela ação de **aresta postiça**, na língua inglesa esse fenômeno é conhecido como *built-up edge* (BUE). Esta se forma, geralmente, quando materiais dúcteis são usinados, de baixa a altas velocidades de corte, onde atrito entre a ferramenta e o cavaco tendem a causar aderência de material, da peça usinada, na superfície de saída da ferramenta, próximo a aresta de corte, Figura 12. A formação de aresta postiça – BUE – é cíclica; há a formação, crescimento, com adesão de cada vez mais material e posterior quebra dessa aresta postiça pela instabilidade no corte gerada. Boa parte do material da BUE é levada com o cavaco, todavia, pode ocorrer de pedaços da superfície de saída da ferramenta serem agregado a essas partículas, reduzindo a vida útil da ferramenta, bem como ocasionando o desgaste por craterização pela forma nessa mesma superfície.[20], [33].

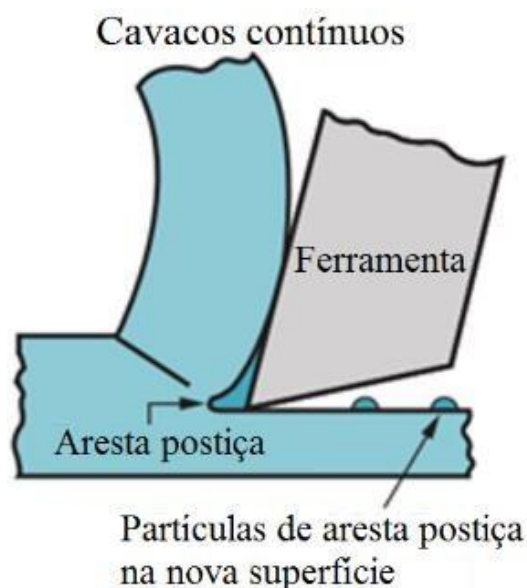


Figura 12 – Cavaco contínuo formado por aresta postiça (BUE) e partículas deixadas na superfície acabada [33]

### 2.2.2 Forças no fresamento

O fresamento é caracterizado pela intermitência no corte, uma vez que a ferramenta gira em círculo, as arestas de corte participarão do corte sucessivamente, sendo assim, a frequência da força de corte depende da velocidade de rotação do fuso e do número de dentes da ferramenta [26]. As dimensões de corte são o fator mais influente na força e na potência necessária para a usinagem [37], sendo que, ao contrário do torneamento, no processo de fresamento a espessura do cavaco não é uniforme e sua variação pode ser expressa pela Equação 8, onde  $c$  é a taxa de avanço (mm/rev-dente) e  $\phi_i$  é o ângulo de imersão instantâneo [18].

$$h(\phi_i) = c \sin \phi_i \quad (9)$$

Além do mais, considerando essa dinâmica, existem vários métodos para prever as forças de corte no fresamento, como: método baseado na mecânica do processo de corte, método numérico, método empírico, método estático ou dinâmico e o método mecanicista. Essa última, parte da hipótese que relaciona as forças de corte sobre a aresta, com a variação do tamanho do cavaco removido, por meio do coeficiente de força de corte que quantifica a usinabilidade do material. Esses coeficientes são obtidos experimentalmente ajustando o modelo às forças medidas em uma série de testes experimentais [25], [38]. Ou seja, as forças de corte são proporcionais a área de seção transversal, instantânea, do cavaco, a qual é expressa pelo produto da profundidade de corte ( $a_p$ ) pela espessura do cavaco ( $h$ ).

O critério mais aceito é distribuir a força de corte em três componentes na aresta de corte - Figura 13. A maior, sendo a força de corte ( $F_t$ ) - Equação 10 -, agindo na direção da velocidade de corte, seguida pela força radial ( $F_r$ ) - Equação 11 -, agindo na direção da formação do cavaco, e pôr fim a força axial ( $F_a$ ) - Equação 12 - [38], sendo que, para fresas de topo, quando o ângulo de hélice da ferramenta é  $90^\circ$ , a força axial ( $F_a$ ) é nula [18]. Adicionalmente, a força de corte ( $F_t$ ), força radial ( $F_r$ ) e força axial ( $F_a$ ) podem ser expressas por componentes de cisalhamento -  $F_{tc}$ ,  $F_{rc}$  e  $F_{ac}$  - e componentes de contato com aresta -  $F_{te}$ ,  $F_{re}$  e  $F_{ae}$ , pelas Equações 10 - 12, onde os coeficientes de força de corte por cisalhamento do cavaco -  $K_{tc}$ ,  $K_{rc}$ ,  $K_{ac}$  - podem ser expressos como uma função do ângulo de saída, tensão de cisalhamento do material e coeficiente de fricção entre o cavaco e o ângulo de saída da ferramenta [39]. Os coeficiente de força de aresta -  $K_{te}$ ,  $K_{re}$ ,  $K_{ae}$  - são encontrados empiricamente por meio de testes de corte pela extrapolação das medidas de força em espessuras igual a zero ( $h = 0$ ) [38].

$$F_t = F_{tc} + F_{te} = K_{tc}ah + K_{te}a \quad (10)$$

$$F_r = F_{rc} + F_{re} = K_{rc}ah + K_{re}a \quad (11)$$

$$F_a = F_{ac} + F_{ae} = K_{ac}ah + K_{ae}a \quad (12)$$

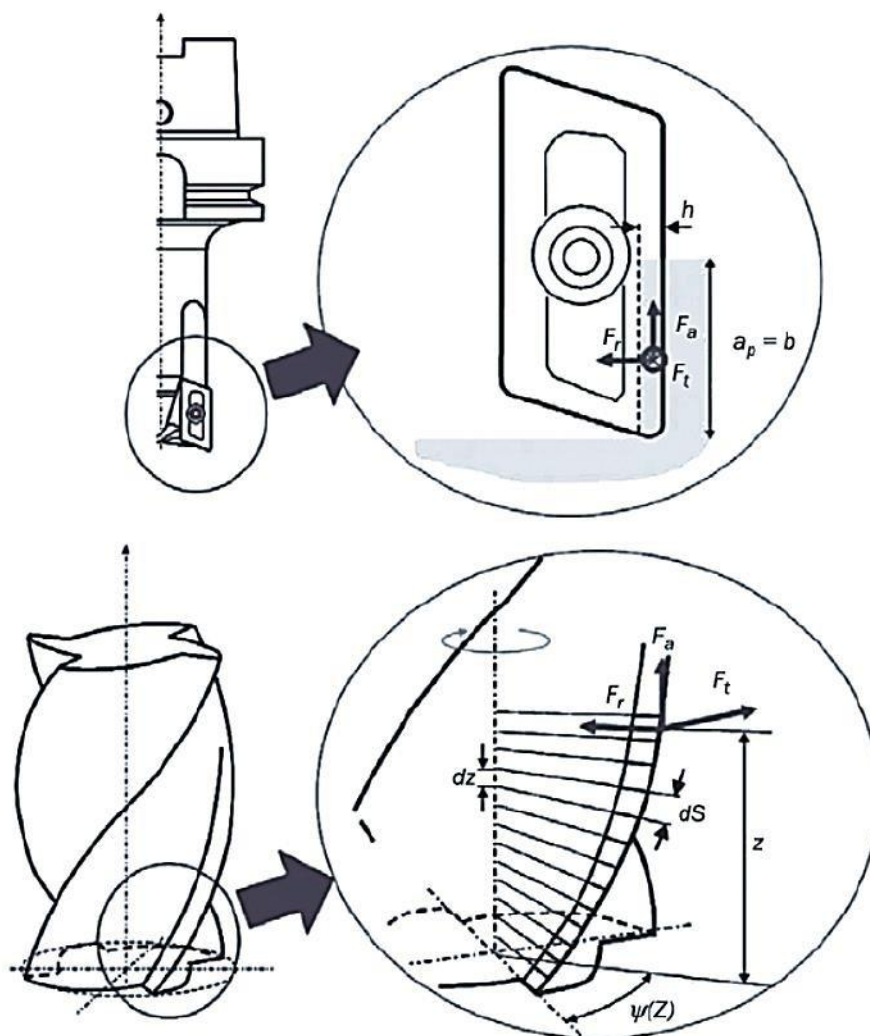


Figura 13 – Componentes de força tangencial ( $F_t$ ), radial ( $F_r$ ) e binormal ou axial ( $F_a$ ): ferramenta com ângulo de hélice  $90^\circ$  - acima; ferramenta com ângulo de hélice diferente de zero [25]

Por meio do uso das componentes cartesianas de força, a força de corte instantânea resultante na ferramenta, ou peça, é dada pela Equação 13 [18], [23].

$$F_c = \sqrt{F_t^2 + F_r^2 + F_a^2} \quad (13)$$

Desconsiderando as vibrações auto excitadas, advindas, por exemplo, da variação da espessura do cavaco, a flutuação da força de corte nas operações de fresamento é a fonte mais significativa de vibrações forçadas. Em geral são consideradas mais altas que distúrbios de forças causadas por massas desbalanceadas, passo incorreto de dentes de engrenagem, motores elétricos, dentre outros [40]. Esse fenômeno de variação de forças

é influenciado pela imersão da ferramenta na peça de trabalho. A Figura 14 mostra a variação da força de corte resultante em diferentes imersões no corte, sendo que é possível verificar que na usinagem discordante o cavaco começa com seção mínima, o que ocasiona força de corte inicial baixa com aumento gradativo a medida que a aresta completa seu movimento. Por outro lado, no fresamento concordante o cavaco começa em sua espessura máxima e se reduz ao mínimo, analogamente isso ocorre com a força de corte resultante.

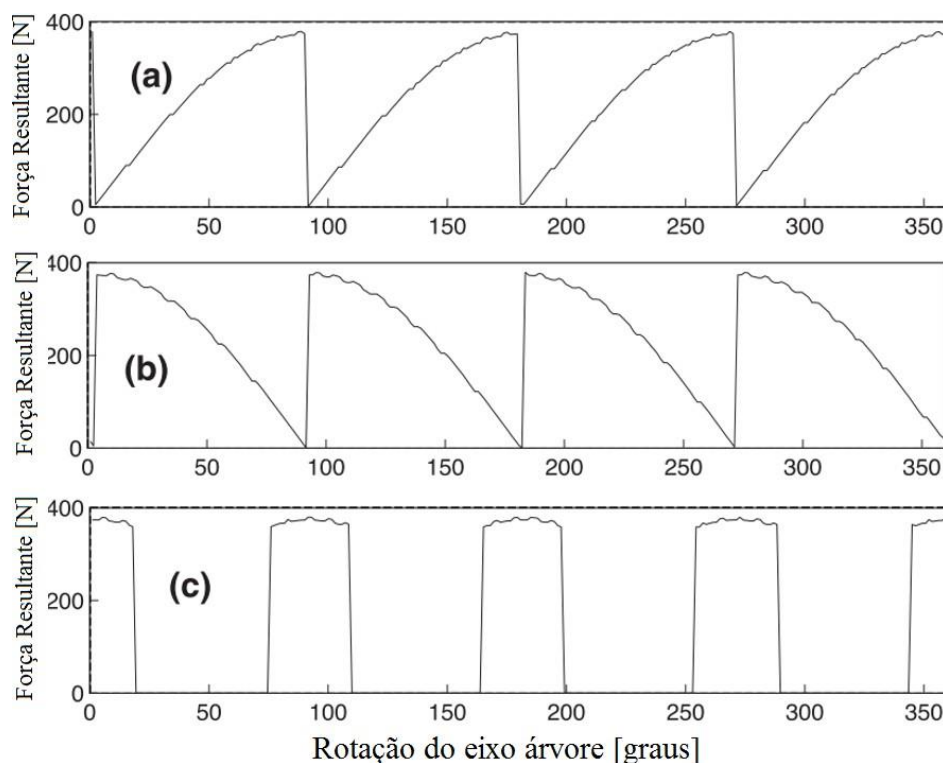


Figura 14 – Fenômeno de flutuação da força de corte na usinagem de face. (a) meia imersão discordante, (b) meia imersão concordante e (c) ferramenta centrada no material [18]

### 2.2.3 Forças no fresamento com fresa de topo esférico

Em processos de fresamento, poucos estudos têm sido conduzidos no sentido de verificar a influência de certos fatores sobre as forças de corte, ou seja, o quão significativo alguns parâmetros são para prever níveis de forças de corte e sua evolução [31]. No fresamento com fresas de topo esférico, os principais parâmetros são as condições de corte, a depreciação da ferramenta, o fenômeno de deformação plástica, e a inclinação entre ferramenta e a superfície usinada [31].

Wojciechowski *et al* [39] realizaram estudos no sentido de verificar a influência do ângulo de inclinação de rampa no processo de fresamento com fresa de topo esférico. Lançaram mão de métodos numéricos e experimentais, e como parâmetros de resposta

foram utilizadas as forças de corte e vibrações. Com isso, puderam concluir que o ângulo de corte tem influência qualitativa e quantitativa sobre as forças de corte. Com o aumento do ângulo de rampa foi possível constatar que houve diminuição significativa das forças de corte. Fontaine *et al* [31] variando ângulos de rampa, também empregando fresas de topo esférico, concluíram que em usinagens descendentes é mais favorável para cortes em trajetória e profundidades de corte pequenas, por outro lado, cortes ascendentes são mais favoráveis na usinagem de ranhuras em que a ponta da ferramenta está engajada no corte. Ambas conclusões baseadas na verificação das forças de corte por meio de simulação e experimentalmente. Kull Neto *et al* [41] encontraram correlação entre as forças de corte e parâmetros de rugosidade, sendo que em estratégia ascendente foram encontrados os melhores resultados de acabamento superficial. Corroborando a isto, Tan *et al* [26], encontraram maiores forças de corte no processo de fresamento com fresa de topo esférico em usinagens descendentes, como consequência da ação da estratégia discordante atuando próximo a ponta da ferramenta, ademais, também obtiveram valores mais reduzidos de rugosidade para usinagens ascendentes, porém, com maiores forças de corte, o que resultou em redução da vida útil em função da maior velocidade de corte na periferia da ferramenta.

## 2.3 VIBRAÇÕES NA USINAGEM

As operações de usinagem são invariavelmente acompanhadas de vibrações relativas na interface ferramenta-peça, e essas podem ocorrer devido a uma ou mais causas agindo simultaneamente, a saber: falta de homogeneidade no material usinado; variação na seção transversal do cavaco; distúrbios na peça ou ferramenta; geração de cargas dinâmicas por aceleração/desaceleração de massas dos componentes; vibrações transmitidas do ambiente e vibrações auto excitadas produzidas no processo de corte ou por fricção – *chatter* [42].

Adicionalmente, esses fenômenos são uma das maiores limitações de produtividade em processos de fabricação com remoção de material. Entretanto, ao contrário do que é conhecido por muitos, não ocorre apenas de uma forma, ou seja, não existe apenas um mecanismo de vibração [43]. Vibrações livres, vibrações forçadas e vibrações auto excitadas, estão presentes em processos de usinagem [19], [45 – 49]. Dentre essas, a auto excitada, no inglês, *chatter*, possui maior influência, pois ocasiona superfície com baixa qualidade, imprecisão inaceitável, excessivo ruído, acelera o

desgaste das ferramentas de corte, redução na taxa de remoção de material, aumento dos gastos pelo aumento no tempo de produção, desperdício de material, desperdício de energia por trabalho mecânico, amortecimento e atrito, impactos ambientais em termos de material e energia, custos com reciclagem, reprocessamento e desperdício de peças finais inválidas para pontos de reciclagem, e danos a componentes de máquina-ferramenta, como por exemplo os rolamentos [38], [48 – 52].

Existem variadas vertentes que contribuem para a formação de *chatter*, incluindo os efeitos induzidos pelas forças de corte, que podem ser resultados de mudanças na velocidade de corte, área de seção transversal do cavaco, atrito na interface ferramenta-cavaco, BUE, variações na composição do material, sendo que o mais comum é a modulação do processo de vibrações regenerativas [44], [49]. Além do mais, quando a operação se torna excessivamente ruidosa, com a presença de vibrações, podem ocorrer deflexões na ferramenta que alteram, além do já citado acabamento superficial, as dimensões finais da peça, provocadas pela formulação de ondas na superfície, ou seja, há uma perda na precisão dimensional [33], [44].

Adicionalmente, vibrações geralmente são evitadas mediante aumento de rigidez da interface ferramenta-peça, ou reduzindo a largura e a profundidade do corte. Ambas promovem o processo a zonas mais estáveis [49]. Todavia, existem casos de usinagem que tais medidas não são possíveis, como no caso de peças para a indústria aeroespacial que requerem componentes o mais leve possível, para redução do consumo de combustível, e possuem características de paredes finas com elevado comprimento, o que remete a um corpo de baixa rigidez, por outro lado, essas peças requerem velocidade de produção, então, a redução da largura e profundidade do corte ocasionaria demasiado sacrifício de produção [51].

Diante do exposto, é notável que as tecnologias envolvidas em operações de usinagem tiveram elevado desenvolvimento com a implementação de automatização das máquinas operatrizes, e há uma tendência em observar estudos relacionados às vibrações em processos de fabricação, em especial, os com remoção de material com geometria definida [47]. Com isso, a capacidade de produção teve aumento mediante desenvolvimento de novos conceitos, dispositivos, materiais, ferramentas, revestimentos, estruturas, dentre outros [51]. Por conseguinte, todas essas melhorias são possíveis por meio da geração de conhecimento, então, nesses processos, compreender os efeitos que envolvem esse fenômeno é de suma importância e se torna um fator chave para a usinagem. Todavia, no conhecimento desse assunto ainda existem várias lacunas devido

à complexidade do comportamento que o sistema dinâmico, composto de vários elementos como ferramentas de corte, porta-ferramentas, material da peça, estrutura da máquina ferramenta e parâmetros de corte, possui [47], [52]. Diante disso, prever sua ocorrência ainda é o objetivo de muitos pesquisadores, mesmo que o estudo das vibrações auto excitadas já venha sendo trabalhado há algum tempo atrás [43], [47], [50].

### 2.3.1 Teoria das vibrações

Sistemas vibratórios compreendem mecanismos de armazenamento de energia potencial (mola), mecanismos de armazenamento de energia cinética (massa ou inércia) e mecanismo pelo qual a energia é perdida de forma gradativa (amortecedor) [42], [53]. Na mola, responsável pelo armazenamento de energia potencial, a variação no comprimento é proporcional a força agindo ao longo de seu comprimento, conforme Equação 14, e Figura 15.

$$F = k(x - u) \quad (14)$$

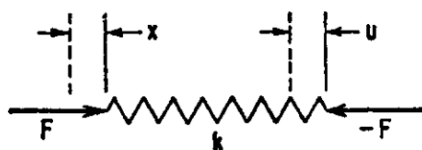


Figura 15 - Mola linear a qual o alongamento é proporcional a força aplicada [42]

A massa responsável pelo armazenamento de energia cinética ou potencial, é um corpo rígido, no qual a aceleração  $\ddot{x}$ , de acordo com a segunda lei de Newton – Equação 15 – é proporcional a força resultante agindo sobre essa, conforme Figura 16.

$$F = m\ddot{x} \quad (15)$$

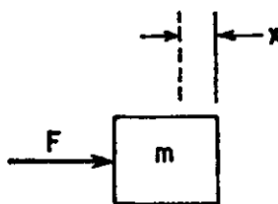


Figura 16 - Corpo rígido com aceleração proporcional a resultante de força agindo sobre esse [42]

Por fim, no amortecedor, responsável pela redução gradativa de energia no sistema, Figura 17, a força aplicada é proporcional a velocidade relativa entre os pontos de conexão, conforme Equação 16.

$$F = c(\dot{x} - \dot{u}) \quad (16)$$

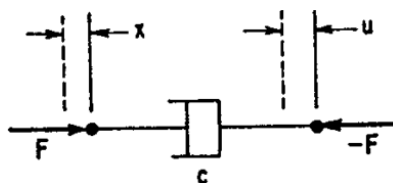


Figura 17 - Amortecedor viscoso responsável pela perda gradativa de energia no sistema [42]

A constante  $c$  é o coeficiente de amortecimento, parâmetro característico de cada sistema amortecido. Um amortecedor ideal é considerado sem massa, onde as forças opostas aplicadas se anulariam, pois possuem mesma intensidade.

Sendo assim, tem-se o modelo de vibrações com apenas um grau de liberdade pela Equação 17, combinação de massa ( $m$ ), mola ( $k$ ) e amortecimento ( $c$ ) [18].

$$m\ddot{x} = -c\dot{x} - kx + F(t) \text{ ou } \ddot{x} + 2\zeta\omega_n \dot{x} + \omega_n^2 x = \frac{\omega_n^2}{k} F(t) \quad (17)$$

### 2.3.2 Vibrações Livres

Se o sistema receber uma excitação externa, como um golpe de martelo, por uma duração muito curta, o que o desviará da sua condição estática, e deixá-lo vibrar livremente sem a adição de mais um golpe, esse sistema estará submetido a uma *vibração livre* [18]. A amplitude decai em função do tempo mediante constante de amortecimento. Essa exerce pouca influência em estruturas de metal, sendo a rigidez e a massa responsáveis por aquela característica em sua maioria [18], [42], [44], [47], [50]. Na ausência da constante de amortecimento ( $c=0$ ) no sistema, a frequência de vibração angular natural é dada pela Equação 18 [3], [33].

$$\omega_n = \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (18)$$



A fração de amortecimento crítica é definida como  $\zeta = c/2\sqrt{km}$ , a qual é sempre inferior quando comparadas a de estruturas metálicas, pois na maioria  $\zeta < 0,05$  [18], [42]. A frequência natural amortecida dessa estrutura é definida pela Equação 19 [18], [42].

$$\omega_d = \omega_n \sqrt{1 - \zeta^2} \quad (19)$$

Assumindo que a massa é livre de qualquer força externa e deslocada estaticamente por uma quantidade  $x_0$  e o sistema seja liberado, o movimento de vibração livre pode ser descrito pela Equação 20 [18], [42].

$$x(t) = x_0 e^{-\zeta \omega_n t} \cos \omega_d t \quad (20)$$

### 2.3.3 Vibrações Forçadas

As vibrações forçadas estão sempre presentes no fresamento, pois na remoção do material há forças dinâmicas, variáveis no tempo, que atuam no sistema flexível, compostas pela máquina-ferramenta, ferramenta de fuso, peça de trabalho. As forças de corte que geram esse tipo de vibração possuem as seguintes características [54]:

- **Magnitude variável:** A magnitude da força de corte em uma aresta de corte é proporcional à espessura do cavaco que corta. Assim, a magnitude da força de corte envolvida varia conforme a espessura do cavaco varia com a posição angular do dente.
- **Direção variável:** A rotação da ferramenta varia continuamente a projeção das forças de corte nos dentes do eixo da máquina-ferramenta.
- **Natureza interrompida:** Mesmo fresagem com imersão total, ou seja, com a ferramenta penetrando no material com o seu diâmetro total, em cada rotação os dentes entram e saem da área de corte, de modo que as forças de corte sobre esses dentes se anulam. Quanto menor a imersão radial, menor o tempo que os dentes atuam no corte.
- **Corte com múltiplos dentes:** Geralmente, há vários dentes no corte e a força total que atua no sistema de máquina-ferramenta, ferramenta e peça de trabalho é a contribuição de todos eles.

- **Caráter periódico:** As forças de corte na fresagem com ferramentas padrão são periódicas na frequência de passagem do dente -  $f_t$ . Analisando o conteúdo da frequência, vários harmônicos superiores são usuais [55]. Se houver problemas de balanço da ferramenta, também aparecerão vários picos em múltiplos da frequência de rotação. Ferramentas com um passo variável ou um ângulo de hélice variável são frequentemente usadas para quebrar essa periodicidade, no entanto, uma vez que a periodicidade dos impactos do dente é uma das razões para o aparecimento de vibração regenerativa [51], [56].

Vibrações forçadas podem ser consideradas como sendo uma resposta periódica a uma excitação contínua, cuja magnitude varia sinusoidalmente com o tempo [42]. A excitação pode ocorrer de duas formas: aplicada ao sistema – geralmente a força de vibração é aplicada diretamente à massa do sistema com um grau de liberdade, e o resultado é expresso em termos de amplitude resultante do movimento da massa, ou fração da amplitude de força de vibração transmitida através do suporte do sistema, em que o termo aplicado para esse fenômeno também é conhecido como transmissibilidade de força – e movimento na estrutura fundação que suporta o sistema, onde a resposta resultado é expresso em termos de amplitude do movimento relativo da massa com a amplitude do movimento da estrutura fundação. Nesse último, o termo utilizado é transmissibilidade de movimento [42]. Para força sinusoidal  $F = F_0 \text{sen} \omega t$ , aplicada diretamente à massa, em sistemas de um grau de liberdade, a Equação 21 pode ser utilizada.

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = F_0 \text{sen} \omega t \quad (21)$$

A oscilação da frequência natural  $\omega_n$  decai para zero gradativamente em sistemas físicos em decorrência do amortecimento, sendo que em sistemas amortecidos a vibração natural é rapidamente amortecida e somente solução estacionária é considerada [42].

A movimentação resultante ocorre à frequência de força  $\omega$ , com coeficiente de amortecimento  $c$  maior que zero, a fase entre a força e o resultado de movimentação diferente de zero. Então, a amplitude de deslocamento e respectiva fase é obtida mediante Equação 22 e 23, respectivamente [42].

$$\frac{x}{F_0/k} = \frac{\text{sen}(\omega t - \theta)}{\sqrt{\left(1 - \frac{\omega^2}{\omega_n^2}\right)^2 + \left(\frac{2\zeta\omega}{\omega_n}\right)^2}} \quad (22)$$

$$\theta = \tan^{-1}\left(\frac{\frac{2\zeta\omega}{\omega_n}}{1 - \frac{\omega^2}{\omega_n^2}}\right) \quad (23)$$

Em operações de fresamento, vibrações forçadas aparecem devido à excitações harmônicas externas, sendo a principal fonte dessas vibrações ocasionadas pelo processo cíclico de entrada e saída da aresta de corte na peça usinada – excitação aplicada ao sistema [43], [52], [57]. Contudo, vibrações forçadas também podem ser associadas a ferramentas ou rolamentos desbalanceados, ou podem ser transmitidas por outras máquinas ferramenta através do piso da fábrica – movimento na estrutura fundação que suporta o sistema [42], [47]. Outro aspecto a ser considerado e de elevada importância, é que as frequências de vibrações forçadas, causadas pela entrada e saída da aresta de corte no material, quando próximas à frequência natural do sistema tendem a ocasionar vibração de ressonância [48].

Do ponto de vista da ferramenta, a vibração excessiva forçada reduz principalmente a vida útil da ferramenta. Do ponto de vista da peça de trabalho, especialmente a fresagem de peças finas, a vibração excessiva forçada significa um acabamento superficial ruim e um ruído que pode se tornar um problema de saúde para o operador da máquina-ferramenta [54].

Além disso, também pode criar um erro geométrico, conhecido como erro de localização de superfície, que ocorre devido a diferença entre a posição da superfície deixada pela ferramenta e a localização de superfície desejada. Um esquema do fenômeno deste tipo de erro é fornecido na Figura 18. Mesmo sob condições de corte estáveis, a ferramenta sofre vibrações periódicas (forçadas) que dependem da rigidez dinâmica do sistema e da frequência de excitação, bem como de outros parâmetros do processo. A posição da ferramenta no seu ciclo periódico de vibração à medida que sai (corte concordante) ou entra (discordante) o corte determina a localização real da superfície usinada. Dependendo da frequência de excitação, que é governada pela velocidade do fuso e pelo número de dentes no cortador, a superfície pode ser rebaixada (menos material removido do que o desejado) ou aumentada (mais material removido) [58].

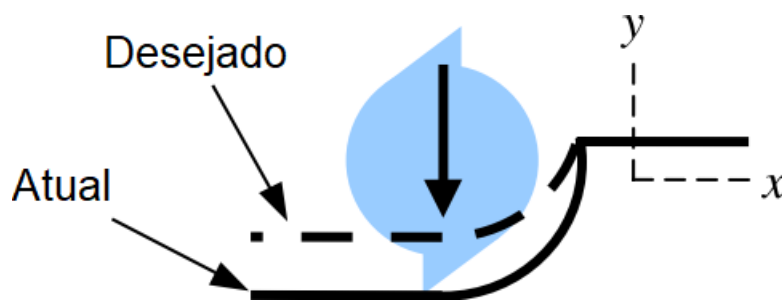


Figura 18 - Superfície com corte excessivo no fresamento concordante devido à posição da aresta da ferramenta na saída do corte. O erro é denominado como vibrações da direção  $y$  [58]

#### 2.3.4 Vibrações auto excitadas na operação de fresamento – *chatter*

A ocorrência de vibrações no fresamento pode ser atribuída a duas maiores causas: além das vibrações forçadas pela passagem dos dentes, vista anteriormente, e as vibrações auto excitadas – *chatter* [48], [59]. Esta é um fenômeno vibratório anômalo que pode surgir em processos de usinagem para determinadas combinações de parâmetros de corte e outros fatores. É caracterizada por movimentos instáveis e caóticos do sistema de usinagem e pela forte flutuação das forças de corte, que tendem a amplificar e reforçar o fenômeno. É um evento indesejado, pois pode causar desgaste anormal da ferramenta ou quebra da ferramenta, danos na estrutura de ferramentas e nos rolamentos do fuso da máquina operatriz. Além disso, pode afetar seriamente a rugosidade da superfície usinada e a precisão dimensional requerida na peça de trabalho [60].

Além do mais, as vibrações auto excitadas é o tipo de vibração mais prejudicial para a segurança e qualidade nas operações de usinagem, sendo que existem basicamente duas fontes principais dessas na usinagem de metais: (a) acoplamento de modo e (b) regeneração de ondulação [18], [50], [61]. A primeira pode ser visualizada somente quando as vibrações resultantes dentre a ferramenta e a peça de trabalho existam simultaneamente em pelo menos duas direções no plano ortogonal de corte, conforme expresso simbolicamente pela Figura 19.

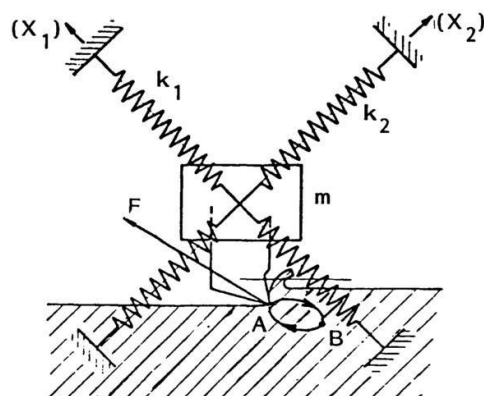


Figura 19 - Mecanismo de vibração auto excitada por acoplamento de modo [50]

A segunda é o tipo mais comum de vibração auto excitada, o que a torna o alvo principal de diversos pesquisadores devido à sua elevada importância nos processos de fabricação por usinagem [47]. Essa é causada mediante cortes sobrepostos, por marcas da ferramenta deixadas pela passagem da aresta de corte atuando no passe anterior, tornando esse fenômeno fonte amplificadora desse tipo de vibração. Isso ocorre em função das vibrações auto excitadas presentes nos processos de usinagem na geração de espessura dinâmica do cavaco, onde um dos modos estruturais do sistema máquina-ferramenta-peça é inicialmente excitado pelas forças de corte, uma superfície com formato ondulado é deixada durante a prévia passagem do próximo dente, no processo de fresamento, e essa é removida ciclicamente durante o processo, também deixando formato ondulado no acabamento em função de vibrações estruturais [18], [42], [47], [50], conforme Figura 20.

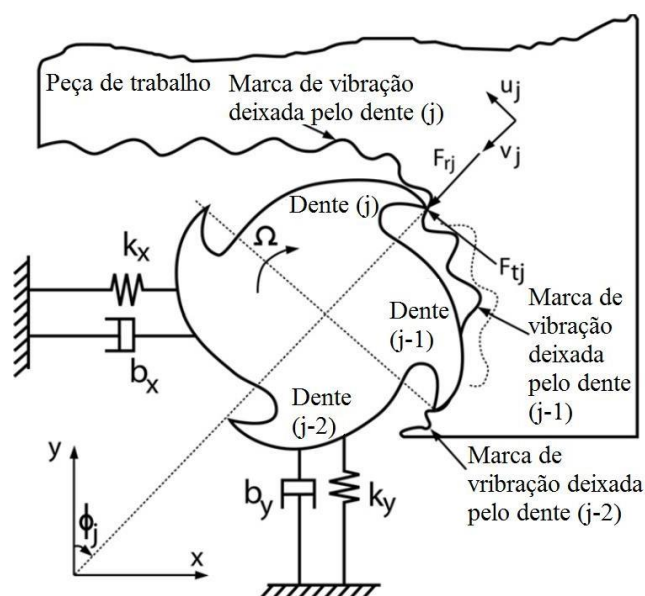


Figura 20 - Representação esquemática do mecanismo de vibração auto excitada regenerativa no processo de fresamento com dois graus de liberdade [18]

Dependendo do ângulo de fase entre as ondulações sucessivas, essa espessura dinâmica do cavaco pode variar entre zero, para fase equivalente a zero radiano, e máximo, para fase equivalente a  $\pi$  radiano. Isso pode ser melhor compreendido mediante visualização da Figura 21.

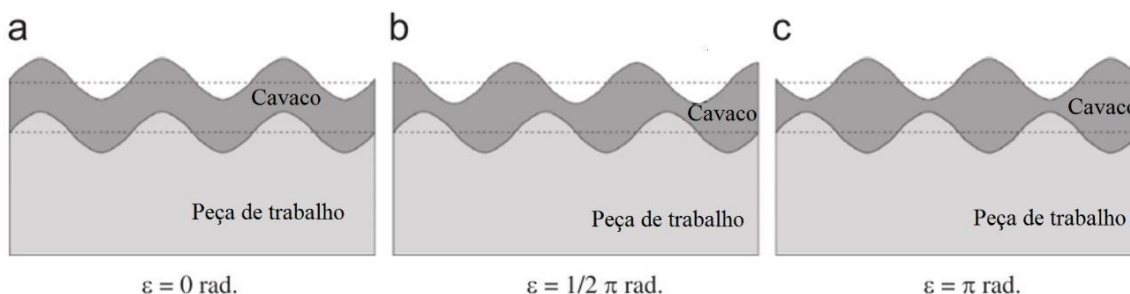


Figura 21 - Efeito do ângulo de fase na variação da espessura dinâmica do cavaco em processos de usinagem com a presença de vibrações auto excitadas regenerativas [47]

A Figura 22 mostra superfícies com usinagem instável, em função da presença de vibrações auto excitadas – *chatter* – e usinagem estável, livre deste fenômeno.

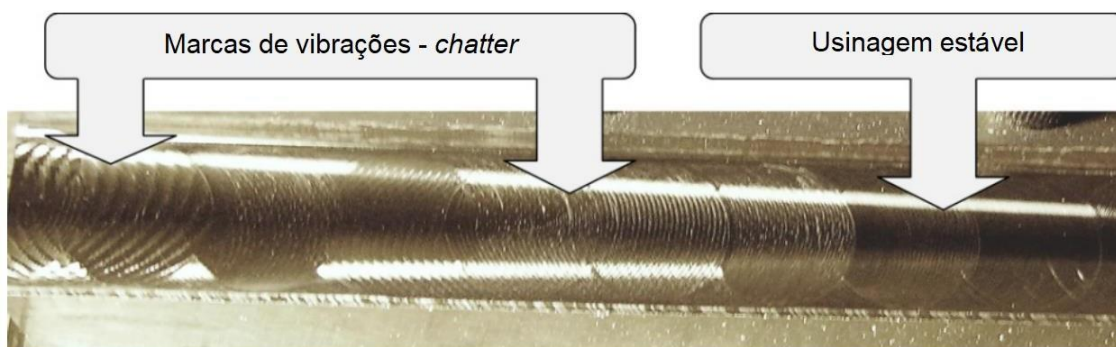


Figura 22 – Superfícies usinadas com marcas de vibrações – *chatter* – e usinagem estável, sem a presença deste fenômeno anômalo [60]

Como o início da vibração é principalmente influenciado pela velocidade de rotação do fuso e pela profundidade de corte  $a_p$ , uma abordagem comum é representar as condições de corte estáveis e instáveis no diagrama do lóbulo de estabilidade, Figura 23.

Neste diagrama, para cada velocidade de rotação do fuso ou frequência de passagem dos dentes, é possível determinar a profundidade crítica do corte ( $a_{pcr}$ ) que separa as áreas estáveis das instáveis. A região instável é representada por um conjunto de lóbulos. A posição dos valores mínimos de  $a_{pcr}$  depende da frequência de ressonância natural do sistema de usinagem -  $f_n$ . Este diagrama pode ser obtido a partir de dados experimentais ou por simulação em computador. Além disso, a Figura 23 mostra que os mecanismos de vibração são diferentes para diferentes velocidades de rotação, ou

frequência de passagem dos dentes. Por exemplo, altos valores de  $a_{pcr}$  são permitidos na zona de usinagem de baixa velocidade (LSM) em função do amortecimento no processo, enquanto o efeito regenerativo é o principal fator que determina os limites de estabilidade na faixa de usinagem de alta velocidade (HSM). Além disso, os lóbulos de estabilidade na zona de usinagem de média velocidade (MSM) são muito estreitos e a profundidade crítica de corte é muito pequena [51], [60].

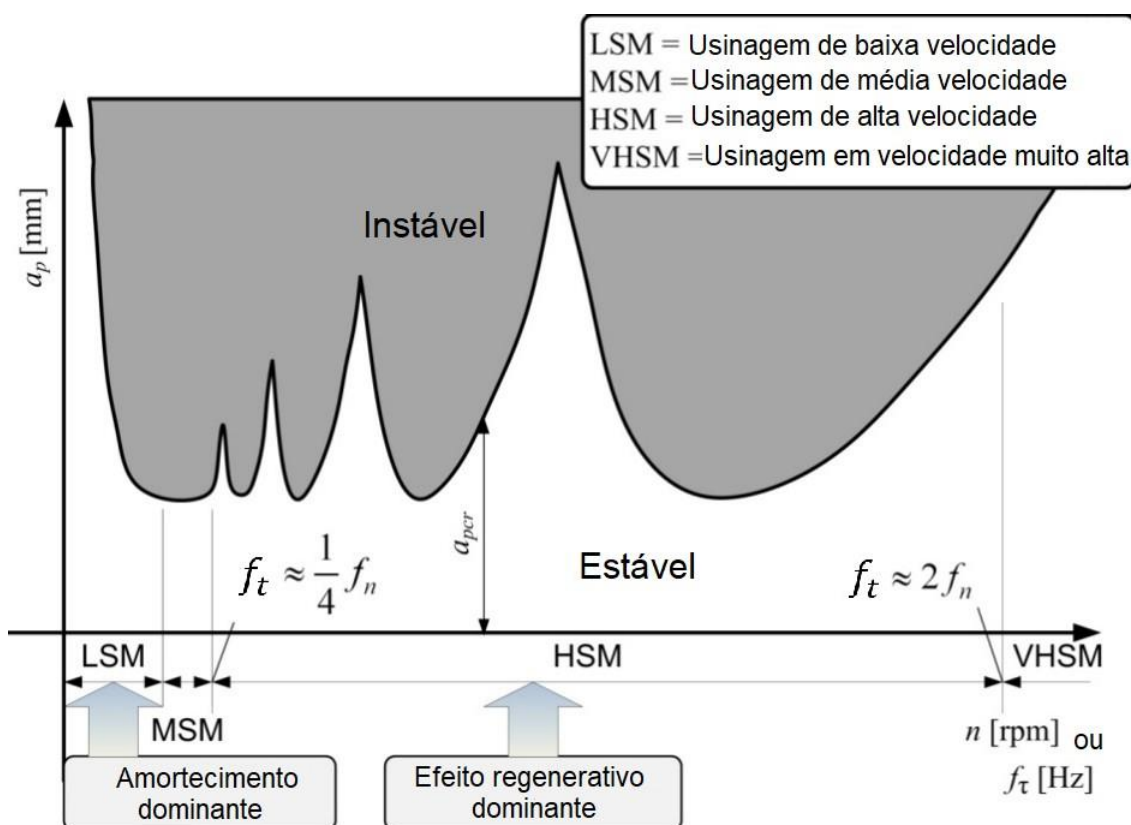


Figura 23 – Diagrama de lóbulos de estabilidade baseado na profundidade de corte ( $a_p$ ) e rotação (rpm) ou frequência de passagem dos dentes (Hz) [54], [56], [60], [62]

A maioria das operações de usinagem são realizadas em velocidades de corte médias-altas. Outrossim, ferramentas com pequenos diâmetros são frequentemente necessários para a usinagem de geometrias complexas e esculpidas, como matrizes e moldes [17]. Portanto, o estudo e previsão de vibração regenerativa são de grande preocupação para uma aplicação prática.

No que diz respeito a vibrações no fresamento, mais especificamente na detecção de *chatter*, existem quatro campos principais de pesquisa, como segue [60]:

- Desenvolvimento de abordagens analíticas/numéricas para previsão de vibrações;
- Desenvolvimento de sistemas de sensores para detecção de *chatter*;
- Desenvolvimento de estratégias de supressão de conversas;

- Pesquisa sobre a influência dos parâmetros de corte, geometria da fresa, material da peça e dinâmica do sistema de usinagem na estabilidade, a qual o presente trabalho tem como objetivo.

### 2.3.5 Sensores para captação de vibrações no fresamento

Operações de fresamento são invariavelmente acompanhadas de vibrações. Como anteriormente citado, as vibrações forçadas são intrínsecas deste processo, todavia, sob condições controladas, pois, seu demasiado aumento pode causar problemas na superfície usinada, como erros geométricos na superfície usinada, e até mesmo, problemas com redução de vida útil dos rolamentos do fuso [17], [58]. Todavia, as vibrações *chatter* são extremamente prejudiciais à usinagem, sendo o mecanismo causador de maiores avarias na superfície usinada [51], [63]. Assim, o principal objetivo de pesquisas inerentes à detecção de vibrações – *chatter* – é desenvolverem sistemas de monitoramento que sejam capazes de detectar com eficiência o início destas durante o processo [60]. Sendo assim, várias contribuições tem sido realizadas na identificação de vibrações nos processos de fresamento, sendo sensores de deslocamento, dinamômetro de placa, sensores acelerômetros e microfones, os mais empregados [60], [64].

Gradišek *et al* [65] procederam testes experimentais, utilizando fresa de topo delgada, com 8 mm, e comprimento em balanço de  $L = 96$  mm, resultando em  $L/D = 12$ , na usinagem de liga de alumínio, sendo o deslocamento da ferramenta verificado com a montagem de dois sensores óticos a laser à carcaça do fuso. Neste mesmo sentido, Ryabov *et al* [66] fizeram uso de dois sensores montados no eixo-árvore de uma máquina fresadora para monitoramento de diferentes parâmetros funcionais e condição da ferramenta de corte, incluindo o aparecimento de vibrações do tipo *chatter*.

Adicionalmente, a propriedade da vibração regenerativa em uma operação de fresagem simples foi investigada do ponto de vista da variação da força de corte por Hashimoto *et al* [67], utilizando dinamômetro de placa, em usinagens com avanços concordantes e discordantes. Suh *et al* [68], com fresa de topo reto, a utilizando em meia imersão, conduziram testes experimentais variando profundidade de corte e frequência do eixo-árvore. Para tanto, foi utilizado um dinamômetro, também, de placa. Toh [69] conduziu uma análise de vibrações em processo fresagem HSM (*High speed milling*) em operações de desbaste, com fresa de topo reto, e acabamento, com fresa de topo esférico, onde foi empregado o uso de dinamômetro de placa.



Por outro lado, Faassen *et al* [70] empregaram dois sensores em seu experimento: dinamômetro de placa para fazer levantamento das constantes do material empregado no experimento, e posterior análise com modelo de predição de vibrações regenerativas, na sequência a captação das vibrações foi procedida por meio do uso de microfone e software de análise de sinais de áudio, e os resultados experimentais comparados com os obtidos por simulação.

Delio *et al* [64] concluíram que o microfone fornece um sinal aceitável para uso na detecção e controle de vibração. É capaz de detectar trepidação resultante de flexibilidades de ferramentas, peças e máquinas, e um sinal de vibração suficiente, mesmo em cortes de baixa imersão – como no caso de usinagem de acabamento com fresa de topo esférico – com largura de banda adequada, pode ser fácil e remotamente localizado sem efeitos sérios ao desempenho do sensor. Todavia, sua localização pode influenciar a magnitude do sinal detectado. Em geral, a amplitude diminui à medida que a distância do ponto de corte aumenta e é acentuadamente atenuada pela passagem por uma superfície de contato [71].

Microfone unidirecional para amostrar a resposta de áudio durante a usinagem é utilizado por Schmitz *et al* [72]. Com isso, *chatter* é detectado através da filtragem da frequência de passagem do dente e das harmônicas do espectro de potência do sinal de áudio e da verificação do conteúdo restante. Mesma tipologia de microfone foi empregada por Lindolfo *et al* [52] para verificação da influência dos parâmetros de corte sobre estabilidade da usinagem em fresas de topo reto, para validação experimental de suas simulações.

Em estudo realizado por Kuljanic *et al* [73], o emprego de multisensores com três ou quatro sensores são fortemente recomendadas, uma vez que é possível obter altos níveis de precisão e robustez contra avarias, principalmente vibrações regenerativas. Neste sentido, Polli *et al* [61] empregaram três diferentes tipos de sensores – dinamômetro na peça de trabalho, dois sensores de deslocamento em duas direções ortogonais no eixo-árvore e microfone de 1/2 polegada de campo aberto – na análise de estabilidade dinâmica experimental, empregando fresa de topo com seis arestas em imersão total.

### 2.3.6 Análise de Vibrações

No que diz respeito aos métodos de processamento e classificação de sinais obtidos por sensores empregados na captação de vibrações, os métodos de análise no domínio da frequência – PSD (Densidade Espectral de Potência) [74], WT (Transformada Wavelet) [68] e FFT (Transformada rápida de Fourier) [61], [69] são os mais comuns. Todos estes métodos de classificação são baseados na análise da distribuição de energia no espectro do sinal [60]. Sendo que o método mais conhecido de análise de frequência é baseado na transformação Fourier. Todavia, o método mais utilizado atualmente na prática industrial é a FFT, caracterizada pelo rápido e eficiente algoritmo de transformação [35].

Uma vibração ou uma resposta do sistema pode ser representada por amplitudes de deslocamento, velocidade e aceleração nos domínios de tempo e frequência - Figura 24 (A). O domínio do tempo consiste em uma amplitude que varia com o tempo. Domínio da frequência é o domínio onde as amplitudes são mostradas como séries de onda senoidais e cossenoidais. Essas ondas têm magnitude e fase, que variam com a frequência. As vibrações medidas estão usualmente na forma analógica no domínio do tempo – Figura 24 (B) e precisam ser transformadas no domínio da frequência – Figura 24 (C). Este é o propósito da transformada rápida de Fourier (FFT) [75]. Esta transformação viabiliza a identificação das distintas frequências de vibração de um sistema e a verificação de suas respectivas amplitudes. Isso torna possível a observação das frequências de vibração de passagem dos dentes e seus sub harmônicos, ademais, o aparecimento de vibrações regenerativas nos processos de fresamento.

## 24 INTERGIDADE SUPERFICIAL

### 2.4.1 Desvios estruturais

Com relação aos componentes fabricados pela indústria de transformação mecânica, a distinção é frequentemente feita entre parâmetros macro geométricos e qualidade da superfície. Parâmetros macro geométricos referem-se a desvios de dimensão, forma e posição. A qualidade da superfície é definida pelos parâmetros de rugosidade. Uma superfície geometricamente ideal é assumida nos projetos e forma a base das tolerâncias [35]. Na Figura 25, seis ordens de desvios estruturais são definidas com base nessas observações.

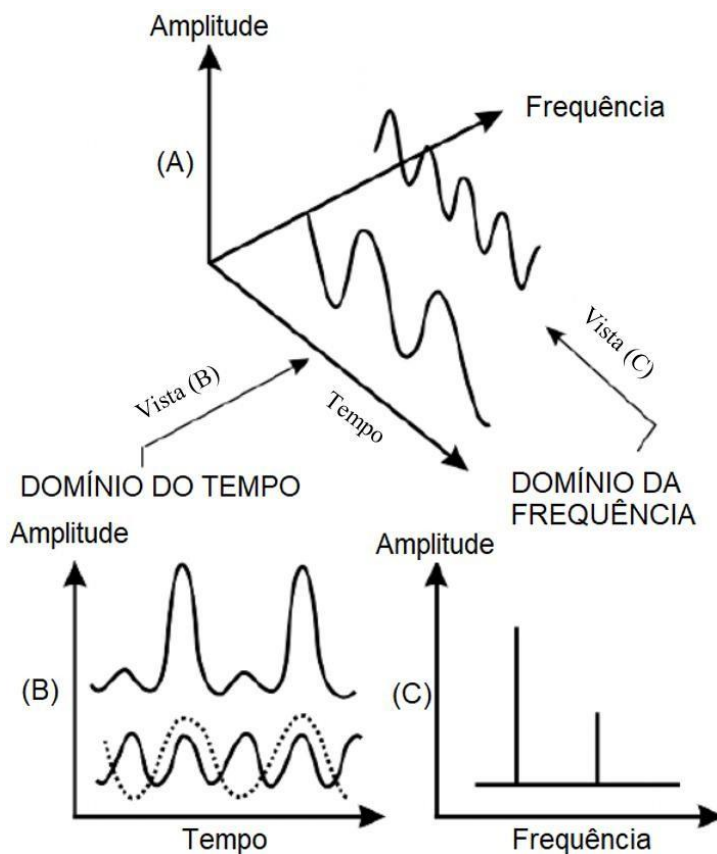


Figura 24 – (A) Sinal obtido no domínio do tempo e da frequência, (B) espectro de vibração mostrado no domínio do tempo e (C) espectro de vibração mostrado no domínio da frequência [75]

Desvios estruturais  
(em representação superelevada)

	1ª ordem: desvios de forma
	2ª ordem: ondulação
	3ª Ordem: sulcos (rugosidade)
	4ª Ordem: pontos, escalas (rugosidade)
Não é facilmente representável	5ª Ordem: estrutura textural 6º Ordem: estruturas de rede do material
	Superposição de desvios estruturais de 1ª à 4ª ordem

Figura 25 - Desvios estruturais [36]

Desvios estruturais de primeira ordem, ou seja, de forma, são tipicamente resultantes de erros sistemáticos. No que diz respeito à ondulação, isto é, aos desvios estruturais da segunda ordem, não se pode definir claramente se são causados por influências sistemáticas ou aleatórias. O desbalanceamento de uma ferramenta rotativa e quaisquer oscilações periódicas podem ser a fonte deste tipo de desvio. Desvios estruturais da terceira ordem também ocorrem regularmente. São atribuídos à dinâmica de corte entre a ferramenta e a peça de trabalho e são frequentemente determinados por meio de cálculos teóricos. Rugosidade associada ao torneamento, marcas de superfície criadas na fresagem periférica e desvios de corte gerados criados na fresagem, são exemplos deste tipo de desvio. Exemplos de desvios estruturais da quarta ordem incluem processos de formação de cavacos e processos de remoção. A rugosidade da 5ª ordem torna-se visível nas propriedades estruturais da superfície. Fator preponderante na usinagem de espelhos óticos. Assim, no torneamento de alta precisão de metais policristalinos, os contornos dos grãos podem tornar-se visíveis porque os cristais individuais exibem orientações variadas e, portanto, rigidez variável. Neste caso, o anisotropismo dos grãos torna-se visível na superfície. Em geral, todos os desvios estruturais em uma superfície real são sobrepostos. Filtros são empregados para separar rugosidade e ondulação em um processo de medição [35].

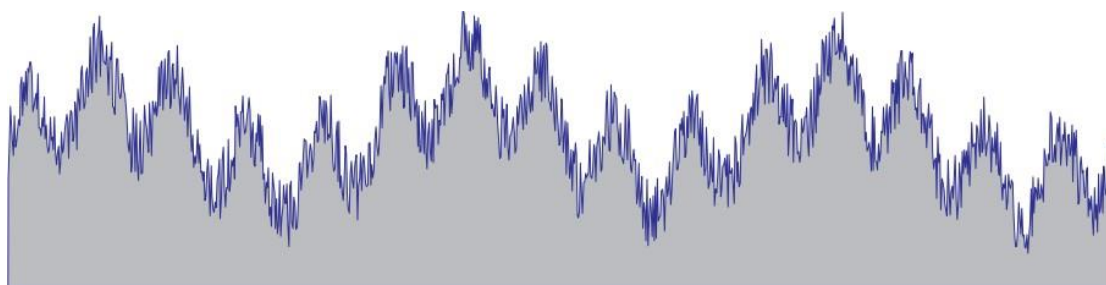
#### 2.4.2 Textura Superficial - Parâmetros 2D

Quando uma peça é usinada, cavaco é destacada pelo processo, deixando na superfície uma marca que na verdade é um sulco minúsculo. A formação desses sulcos pela ferramenta ao passar pela peça produz o acabamento superficial. Dentro de cada ranhura, a textura é determinada pela maneira como o material é separado do material sólido. Se a ferramenta estiver perfeitamente configurada e guiada com avanço contínuo e constante ao longo da direção de avanço, os cavacos terão o mesmo formato e a peça formará uma superfície plana. Se este não for o caso, o componente formará uma superfície ondulada [76].

Há uma linha tênue entre a distinção de rugosidade e ondulação, que depende do tamanho da peça. O espaçamento irregular que seria considerado como rugosidade em um fuso de máquina seria considerado como ondulação em um eixo de relógio. Um sulco individual neste último, pode ser considerado como curvatura (erro de forma), por outro

lado, uma série de sulcos num eixo longo pode ser considerado ondulação. Por isso é necessário separar rugosidade, ondulação e desvio de forma [76].

Algumas definições devem ser claramente estabelecidas e compreendidas para uma boa análise de superfície de peças: (a) rugosidade – são as irregularidades derivadas do processo de fabricação, por exemplo, usinagem com ferramenta de geometrias definidas ou geometrias não definidas; (b) ondulação – parte da textura na qual a rugosidade é sobreposta. Pode resultar de vibrações, trepidação ou deflexão do ferramental e deformações no material; (c) forma - a forma geral da superfície, ignorando as variações devido à aspereza e ondulação. Muitas vezes são causados pela peça não ser mantida com firmeza suficiente durante o processo ou barramento guia da máquina deformado, ou gerado pelo calor durante o processo que pode causar empenamento da superfície [76]. Deve-se enfatizar que essas três características nunca são encontradas isoladamente. A maioria das superfícies é resultado de combinações dos efeitos de rugosidade, ondulação e forma, sendo necessário analisá-los separadamente, como na Figura 26.



A) Perfil verdadeiro



B) Rugosidade



C) Ondulação



D) Forma

Figura 26 - Um perfil de superfície representa os efeitos combinados de rugosidade, ondulação e forma [76]

O termo acabamento superficial, que descreve a característica geométrica (topografia) das superfícies, é comumente usado na prática de fabricação. É evidente, quando se considera a topografia da superfície, que a maioria das superfícies de engenharia possuem espaçamentos regulares e irregulares que tendem a formar um padrão ou textura característicos na superfície, como mostra a Figura 27. Essa textura da superfície é gerada por uma combinação de vários fatores que são devidos ao processo de fabricação ou ao material sendo usinado [77].

Uma superfície com mesma altura de perfil de rugosidade, como por exemplo 15  $\mu\text{m}$  da Figura 28, pode ser considerada como uma forma, ondulada ou rugosidade, de acordo com o espaçamento destas irregularidades [76]. Estas superfícies podem exibir rugosidade e ondulação e, muitas vezes, são combinadas com erro de forma conforme Figura 27.

Adicionalmente, rugosidade da superfície mais comumente se refere às variações na altura da superfície em relação a um plano de referência. É medido ao longo de um perfil de linha única ou ao longo de um conjunto de perfis de linhas paralelas. Considerando um perfil,  $z(x)$ , no qual as alturas do perfil são medidas a partir de uma linha de referência, define-se uma linha central ou linha média de tal forma que a área entre o perfil e a linha média acima da linha, seja igual à área abaixo a linha média, como na Figura 27 e Figura 29. Destas considerações se definem parâmetros de amplitude de rugosidade superficial, que são (1)  $R_a$ , CLA (média da linha central) ou AA (média aritmética) e (2) o desvio padrão ou variância ( $\sigma$ ),  $R_q$  ou raiz quadrada média (RMS). Dois outros parâmetros estatísticos descritores de altura são assimetria ( $S_k$ ) e curtose ( $K$ ), todavia, raramente utilizados [78]. Ainda, outra medida de rugosidade da superfície é o  $R_t$  (ou  $R_y$ ,  $R_{max}$ , ou altura máxima de pico-a-vale ou simplesmente distância P – V). Outros quatro descritores de altura possuem uso limitado, são:  $R_p$  (altura máxima do pico, altura máxima pico-a-média ou simplesmente distância P-M),  $R_v$  (profundidade máxima do vale ou altura média do vale inferior),  $R_z$  (altura média pico a vale) e  $R_{pm}$  (altura média pico-a-média) [79].

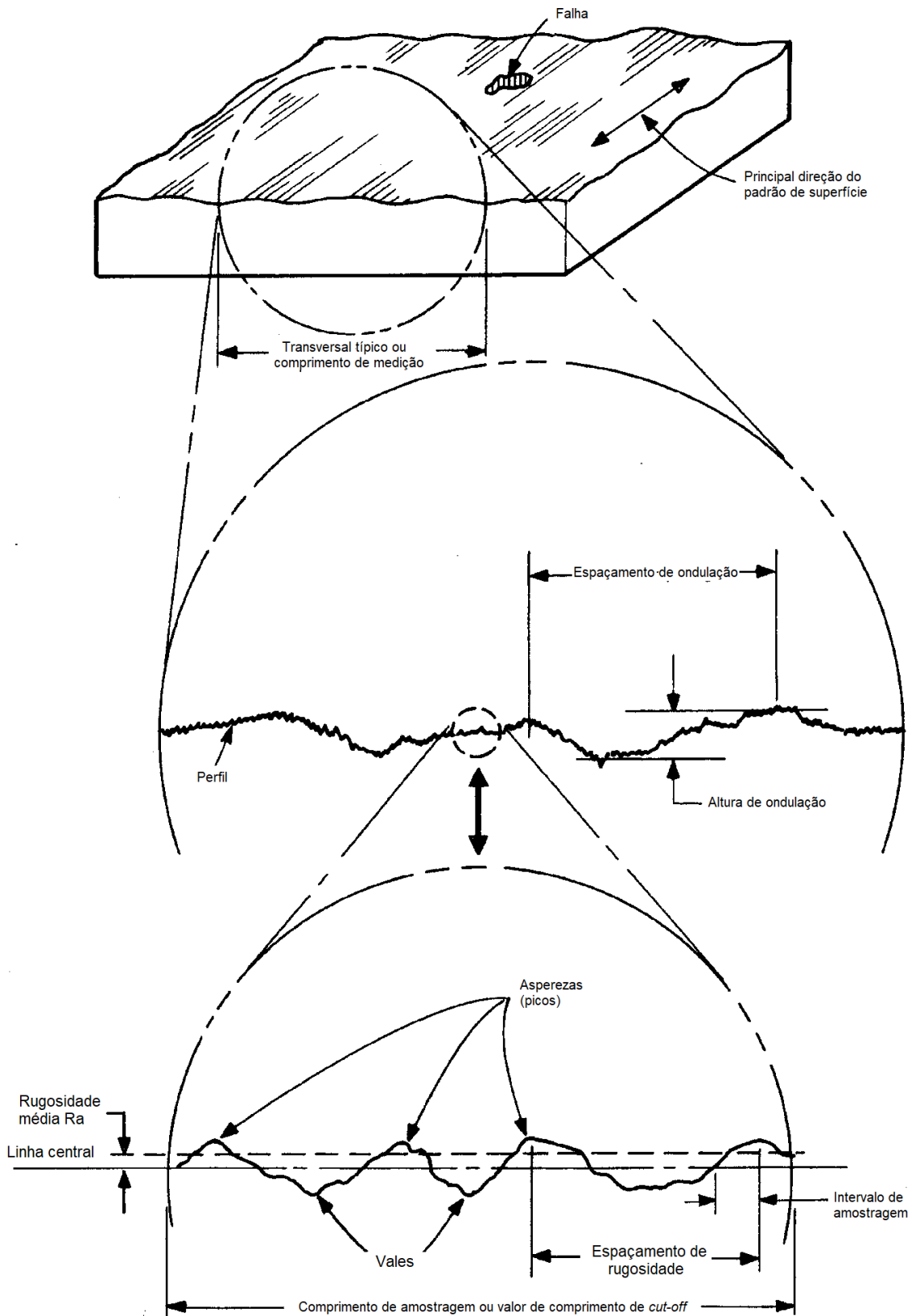


Figura 27 - Exibição pictórica da textura da superfície (rugosidade da superfície, ondulação e principal direção do padrão de superfície) [78]

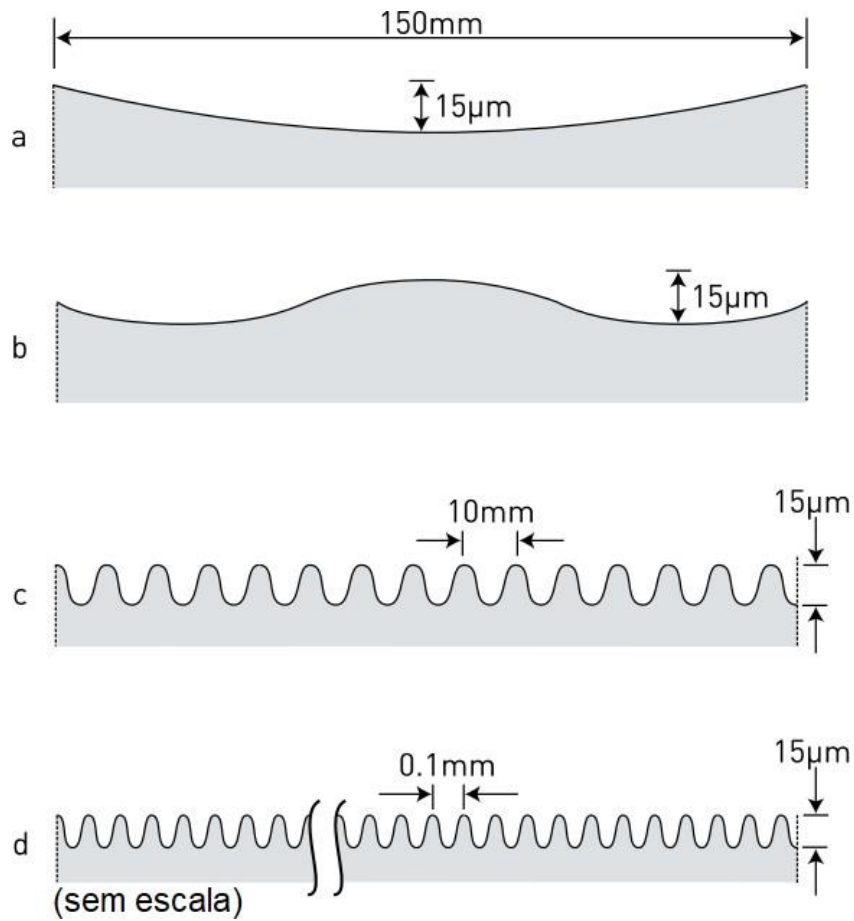


Figura 28 – Amostras hipotéticas de perfis periódicos de rugosidade, com mesma altura de perfil de  $15\mu\text{m}$ , comprimento de ondulação de  $150\text{mm}$  (a), ondulação reduzida à metade em (b) e comprimento de  $10\text{mm}$  de (c), sendo (d) sem escala [76]

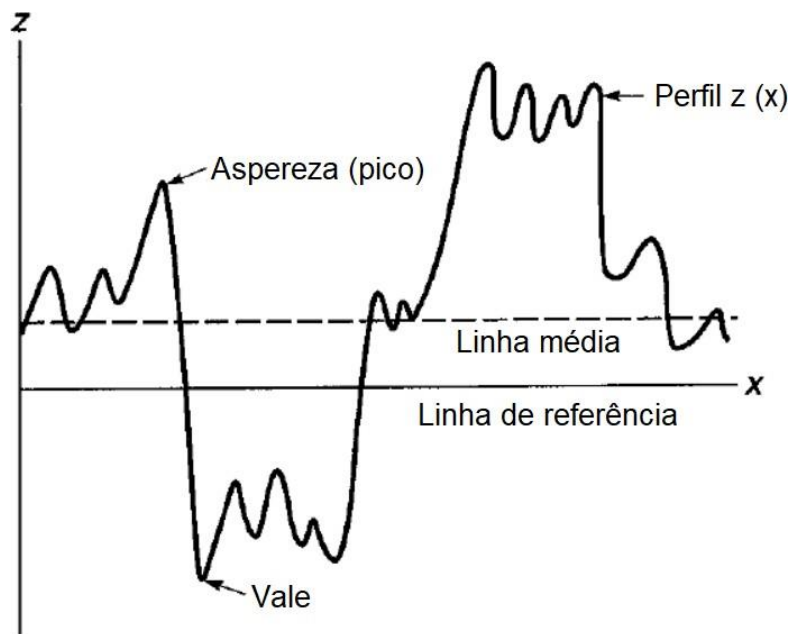


Figura 29 – Perfil esquemático de uma superfície  $z(x)$  [78]



No fresamento de topo esférico, a rugosidade teórica máxima ( $R_t$ ), resultante da projeção cinemática-geométrica da aresta de corte na superfície usinada, medida paralelamente à direção do movimento de avanço ( $V_f$ ), pode ser obtida pela seguinte Equação (24):

$$R_t = \frac{D}{2} \sqrt{\frac{D^2 - f_z^2}{4}} \approx \frac{f_z^2}{4 \cdot D^2} \quad (24)$$

Onde,  $f_z$  é o avanço da ferramenta para cada aresta de corte atuante, e  $D$  é o diâmetro máximo da ferramenta. Pela Equação 24, nota-se claramente que o aumento do avanço por dente causa um aumento da rugosidade, por outro lado, o aumento do diâmetro provoca seu decréscimo. Todavia, se a medição for realizada transversalmente à direção do avanço, deve-se utilizar o avanço empregado nesta direção [80].

O uso de filtros na análise de superfícies é muito importante, pois são utilizados para separar rugosidade, ondulação e erro de forma. Sabendo que uma superfície é constituída, muitas vezes, de rugosidade, ondulação e desvios de forma (Figura 26), sua má aplicação pode levar a uma interpretação extremamente incorreta dos parâmetros da superfície. Para analisa-los separados, o perfil da superfície registrado pelo instrumento deve ser filtrado para separar esses diferentes elementos. Uma frequência espacial é escolhida como a fronteira entre a rugosidade e a ondulação: isto é conhecido como “*cut-off*” ou “Lambda C” ( $\lambda_c$ ). A escolha do ponto de corte é fundamental para a interpretação correta dos dados de superfície [76].

Um filtro atua para alterar a resposta de frequências de um sistema, e é geralmente definido como passa baixa (atenua altas frequências / comprimentos de onda curtos), passa alta (atenua frequências baixas / comprimentos de onda longos) ou passa banda (permite somente faixa especificada de frequências). Na análise de superfície, os parâmetros do filtro são sempre em termos de comprimento de onda e não de frequência. Os filtros atenuam mais ou passam mais, dependendo de quão longe o comprimento de onda está do *cut-off* ( $\lambda_c$ ). A Figura 30 mostra isso graficamente. A taxa na qual a atenuação varia conforme o comprimento de onda se afasta de  $\lambda_c$  é chamado de “*roll-off*” [76].

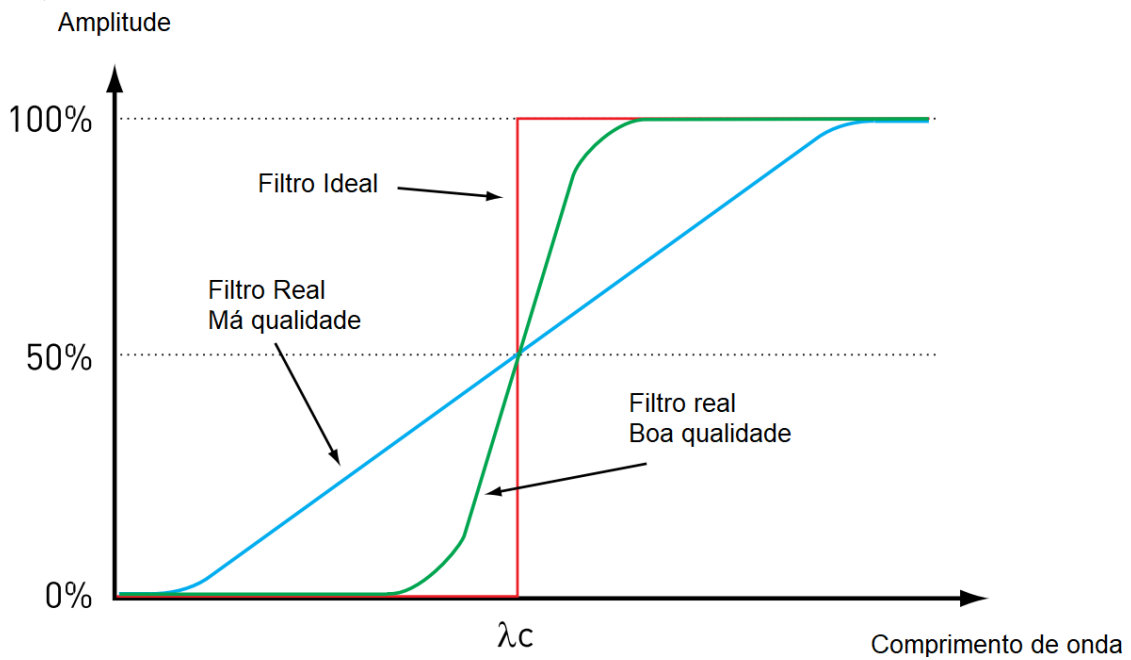


Figura 30 – Qualidade de filtros [76]

Nos instrumentos de superfície, um filtro digital chamado "*Gaussian*" é usado. O filtro gaussiano tem boa capacidade de filtragem e apresenta baixa distorção e mudança de fase para os dados. A função de filtro é definida para ter uma transmissão de 50% no comprimento de *cut-off*, todavia, metade do primeiro comprimento da amostra e metade do último comprimento da amostra são descartados, como mostrado na Figura 31 [76].

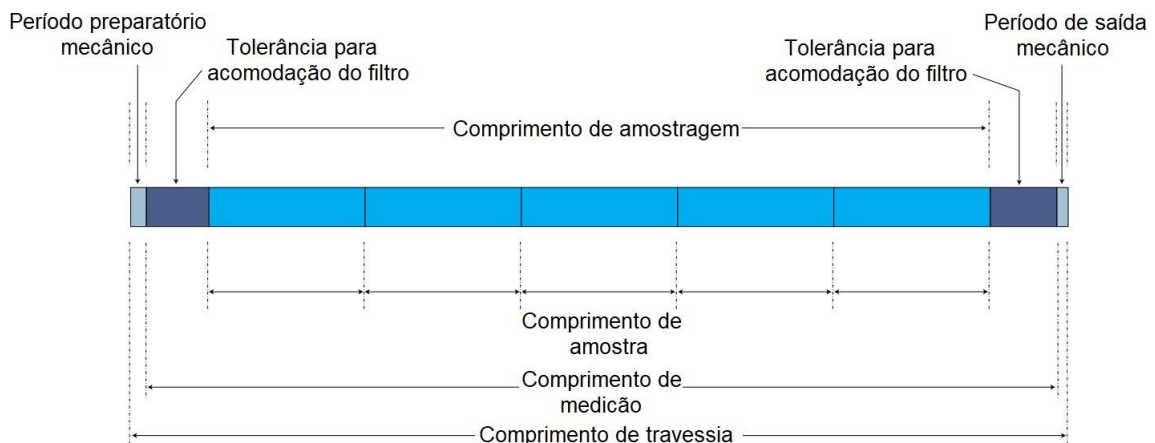


Figura 31 – Relação de amostra, avaliação e comprimento transversal. O número de comprimentos de amostra pode variar [76]

A Figura 31 também mostra outras características empregadas na avaliação de perfil topográfico, a saber:

- Comprimento de amostragem ( $l_r$ ): é o comprimento da superfície sobre o qual uma única avaliação de um parâmetro é feita. Por conveniência, é normalmente o mesmo que o comprimento de *cut-off* ( $l_c$  ou  $\lambda_c$ ).
- Comprimento de avaliação ( $l_n$ ): esse comprimento pode incluir vários comprimentos de amostragem. A recomendação é que cinco comprimentos de amostra sejam incluídos no comprimento de amostragem. A maioria dos parâmetros é calculada como o valor médio em todas as amostras dentro do comprimento de amostragem, embora em alguns casos seja o valor máximo ou mínimo em qualquer um dos comprimentos das amostras.
- Comprimento de medição: este é o comprimento no qual os dados são processados. Após a filtragem, uma certa quantidade de dados, quando filtro gaussiano, 50% de uma amostra, é removida do comprimento de medição para deixar o Comprimento da Avaliação ( $l_n$ ).
- Comprimento de travessia: esta é a distância sobre a qual a ponta de medição (rugosímetro de contato) atravessa a superfície. A travessia é mais longa do que o comprimento de medição, pois é necessário permitir um deslocamento curto para permitir a aceleração e desaceleração mecânicas.

#### 2.4.3 Textura Superficial - Parâmetros 3D

Parâmetros de rugosidade, que são valores numéricos atribuídos a uma superfície, podem ser calculados em formato 2D ou 3D. A análise de perfil de superfície 2D tem sido amplamente utilizada nos laboratórios e chão de fábrica há mais de meio século. Nos últimos anos, uma necessidade crescente de análise de topografia de superfície 3D, também conhecida como medição “Topográfica 3D” ou “*Areal*” [76], ocorreu devido à necessidade de avaliar o desempenho real de um produto. Há também um interesse crescente em usar a metrologia de superfície como uma ferramenta de análise de falhas em detrimento da avaliação clássica de material ou para analisar os mecanismos de desgaste em maior detalhe. Esta é uma razão importante para a introdução de novos parâmetros para avaliação de superfícies [77], ademais, uma imagem mais completa da superfície estaria disponível a partir de uma representação 3D [76].

Três fatores têm impulsionado este tipo de medição: primeiro, o aumento da capacidade de computação está agora disponível de forma a permitir que elevados conjuntos de dados, produzidos na medição 3D, sejam processados em um tempo

razoável; segundo, métodos de metrologia sem contato podem produzir medições mais céleres, e, último, as superfícies complexas e altamente controladas que estão sendo produzidas atualmente precisam desse nível detalhado de análise para um bom controle de qualidade [76].

Outro benefício dos sistemas 3D é a capacidade de visualizar superfícies para enfatizar os recursos da superficiais. A Figura 32 mostra quatro vistas da mesma medição de superfície de uma camisa de cilindro brunido, com hachuras cruzadas. As imagens são geradas a partir dos mesmos dados de medição usando o software para formar as diferentes visualizações. Na tela, eles podem ser girados e dimensionados para otimizar a visualização [76].

Segundo regras gerais acordadas entre os industriais e os metrologistas de superfície que participaram do primeiro seminário sobre a medição e caracterização da superfície em 3D especialmente organizado pela Comissão das Comunidades Europeias, diferentes nomes foram dados para parâmetros similares definidos em 2D e 3D [81]. A letra "S" (para "superfície"), usada em 3D, ao invés da letra "R" (para "rugosidade") em 2D [81]. Ademais, os parâmetros funcionais, por se tratarem de mensuração de volumes, a letra "V" lhes é atribuída [82].

Segundo Blunt *et al* [83] existem 15 parâmetros, divididos em 5 categorias: (1) parâmetros de amplitude, (2) parâmetros de espaçamento, (3) parâmetros híbridos, (4) parâmetro de dimensões fractais e (5) outros parâmetros [83]. Todavia, em bibliografia mais atual, 18 parâmetros são relatados, divididos em três grupos: parâmetros de amplitude, espacial e híbridos, mostrados na Tabela 1. O grupo o parâmetros híbridos possui subgrupo de parâmetros funcionais [76]. Isso mostra a evolução dos estudos relacionados à caracterização de superfícies topograficamente.

A apresentação de parâmetros empregados no presente trabalho, sendo  $S_a$ ,  $S_q$ ,  $S_z$ ,  $S_{sk}$ ,  $S_{ku}$  e  $S_{tr}$ , e descrita na sequência. Os cinco primeiros, parâmetros de amplitude, e o último, parâmetro espacial.

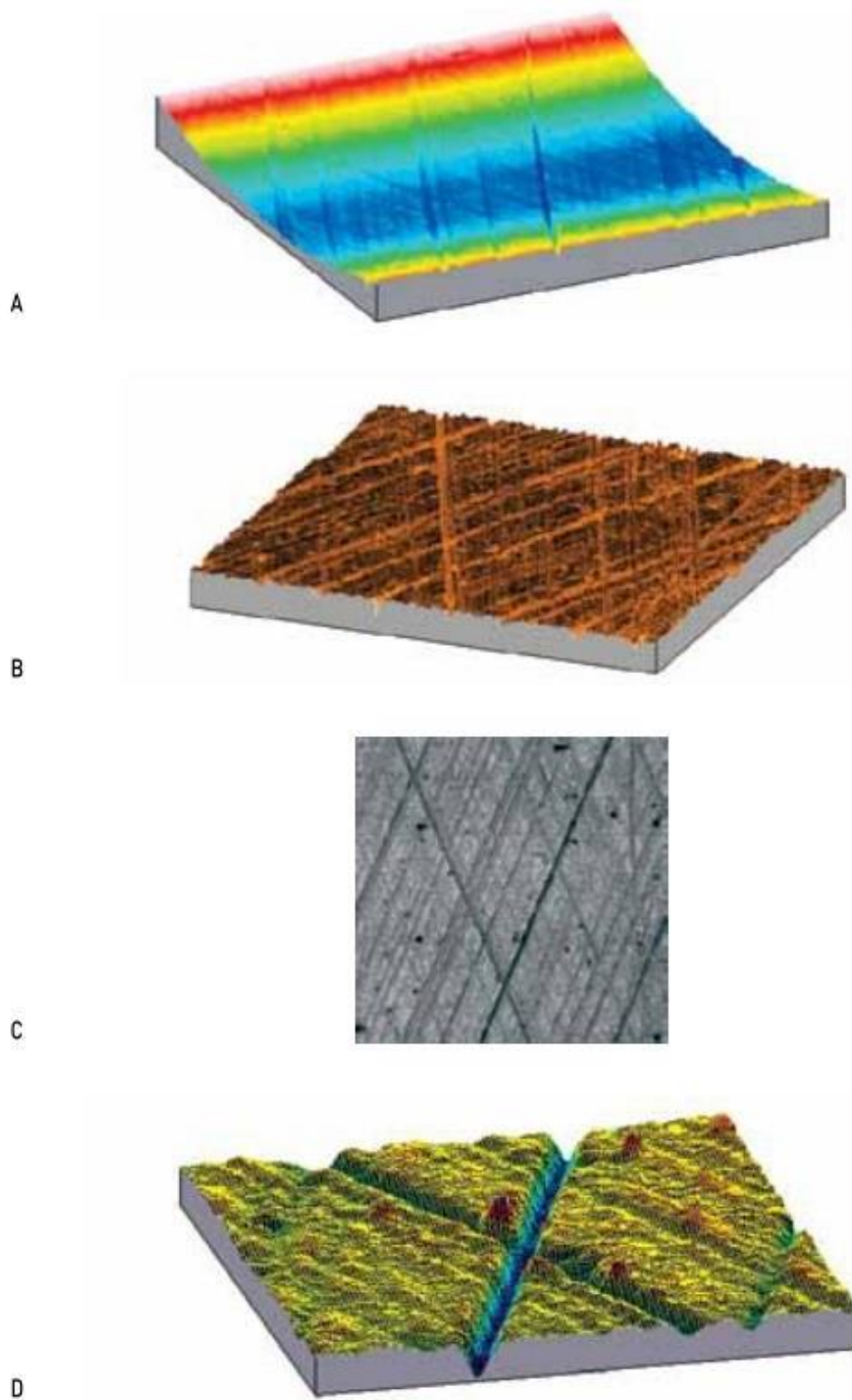


Figura 32 - Quatro vistas da mesma imagem de superfície 3D, sendo (A) superfície real, (B) superfície real com remoção de forma, (C) foto simulação de imagem dos dados (D) mapa axonométrico do detalhe dos sulcos

Tabela 1 – Parâmetros de textura superficial 3D

<b>Parâmetros de Amplitude</b>		
	<b>Descrição</b>	<b>Comentário</b>
$S_q$	Desvio médio quadrático da superfície	Usado para discriminar diferentes superfícies com base na informação de altura e para monitorar a estabilidade de fabricação
$S_{sk}$	Assimetria da superfície	Indica aspectos da capacidade de carga / lubrificação
$S_{ku}$	Curtose da superfície	Indica "espinhosidade" da superfície
$S_p$	Pico mais alto	Maior altura do pico dentro da área de definição
$S_v$	Vale mais profundo	Maior profundidade do vale dentro da área de definição
$S_z$	Altura de dez pontos da superfície	Usado para avaliar desvios extremos da altura da superfície
$S_a$	Desvio absoluto médio da superfície	Parâmetro não preferido
<b>Parâmetros Espaciais</b>		
$S_{ds}$	Densidade de picos da superfície	Usado para avaliar a densidade de picos e sulcos na superfície
$S_{tr}$	Proporção de textura da superfície	Mede a isotropia de uma superfície
$S_{al}$	Decaimento mais rápido de comprimento de auto correlação	Descreve o componente de tamanho mais significativo da textura
$S_{td}$	Direção de textura da superfície	Indica a direção predominante da textura da superfície
<b>Parâmetros Híbridos</b>		
$S_{dq}$	Raiz média quadrada de inclinação da superfície	Avalia o contato ou propriedades ópticas
$S_{sc}$	Média aritmética da curvatura dos picos	Mede a abertura ou fechamento da textura
$S_{dr}$	Relação de área da superfície desenvolvida	Compreensão da deformação de regiões de superfície
<b>Parâmetros Funcionais (Caracteriza superfícies de rolamentos e as propriedades de retenção de óleo)</b>		
$V_{vc}$	Volume vazio no núcleo	Diferença no volume de vazios por unidade de área medida em 10% e 80% de material
$V_{vv}$	Volume de vale vazio	Volume dos vazios por unidade de área com 80% de material
$V_{mp}$	Volume de material no pico	Volume de material por unidade de área a 10% de material
$V_{mc}$	Volume de material do núcleo	Diferença no volume de material por unidade de área medida em 10% e 80% de material

Fonte: Taylor Hobson [76]

### 2.4.3.1 Parâmetros de Amplitude

A altura média aritmética ou o parâmetro  $S_a$ , é definido como a média aritmética do valor absoluto da altura dentro de uma área de amostragem, A, como mostrado na Equação 25:

$$S_a = \frac{1}{A} \iint_A |z(x,y)| dx dy \quad (25)$$

A raiz quadrada média da altura ou o parâmetro  $S_q$  é definida como o valor médio quadrático da raiz das partidas da superfície,  $z(x, y)$ , dentro da área de amostragem, A, Equação 26:

$$S_q = \sqrt{\frac{1}{A} \iint_A |z(x,y)|^2 dx dy} \quad (26)$$

Os parâmetros  $S_a$  e  $S_q$  estão fortemente correlacionados entre si. O parâmetro  $S_q$  tem mais significância estatística (é o desvio padrão) e geralmente tem um cunho mais físico do que  $S_a$ , por exemplo,  $S_q$  está diretamente relacionado à energia superficial e à forma como a luz é espalhada de uma superfície [84].

O parâmetro  $S_z$ , como visualizado na Equação 27, é a altura máxima da superfície, ou seja, é a soma dos valores absolutos de  $S_p$  e  $S_v$ :

$$S_z = S_p + |S_v| = S_p - S_v \quad (27)$$

Um problema surge quando se calcula este parâmetro com computadores digitais, isto é, a definição de picos e vales de dados topográficos de área. Eles são mais ambíguos em comparação com a definição de picos e vales dos dados de perfil [81].

Assimetria, Figura 33 (a) é a razão entre a média dos valores de altura ao cubo e o cubo de  $S_q$  dentro de uma área de amostragem, conforme Equação 28:

$$S_{sk} = \frac{1}{S_q^3 A} \iint_A z^3(x,y) dx dy \quad (28)$$

Este parâmetro pode ser positivo, negativo ou zero e é sem unidade. Esse parâmetro pode ser efetivamente usado para descrever a forma da distribuição da altura da topografia. Para uma superfície gaussiana, que tem uma forma simétrica para a distribuição da altura da superfície, a assimetria é zero. Para uma distribuição assimétrica de alturas de superfície, a assimetria pode ser negativa se a distribuição tiver uma cauda mais longa no lado inferior do plano médio / de referência (por exemplo, uma superfície afinada) ou positiva se a distribuição tiver uma cauda mais longa no lado superior o plano médio / de referência (uma superfície modelada), conforme Figura 33. Em um sentido físico, esse parâmetro pode dar alguma indicação da existência de recursos "pontagudos" [83].

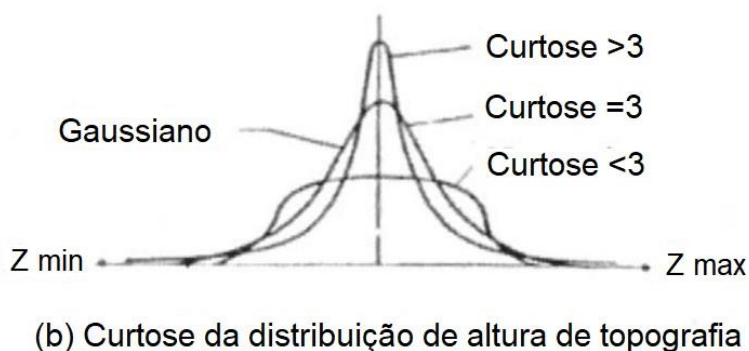
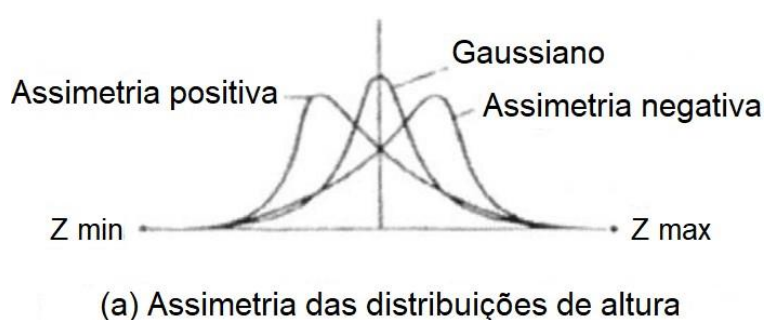


Figura 33 – Distribuição de altura (a) assimetria -  $S_{sk}$  e (b) curtose -  $S_{ku}$  [83]

O parâmetro  $S_{ku}$ , Figura 33 (b), é uma medida da agudeza da distribuição da altura da superfície e é a razão entre a média da quarta potência dos valores de altura e a quarta potência da  $S_q$  dentro da área de amostragem [84].

$$S_{ku} = \frac{1}{S_q^4} \frac{1}{A} \iint_A z^4(x,y) dx dy \quad (29)$$



Uma superfície gaussiana tem um valor de curtose de 3. Uma superfície distribuída centralmente tem um valor de curtose maior que 3, enquanto a curtose de uma distribuição bem espalhada é menor que 3. Por uma combinação da assimetria e da curtose, pode ser possível identificar superfícies que possuem vales relativamente altos e profundos como o brunimento. Em um sentido físico, a curtose indica o pico de uma superfície [83].

#### 2.4.3.2 Parâmetro Espacial

O parâmetro de taxa de proporção de textura,  $S_{tr}$  é um dos parâmetros mais importantes quando se caracteriza uma superfície em uma maneira *Areal*, uma vez que caracteriza a isotropia da superfície. O parâmetro  $S_{tr}$  é calculado a partir dos raios mínimo,  $r_{min}$  e máximo,  $r_{max}$  (ver ), Equação 30, encontrados nas mesmas condições, no gráfico de auto correlação após a aplicação de um limiar de 0,2 [84].

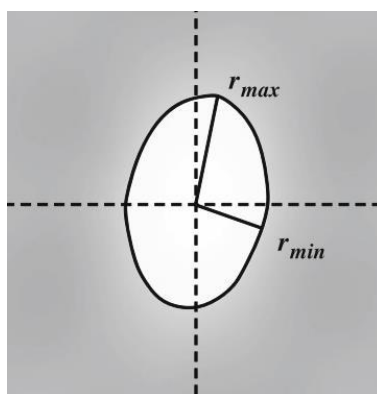


Figura 34 - Raios mínimo e máximo medidos no lobo central do gráfico de auto correlação [84]

$$S_{tr} = \frac{r_{min}}{r_{max}} \quad (30)$$

O parâmetro  $S_{tr}$  é adimensional e seus valores estão entre 0 e 1. Ele também pode ser expresso como uma porcentagem entre 0 e 100%. O parâmetro  $S_{tr}$  é uma avaliação da isotropia da textura da superfície. Se  $S_{tr}$  estiver perto próximo de 1, então a superfície é isotrópica, isto é, tem as mesmas propriedades independentemente da direção. Em uma superfície isotrópica, é possível avaliar a textura da superfície usando um instrumento de medição de textura de superfície 2D (perfil). Se  $S_{tr}$  for próximo de 0, então a superfície é anisotrópica, isto é, tem uma direção de textura dominante. Neste caso, o parâmetro  $S_{td}$  dará o ângulo de direção da textura [84].

### 3 PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

Esse trabalho, por se tratar de um estudo realizado levando-se em conta um elemento que não possui uma finalidade específica imediata, é caracterizado como uma pesquisa básica, com forma de abordagem baseada em um estudo qualitativo das diferentes configurações de rampa e Orientações de Trajetória de Corte - OTC. Pelo prisma dos objetivos gerais, é explicativa, pois, por meio de ensaios será possível demonstrar a influência de diferentes OTCs em usinagem com fresa de topo esférico em superfícies planas inclinadas, resultando na obtenção de variáveis resposta que refletem a estabilidade no corte.

Vislumbrando o objetivo principal, fez-se necessário uma pesquisa bibliográfica do estado da arte, em bases de dados e livros clássicos, a respeito de alguns temas relacionados aos abordados neste estudo, com ênfase nos que abordam o processo de obtenção de superfícies com geometrias obtidas por meio do fresamento com fresa de topo esférico em materiais endurecidos.

Para uma melhor compreensão das etapas desse trabalho, a Figura 35 apresenta um fluxograma das etapas da metodologia empregada na presente pesquisa.

#### 3.1 VARIÁVEIS INDEPENDENTES

##### 3.1.1 Máquinas-Ferramenta, Ferramenta de Corte e Materiais usinados

Os experimentos que envolveram usinagem foram realizados no laboratório de metalmecânica do Senai de Cascavel-PR, em um centro de usinagem ROMI D600, rotação máxima 10.000 rpm, potência de 22,5 cv, com magazine de 20 ferramentas.

A ferramenta utilizada para a usinagem foi uma fresa de topo esférico empregada para acabamento, haste em aço temperado, diâmetro 12 mm, com ponta esférica intercambiável, possuindo duas arestas cortantes, raio 6 mm, modelo KDMB12R130A12SN. A Figura 36 mostra a vista frontal (a) e superior (b) do inserto intercambiável empregado em todos os testes deste trabalho.

Por meio de goniômetro e paquímetro, algumas medidas importantes, não encontradas no catálogo do fabricante, foram realizadas, a saber: ângulo de saída axial ( $0^\circ$ ); ângulo de saída radial ( $0^\circ$  até o diâmetro de 6 mm, em decorrência do adelgaçamento do núcleo, após,  $25^\circ$  negativos).

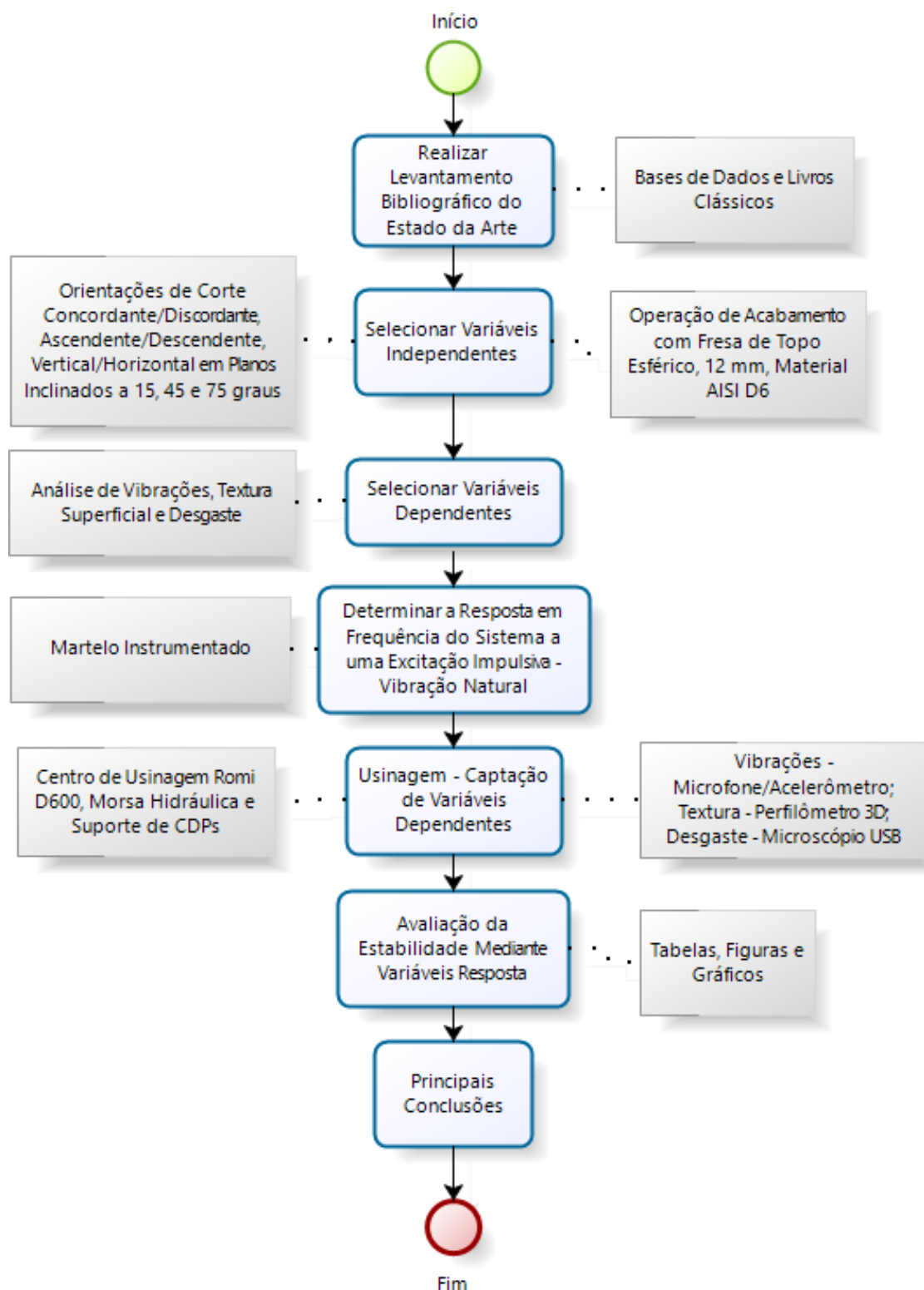


Figura 35 – Fluxograma das etapas da metodologia empregada no trabalho

O ângulo de folga apresenta valores diferentes para regiões distintas da aresta de corte do inserto: na região de adelgaçamento do núcleo e no diâmetro máximo efetivo,  $10^\circ$ . Contudo, nas demais regiões,  $14^\circ$ . Há uma melhor compreensão com auxílio da Figura 36 (b), sendo que até 6 mm de diâmetro, possui ângulo de saída nulo, após, ângulo

de saída negativa, em torno de  $25^\circ$ . No que concerne a este ângulo, a sua redução enfraquece a aresta de corte, todavia, há uma redução no esforço de corte. Por outro lado, o aumento deste ângulo influi em elevação dos esforços de corte [85].

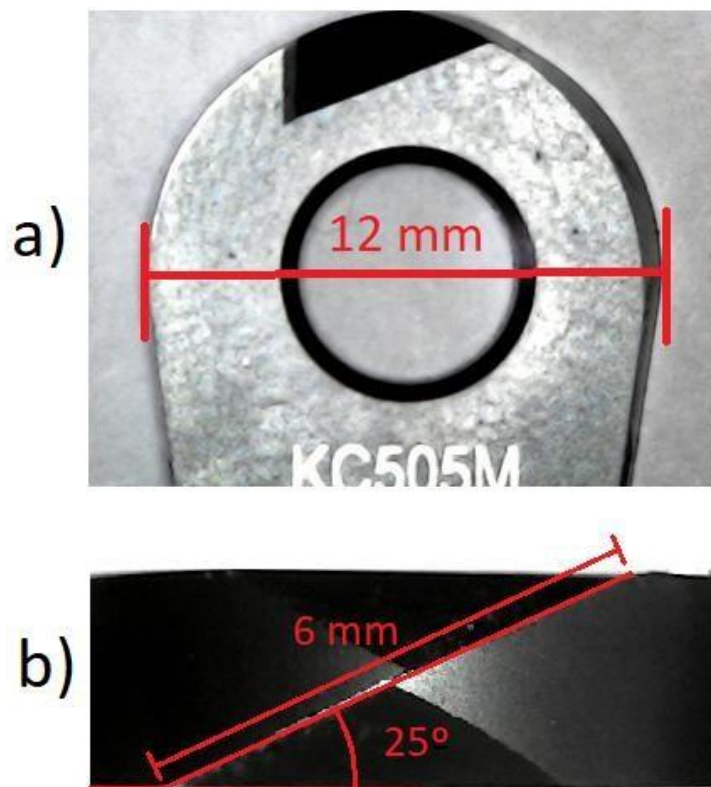


Figura 36 – Inseto KC505M empregado em todos os testes de usinagem neste trabalho em (a), vista frontal, e (b) superior

Tal ferramenta foi fixada por meio de pinça de precisão, em cone BT ISO 40. Insetos de nomenclatura KDMB12M0ERGN, sendo da classe KC505M com revestimento em TiAlN obtido pela técnica PVD, altamente resistente ao desgaste, apropriada para aços e aços endurecidos, foram empregados para tais usinagens. A Figura 37 mostra o modelo da ferramenta com o respectivo inserto e suas dimensões. Todas as usinagens foram realizadas a seco.

Material para construção mecânica, aço AISI D6, composição química descrita na Tabela 2, empregado para trabalho a frio, com alto grau de inderfomabilidade, elevada temperabilidade, alta resistência mecânica e boa tenacidade na fabricação de ferramentas de grande rendimento para estampagem, punções, matrizes, ferramentas para trabalhar madeira, facas, cilindros para laminação a frio, calibradores, dentre outros, foi empregado nos CDPs.

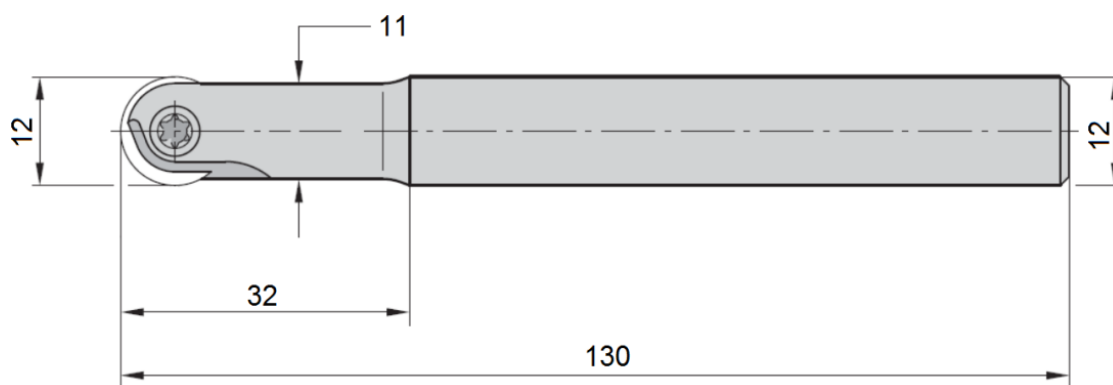


Figura 37 – Plataforma de usinagem com inserto único intercambiável em metal duro utilizada na usinagem dos corpos de prova - CDPs

Tabela 2 – Composição química do aço endurecido AISI D6

AISI D6	
C	2,00 – 2,25
Si	0,20 – 0,40
Mn	0,30 – 0,60
Cr	11,00 – 13,00
W	0,60 – 1,25

### 3.1.2 Operação de Fresamento, Orientações de Trajetória de Corte - OTC, CDPs e Fixações

A operação de acabamento foi selecionada para os experimentos deste trabalho. A velocidade de corte ( $v_c$ ) foi selecionada por meio de catálogo do fabricante [86], que disponibiliza recomendações iniciais entre 170 a 260 m/min para a classe empregada, que é indicada para materiais com dureza de até 60 HRC. A velocidade inferior, da faixa de velocidades de corte informada, foi empregada a fim de maximizar a vida útil da ferramenta. A Tabela 3 apresenta o sumário dos parâmetros utilizados nas usinagens, onde variações de inclinação de ângulos de rampa e OTCs foram empregadas na usinagem do aço AISI D6.

Nas usinagens efetivadas nos experimentos foram empregadas oito diferentes OTCs, combinações de movimento de avanço da ferramenta nas direções horizontal e vertical, com sentidos ascendente e descendente, e movimento de corte concordante e discordante ao movimento de avanço da ferramenta ( $V_f$ ). Inclinações de rampas de 15, 45 e 75° foram utilizadas, utilizando a estratégia de fresamento *raster* em direção simples,

como mostrado na Figura 39. As combinações destas OTCs com as inclinações de superfícies totalizam 24 experimentos – Figura 38.

Tabela 3 - Parâmetros de corte empregados no teste com variações nos ângulos dos planos usinados e OTCs

Parâmetros de Corte	
$a_p$	0,2 mm
$a_e$	0,2 mm
rpm	6600 (110 Hz)
$f_d$	220 Hz
$f_z$	0,1 mm
$v_c$	170 m/min
L/D	8 (96 mm)

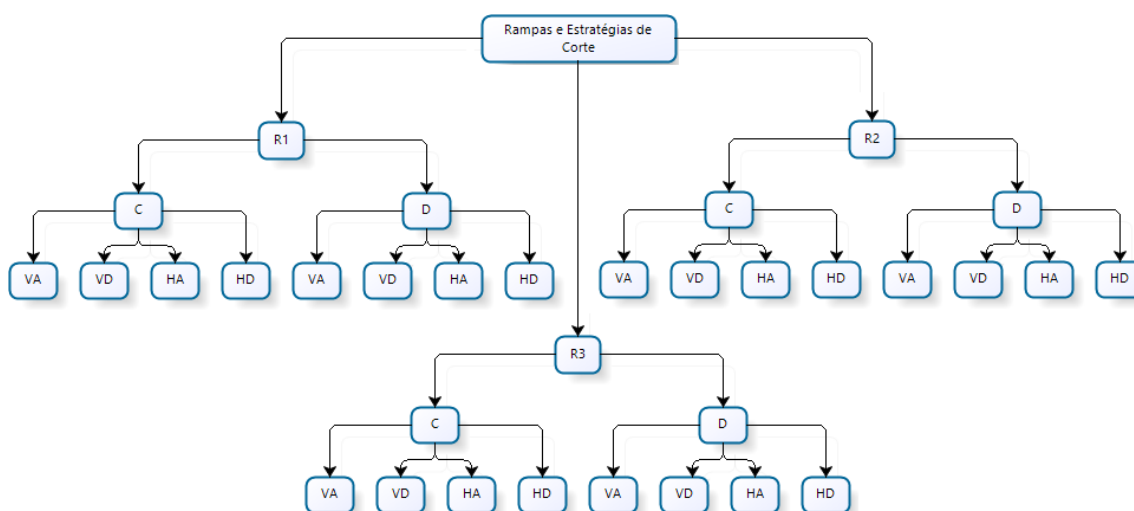


Figura 38 – Combinações experimentais de rampas e orientações de caminho de corte utilizadas

As combinações de movimento de avanço da ferramenta nas direções horizontal e vertical, com sentidos ascendente e descendente, e movimento de corte concordante e discordante ao movimento de avanço da ferramenta, resultaram em oito distintas orientações de caminho de corte que podem ser visualizadas na Figura 39. O círculo preto indica onde se dá o início da usinagem, as linhas sólidas com setas indicam o local de efetiva usinagem e sua respectiva direção e sentido de avanço, as linhas tracejadas descrevem o movimento de reposicionamento da ferramenta e as direções de corte, horizontais e verticais. Como indicado em todas as figuras, a usinagem somente ocorre com a ferramenta rotacionando no sentido horário.

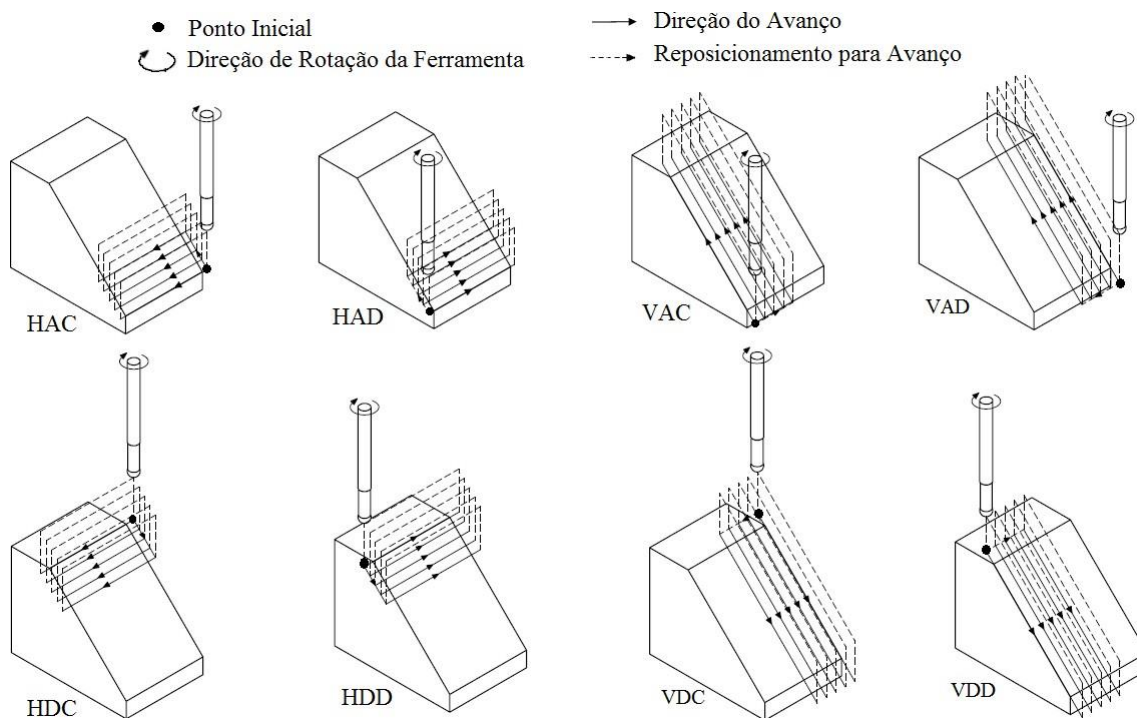


Figura 39 – Orientações de trajetória de corte – OTC – empregadas nas inclinações de rampa de 15, 45 e 75°

Em complemento à Figura 39, a Tabela 4 – Sumário das orientações de trajetória de corte mostra um sumário das Orientações de Trajetórias de Corte empregadas nas diferentes inclinações de rampa – 15, 45 e 75°.

Tabela 4 – Sumário das orientações de trajetória de corte

<b>Sigla</b>	<b>Significado</b>
HAC	Horizontal Ascendente Concordante
HDC	Horizontal Descendente Concordante
HAD	Horizontal Ascendente Discordante
HDD	Horizontal Descendente Discordante
VAC	Vertical Ascendente Concordante
VDC	Vertical Descendente Concordante
VAD	Vertical Ascendente Discordante
VDD	Vertical Descendente Discordante

A influência das orientações de trajetória de corte e inclinações de plano foram verificadas por meio de procedimento estatístico. Para as variáveis independentes, oito níveis para o fator OTC e três níveis para o fator Ângulo, foram empregados. Adicionalmente, três medições de rugosidade, parâmetro  $R_z$ , obtidas por meio de rugosímetro de contato, e três valores de amplitude de vibração RMS, medidos com microfone, foram utilizados como parâmetros resposta. Sendo assim, os gráficos dos

efeitos com a influência das OTCs e ângulos de inclinação foram plotados. Os dados utilizados podem ser visualizados no APENDICE C – DADOS ESTATÍSTICOS.

No intuito de facilitar o zeramento das peças, constatou-se que o projeto e fabricação de gabaritos para isto tornaria o trabalho menos moroso, não sendo necessário, assim, o zeramento a cada nova fixação de CDP. Então, para a usinagem do aço D6, procedeu-se a modificação do formato dos CDPs, sendo que ficaram estabelecidas medidas de 40 x 40 x 25 mm. Um rebaixo de 20 mm de largura por 1 mm de profundidade foi usinado a fim de separar as regiões a serem usinadas, mantendo-as com 10 x 40 mm de área efetiva. Se fosse realizada a usinagem com auxílio de fixação em morsa, os CDPs, contendo duas regiões efetivas em cada face, em 8 OTCs, resultariam e 24 regiões. Considerando 3 inclinações de rampa, a ferramenta deveria ser referenciada 12 vezes, um para cada face com duas áreas de corte. Contudo, o uso dos gabaritos compreendeu que apenas 3 zeramentos foram necessários, resultando na redução de 75% no tempo de *setup* e procedimento de zeramento da peça-ferramenta. A Figura 40 demonstra a fixação de um CDP, no gabarito com inclinação de 45°, fixado para usinagem de OTC horizontal. Entre a morsa e a Base para suporte do CDP (a ser utilizada em futuros trabalhos) – foram inseridos dois calços para manter o paralelismo desta base com a morsa hidráulica, sendo que outro calço foi empregado para fixação – cunhagem, de um dos lados da base, ainda com o mesmo objetivo.

O projeto do CDP, Gabarito (15°) e da Base para suporte do CDP, bem como o esquema de montagem destes, podem ser vistos nas figuras do APÊNDICE B – DIMENSIONAMENTOS DE DISPOSITIVO DE FIXAÇÃO DE C

Todos os CDPs em aço AISI D6 foram temperados e revenidos, conforme orientação do fabricante [87], obtendo-se dureza média de 58 HRC. Para evitar que distorções advindas do processo de tratamento térmico interferissem nos resultados, os CDPs foram retificados com auxílio de retifica cilíndrica tangencial, marca Sulmecânica, modelo RAPH-60.

Para fresamentos com variações nas rotações, um CDP com 40 x 50 x 135 mm foi empregado. Este também passou por processo de retificação pós-têmpera e revenimento. Todavia, a dureza resultante foi ligeiramente mais elevada, com 60 HRC. Todas as medições de dureza foram procedidas com auxílio de um durômetro analógico da marca Mitutoyo, 963-101.



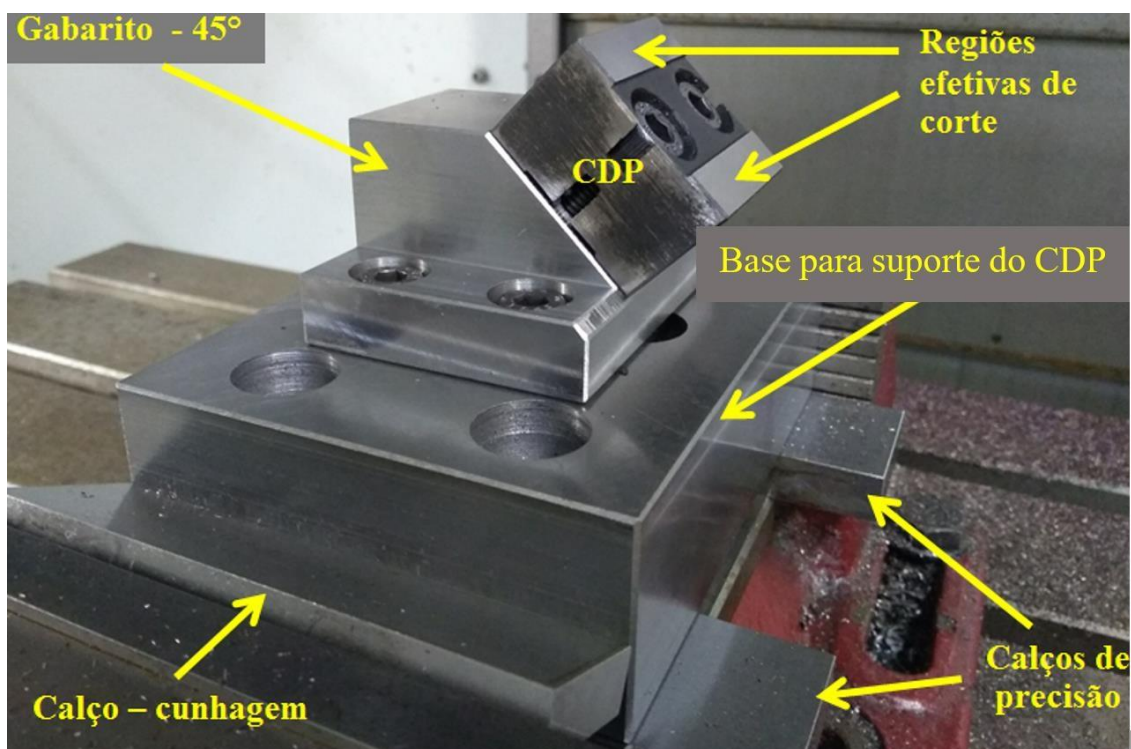


Figura 40 – CDP fixado ao gabarito (45°), por sua vez, fixado à Base para suporte do CDP, presa à morsa, por meio de cunhagem, com auxílio de calços de precisão paralelos

### 3.2 VARIÁVEIS DEPENDENTES

Na seleção das variáveis dependentes, ou seja, das variáveis repostas, para a avaliação da estabilidade, a análise dos espectros de vibrações no domínio do tempo e frequência, foram captadas por meio de microfone condensador de medição, ultra linear, modelo Behringer ECM8000, em conjunto com uma interface de áudio Behringer UPHORIA UMC22. Esta, além de amplificar, fornece fonte de energia na tensão de 48V para o microfone.

Foi projetado e fabricado um adaptador para fixação do microfone - APÊNDICE B – DIMENSIONAMENTOS DE DISPOSITIVO DE FIXAÇÃO DE C – a uma base magnética, normalmente empregada para uso em relógios comparadores, a fim de facilitar o posicionamento do microfone sempre na mesma distância, em relação à ferramenta, estipulada em 20 mm.

Acelerômetro ICP 603C01, acoplado magneticamente ao mancal do eixo-árvore da máquina operatriz, foi empregado para a captação das vibrações. Ambos sensores, microfone e acelerômetro, conectados simultaneamente a um equipamento digital de análise de vibrações, modelo SDAV-2, marca Teknikao. Esse aparelho é conectado, mediante conexão USB, ao periférico dotado de software fornecido pelo próprio

fabricante, disponibilizando interface gráfica com visualização de espectros de vibração mostrados em gráficos no domínio do tempo e domínio da frequência por meio de FFT - *Fast Fourier Transform* -, diretamente à tela de computador. O esquema do sistema de obtenção de sinais de vibração pode ser visualizado na Figura 41. A escolha de dois sensores, microfone e acelerômetro piezoelétrico para a captação se deu o intuito de realizar comparações entre estes.

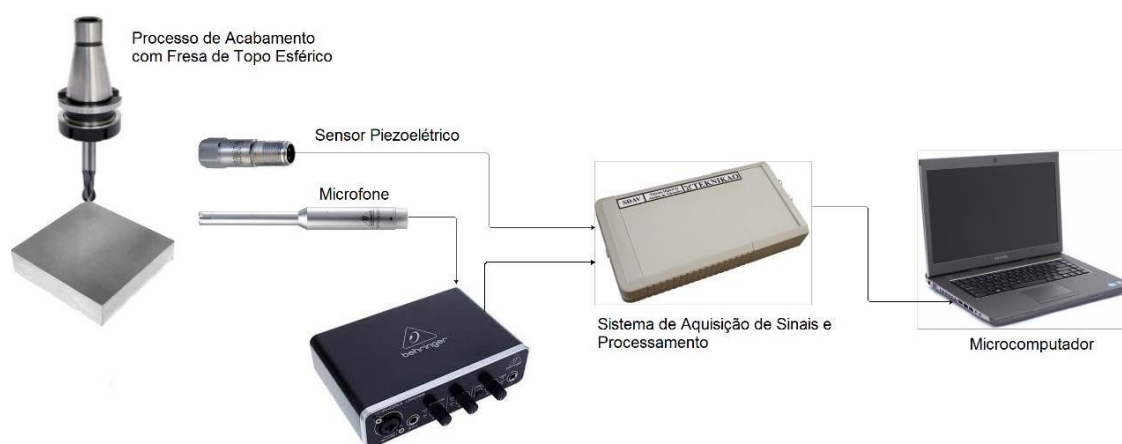


Figura 41 – Sistema para obtenção dos sinais de vibração no fresamento de topo esférico

A textura superficial é diretamente influenciada pela estabilidade dinâmica do sistema. Então, por meio da análise desta característica é possível verificar a estabilidade no processo. Nesse sentido, parâmetro de rugosidade  $R_a$  – desvio médio aritmético de rugosidade ou rugosidade média – e  $R_z$  – profundidade média de rugosidade – foram medidos na direção do avanço, com auxílio de aparelho rugosímetro 2D Mitutoyo SJ-210. O procedimento foi seguido pela sequência de três medições consecutivas para posterior obtenção das médias aritméticas, todas com *cut-off* de 0,8 mm para posterior comparação dos resultados obtidos nas diferentes orientações de trajetória de corte e inclinação de rampa, por meio da análise de efeitos.

Além da rugosidade obtida por meio de rugosímetro, onde há contato com o material, também foram obtidos perfis topográficos 3D, com auxílio de aparelho de medição sem contato, modelo Talysurf CCI, da Taylor Hobson Precision ®. Este equipamento é capaz de realizar medidas por meio de um sistema avançado de que faz uso de um tipo de medida interferométrica. O método utilizado por esse dispõe de alta resolução e alta sensibilidade, o que o torna versátil e preciso. Materiais com características espelhadas, superfícies polidas ou rugosas, estruturas policristalinas com degraus na altura, podem ser analisados. Ou seja, todo tipo de material pode ser analisado, desde vidros, metais, polímeros, fotos com revestimento e até tinta líquida. Este aparelho,

além da topografia superficial, fornece um relatório com vários parâmetros de rugosidade superficial, 2D e 3D [76]. Isto permitiu uma análise mais minuciosa de algumas características das superfícies, como por exemplo a tendência da superfície à isotropia, predominância de picos ou vales, dentre outros. Medidas, com parâmetros 2D, também foram levantadas o uso do rugosímetro sem contato.

### 3.3 METODOLOGIA DOS PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

#### 3.3.1 Resposta em Frequência do Sistema a uma Excitação Impulsiva

Por meio de teste de impacto, a relação entre a excitação imposta – entrada de força – e a resposta vibratória do sistema – saída de deslocamento, resultará na resposta em frequência do sistema a uma excitação impulsiva, das distintas montagens de ferramentas. A excitação é realizada mediante uso de martelo munido de transdutor de força piezoelétrico, modelo 086C03, da PCB Piezotronics e o deslocamento é captado por acelerômetro, modelo 352C65, de mesmo fabricante, fixado à ponta da ferramenta montada na máquina, como mostrado na Figura 42. Os sinais são amplificados por dois condicionadores de sinal, marca PCB Piezotronics, posteriormente processados por um software analisador de sinais dinâmicos, utilizando-se software Matlab®, por meio de uso de toolbox, ITA-Toolbox, desenvolvida pelo instituto de acústica técnica da Universidade RWTH, de Achem - Alemanha. O objetivo desse teste é identificar as frequências naturais ao sistema para posterior análise comparativa com os modos de vibração predominantes no processo.

#### 3.3.2 Usinagem com fresa de topo esférico

Além dos testes que incluíram as orientações de trajetória de corte em diferentes inclinações de plano, descritos na seção 0, testes foram realizados com distintas rotações, utilizando a OTC HDC, com ângulo de inclinação de plano a 45°. Duas diferentes profundidades de corte foram empregadas, sendo valores mínimos recomendados, para fresamento de acabamento, entre 0,1 mm e 0,3 mm [25]. Para tal, um bloco, previamente retificado, de 40 x 50 x 135 mm, foi empregado. Os parâmetros são expostos, em detalhes, na Tabela 5.

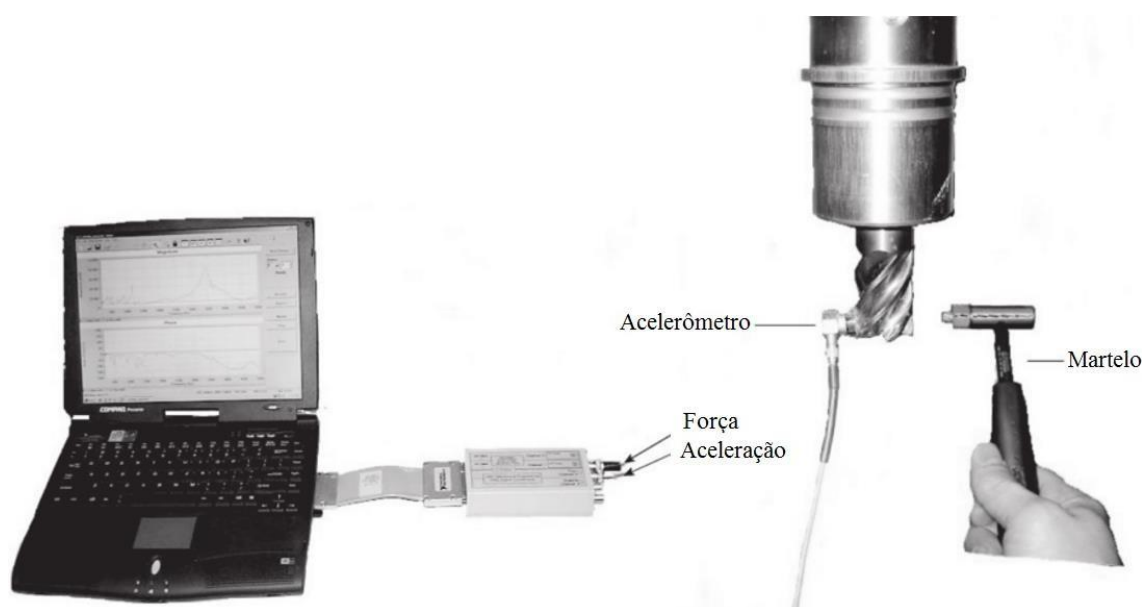


Figura 42 – Medida da resposta em frequência do sistema a uma excitação impulsiva com o uso de um martelo instrumentado com um transdutor de força e um acelerômetro à ponta da ferramenta [18]

Tabela 5 – Parâmetros de corte empregados nos testes para verificação da influência da frequência de passagem dos dentes e profundidade de corte na usinagem do aço endurecido AISI D6

<b>Parâmetros de Corte</b>	
$a_p$	0,1 e 0,3 mm
$a_e$	0,2 mm
$f_z$	0,1 mm/z
L/D	8 (96 mm)
OTC	HDC
Ângulo de inclinação do plano usinado	45°

Um dos objetivos deste trabalho é a verificação da influência da frequência de passagem dos dentes sobre a frequência natural de vibração da ferramenta, demonstradas nos gráficos da seção 3.3.1. Para  $L/D = 8$ , um total de 15 rotações foram utilizadas, sendo escolhidos valores de frequência de passagem dos dentes às proporções de 1/4 e 1/3 – limitados a rotação disponível na máquina operatriz – dos modos de vibração natural da ferramenta montada à máquina. A Tabela 6 apresenta os valores de rotação e respectivas frequências, bem como as relações de frequência de passagem dos dentes – considerando ferramenta com duas arestas de corte atuantes – com os modos de vibração natural obtidos, empregados nos experimentos à relação  $L/D = 8$ .

Tabela 6 – Parâmetros experimentais empregados na usinagem para  $L/D = 8$ 

Nº	Rotação (RPM)	Rotação (Hz)	$F_t$ (Hz)	$F_t/F_n$
1	5400	90,00	180,00	1/4 – 720 Hz
2	5962	99,37	198,73	1/4 – 795 Hz
3	6000	100,00	200,00	–
4	6500	108,33	216,67	–
5	7000	116,67	233,33	–
6	7050	117,50	235,00	1/4 – 940 Hz
7	7200	120,00	240,00	1/3 – 720 Hz
8	7500	125,00	250,00	–
9	7950	132,50	265,00	1/3 – 795 Hz
10	8000	133,33	266,67	–
11	8500	141,67	283,33	–
<u>12</u>	<u>9000</u>	<u>150,00</u>	<u>300,00</u>	=
13	9400	156,67	313,33	1/3 – 940 Hz
14	9500	158,33	316,67	–
15	10000	166,67	333,33	–

### 3.3.3 Análise dos Parâmetros de Rugosidade – 2D e 3D

A estabilidade dinâmica, avaliada neste trabalho, é fundamentada em padrões de rugosidade obtidos por meio de rugosímetro 3D (interferômetro de luz branca) – nos parâmetros de rugosidade 2D e 3D.

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesta seção são descritos os resultados obtidos por meio dos procedimentos experimentais empregados neste trabalho.

### 4.1 RESPOSTA EM FREQUÊNCIA DO SISTEMA A UMA EXCITAÇÃO IMPULSIVA

Esta etapa do trabalho é de importância ímpar, em função da verificação da influência da passagem dos dentes no fresamento de topo esférico, quando estas se aproximam, em alguma proporção, da frequência natural do sistema, ou seja, do modo dominante de vibração da ferramenta. O resultado do ensaio para verificação dos modos de vibração da ferramenta é mostrado na Figura 43.

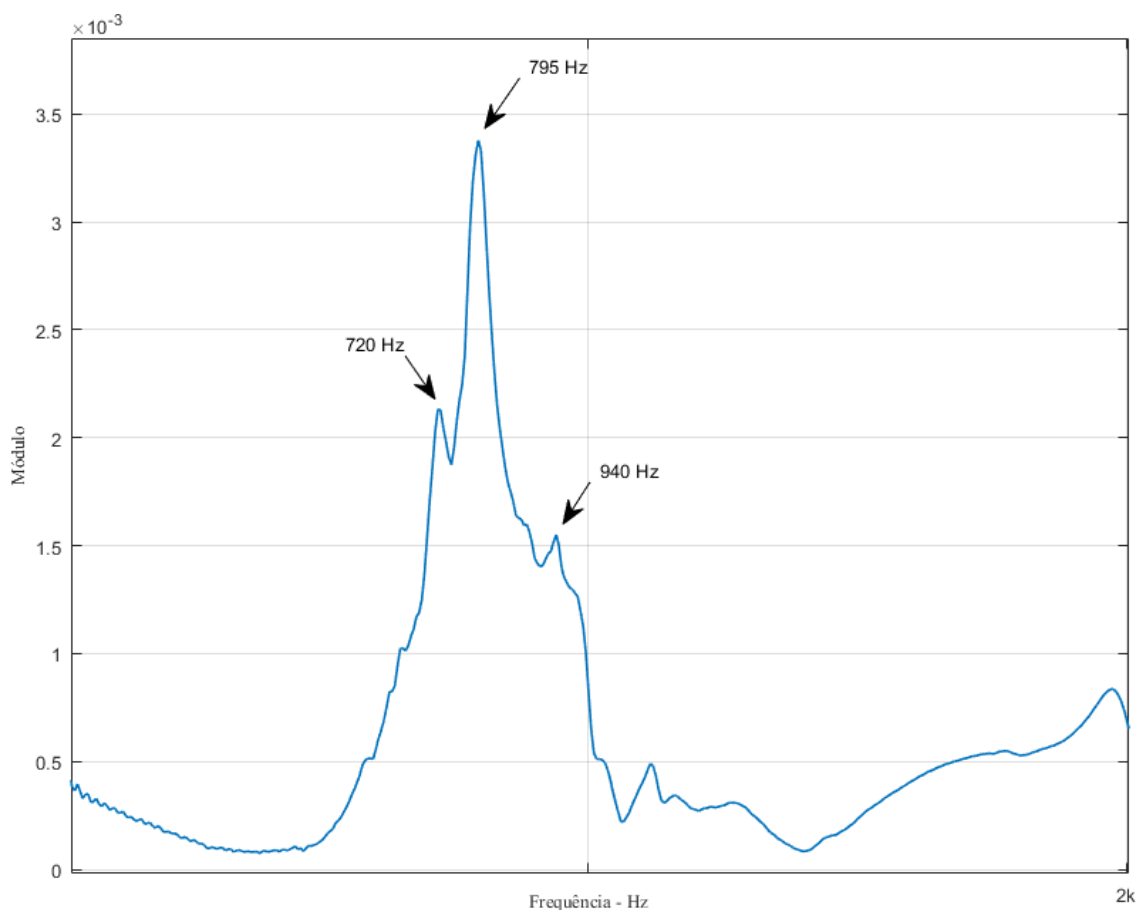


Figura 43 – Resposta em frequência do sistema a uma excitação impulsiva –  $L/D = 8$  – para ferramenta com 12 mm de diâmetro

Pode-se verificar que, para a relação comprimento pelo diâmetro igual a oito –  $L/D = 8$  – como visto na Figura 43, existem três picos de vibrações proeminentes, a saber:

795 Hz; 720 Hz e 940 Hz, por ordem de amplitude, do maior para o menor, respectivamente.

A fim de verificar a influência na estabilidade dinâmica da usinagem com fresa de topo esférico em superfícies inclinadas, oito diferentes combinações de OTC da ferramenta, como descrito anteriormente, foram empregados em rampas de três diferentes inclinações.

## 4.2 FRESAGEM DE TOPO ESFÉRICO

Esta seção apresenta os resultados das usinagens com fresa de topo esférico sobre o aço AISI D6, tratado termicamente. Foram conduzidos ensaios, a priori, com parâmetros indicados pelo fabricante, para a condição de diâmetro médio de corte, ou seja, para a inclinação do ângulo de rampa a 45°. Ademais, usinagens com variações nos planos inclinados, 15, 45 e 75 graus, foi procedida, e verificada a influência desta inclinação sobre o acabamento e comportamento do processo. Sendo que, em cada inclinação de plano foram utilizadas as oito combinações de trajetória de corte, já descrita na seção 0. Para isto, os parâmetros de acabamento superficial, e também das vibrações, foram analisados.

### 4.2.1 Influência da Inclinação do Plano Usinado

Por meio do gráfico representado na Figura 44, depreende-se que existe tendência de o acabamento superficial ser correlacionado com o parâmetro de vibrações global (RMS), com destaque para a inclinação de 45°, que apresentou maiores vibrações, conseqüentemente, maiores valores de rugosidade superficial, parâmetro  $R_z$ , obtidos mediante rugosímetro 2D.

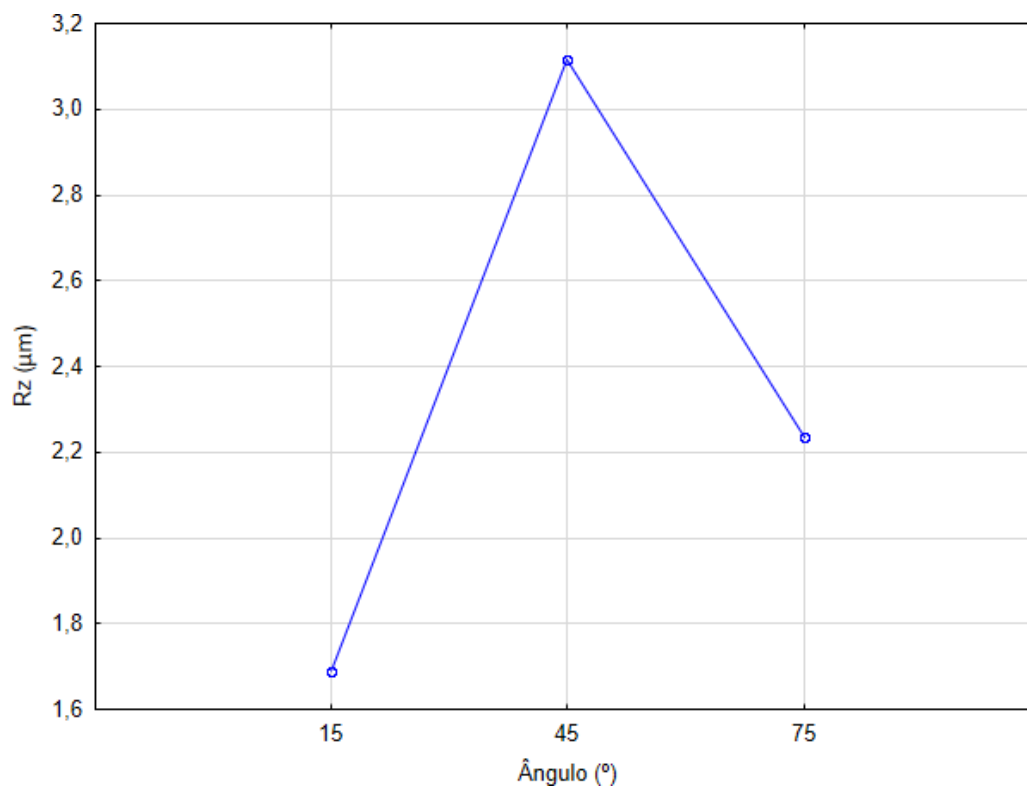


Figura 44 – Efeitos globais da Influência do ângulo de inclinação de rampa no acabamento  $R_z$ , medidos com rugosímetro de contato, em usinagem de aço AISI D6, tratado termicamente

Observa-se que existe tendência de o acabamento superficial ser proporcional ao parâmetro de vibrações global (RMS), com destaque para a inclinação de 45°, que apresentou maiores vibrações, conseqüentemente, maiores valores de rugosidade. Ainda, os valores de rugosidade e amplitude de vibrações são menores quando a ponta da ferramenta está engajada no corte.



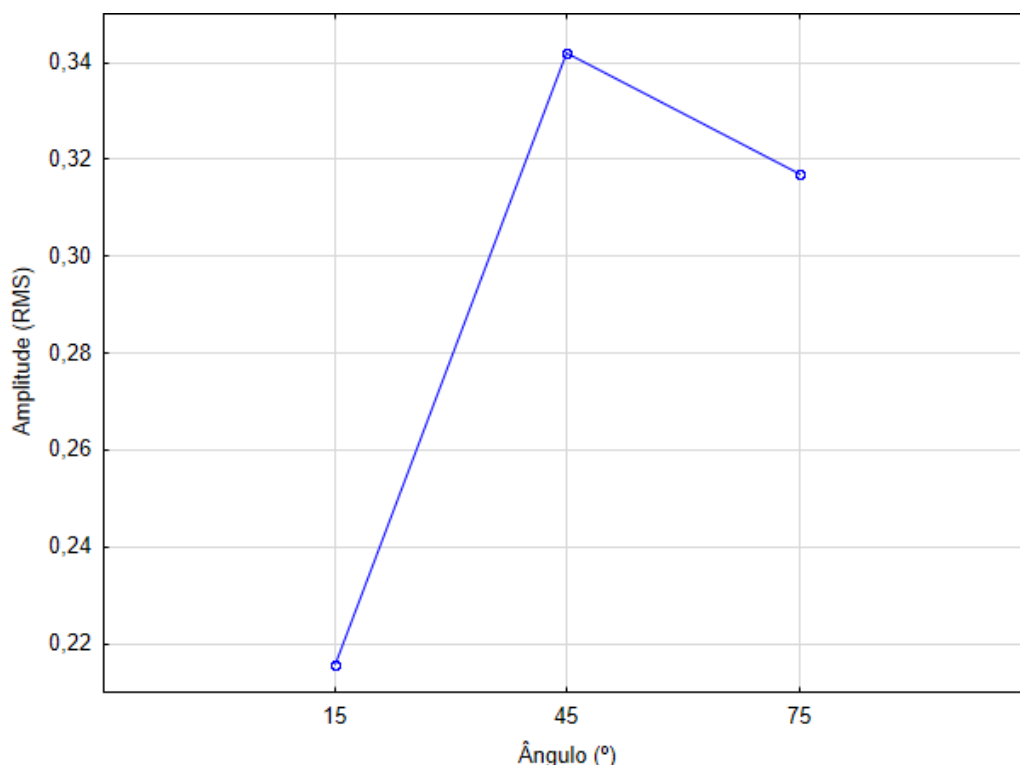


Figura 45 – Efeitos globais da Influência do ângulo de inclinação de rampa na amplitude global de vibrações, medido com microfone, em usinagem de aço AISI D6, tratado termicamente

Com a visualização da Figura 46, é possível verificar a influência do parâmetro de vibração global (RMS) no acabamento superficial. Nas orientações de corte horizontais, verifica-se que os cortes concordantes – HAC e HDC – possuem semelhanças de comportamento dinâmico referentes ao acabamento superficial, com maiores rugosidades para o plano inclinado a 45°. Todavia, para os cortes discordantes nota-se que, praticamente, não há variações no acabamento para HAD, quando se altera o ângulo de 15° para 45°. Contudo, eleva-se para a inclinação de 75°. Já, para a OTC HDD, o fenômeno de inalteração de rugosidade ocorre quando varia-se o ângulo de 45° para 75°, sendo o menor valor de rugosidade apresentado em usinagem de rampa a 15°.

Cabe aqui a observação de que alguns gráficos não possuem alinhamento propositalmente, com o objetivo de não haver sobreposição das linhas, o que prejudicaria a interpretação destes.

Nessa mesma esteira, é apresentada a influência do ângulo de inclinação de rampa na amplitude de vibrações globais (RMS), em OTCs horizontais (Figura 48) e verticais (Figura 49). Todas seguiram a tendência de proporcionalidade, outrossim, não ocorreu para os cortes com orientação horizontal, sentido de corte concordante, sendo que a 75° de inclinação as vibrações aumentaram, porém, não a rugosidade.

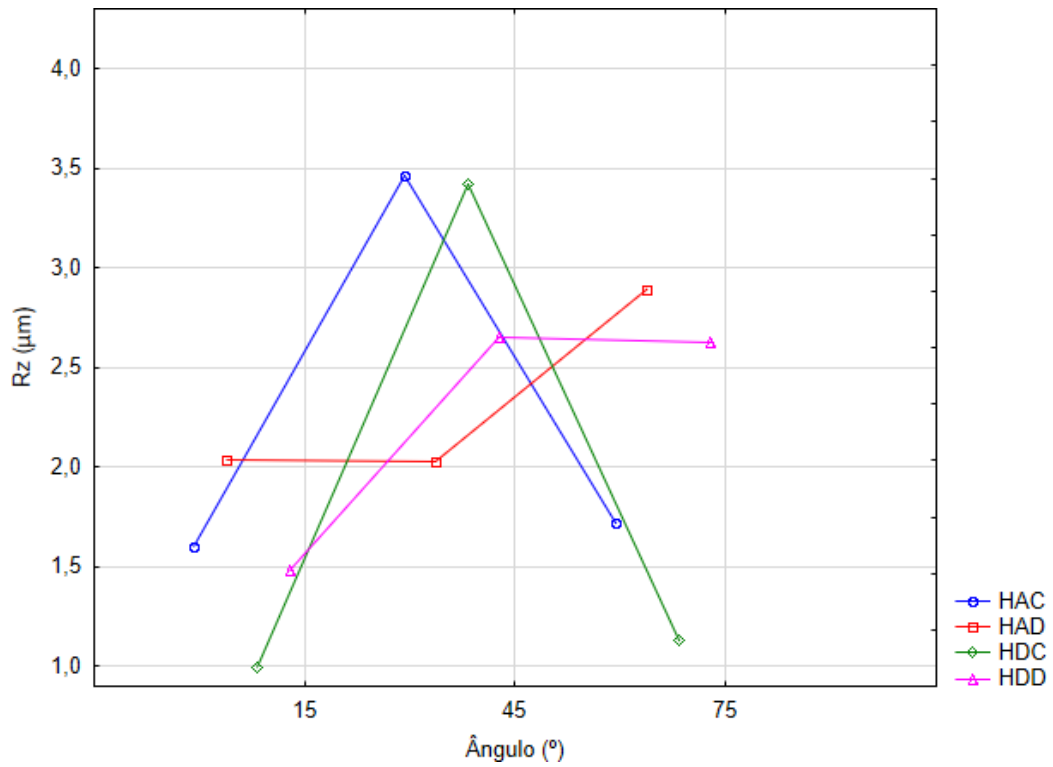


Figura 46 - Influência do ângulo de inclinação de rampa no acabamento  $R_z$  em OTCs horizontais na usinagem de aço AISI D6, tratado termicamente

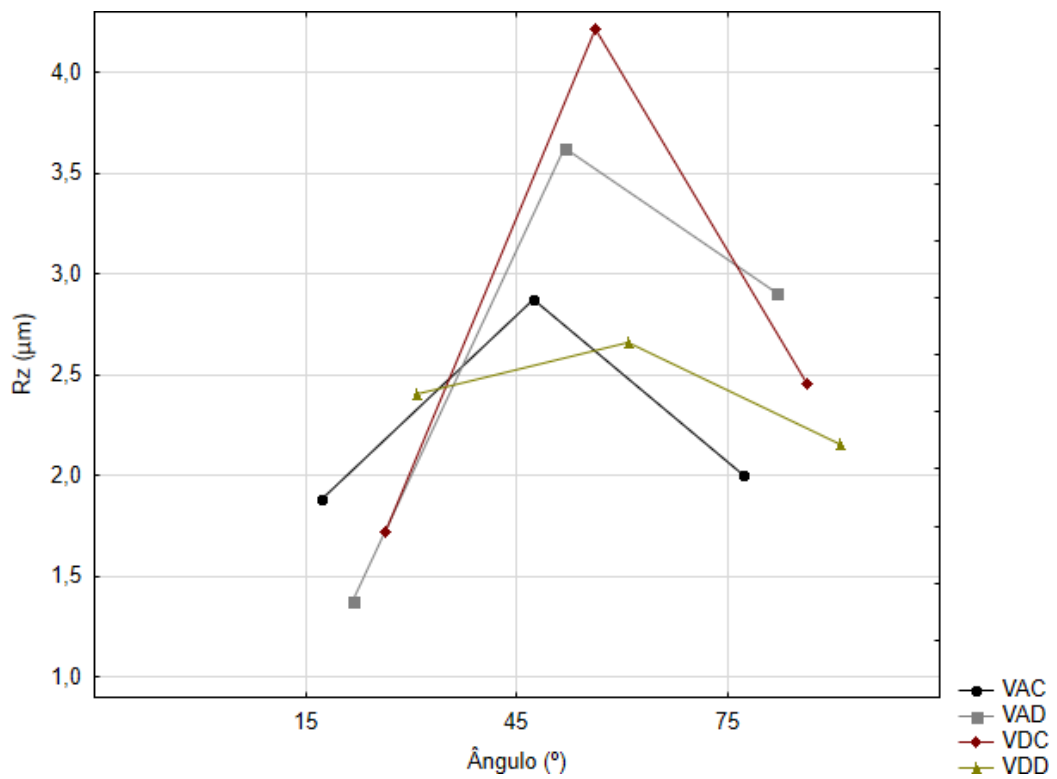


Figura 47 – Influência do ângulo de inclinação de rampa no acabamento  $R_z$  em OTCs verticais na usinagem de aço AISI D6, tratado termicamente

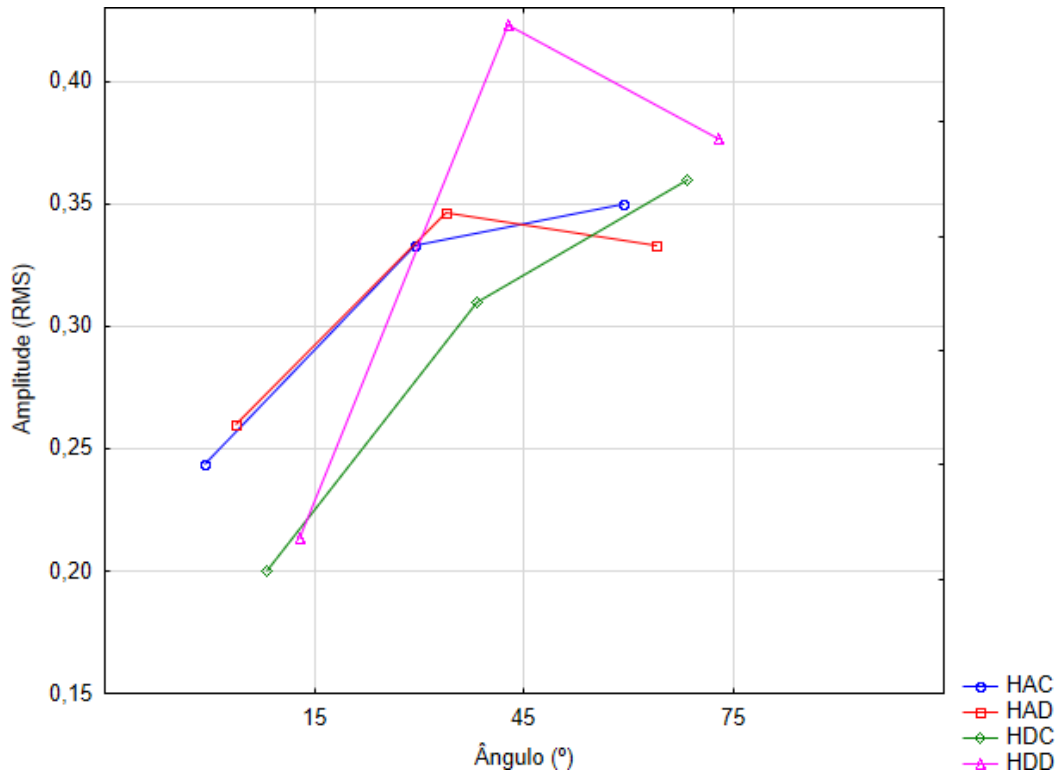


Figura 48 – Influência do ângulo de inclinação de rampa na amplitude de vibrações globais (RMS) em OTCs horizontais na usinagem de aço AISI D6, tratado termicamente

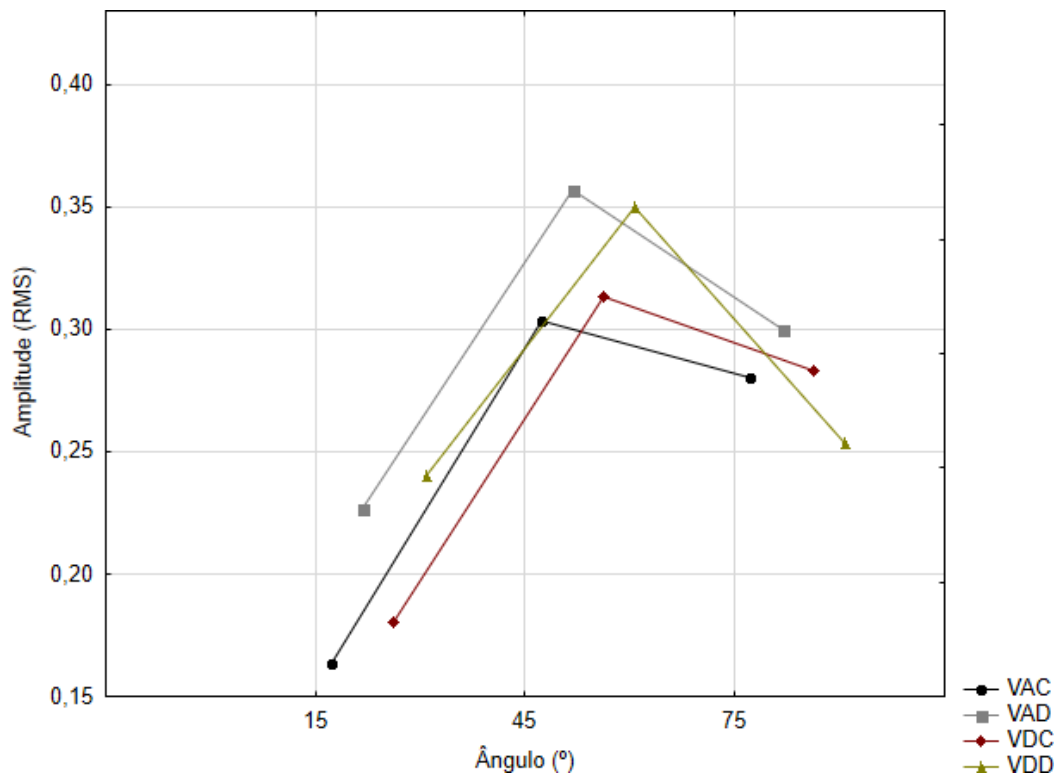


Figura 49 – Influência do ângulo de inclinação de rampa na amplitude de vibrações globais (RMS) em OTCs verticais na usinagem de aço AISI D6, tratado termicamente

#### 4.2.2 Influência da Orientação da Trajetória de Corte

Esta etapa do trabalho é dividida em duas partes, sendo a primeira, considerando parâmetros –  $R_a$  e  $R_z$  – de textura obtidos por rugosímetro 2D, de contato, e, posteriormente, análises de textura realizadas mediante dados de topografia e rugosidade –  $R_a$ ,  $R_z$ ,  $S_a$ ,  $S_q$ ,  $S_z$ ,  $S_{tr}$ ,  $S_{sk}$ ,  $S_{ku}$ ,  $P_t$  e  $W_t$  – obtidos com um equipamento rugosímetro 3D.

De forma global, no processo de usinagem com fresa de topo esférico, utilizando orientações de trajetória de corte horizontais, é notável a proporcionalidade entre rugosidade superficial 2D e amplitude de vibração global (RMS), como abstraído da Figura 50 e Figura 51. Quando se analisam as orientações de trajetória de corte verticais, comportamentos distintos ocorrem para usinagem ascendentes e descendentes. Nas usinagens ascendentes, vale o comportamento tendendo à proporcionalidade, já descrito aqui, porém, nas com sentido de avanço descendentes, ocorre o oposto.

Ademais, é possível depreender que, via de regra, a OTC que apresentou melhores resultados foi a HDC – Horizontal Descendente Concordante, e, foi a que apresentou menores valores de vibração global (RMS). Contudo, nas condições horizontais foi a de menor valor.

A Figura 52 e Figura 53 mostram, respectivamente, a influência que cada OTC exerce no acabamento superficial, obtido com rugosímetro 2D, e nas vibrações globais envolvidas no processo. Percebe-se que para as orientações de trajetória de corte horizontais, aplicadas à usinagem do plano a  $15^\circ$ , que os valores de rugosidade se correlacionam com às amplitudes de vibrações, sendo que as condições de sentido de corte discordantes, apresentaram os maiores valores. Todavia, as usinagens no sentido de corte ascendentes apresentaram maiores valores se comparadas às ascendentes.

No processo de fresamento com ferramenta de topo esférico as vibrações forçadas pela passagem dos dentes são predominantes [15]. Sendo assim, quando uma frequência não harmônica desta se faz presente no espectro no domínio da frequência, normalmente isto requer atenção. Nas orientações de corte verticais, para inclinação de  $15^\circ$ , em duas trajetórias de corte foi possível detectar corte com instabilidade pela análise de frequências. Na Figura 52 é possível verificar que as OTCs VAC e VDD apresentaram valores mais proeminentes de rugosidade.

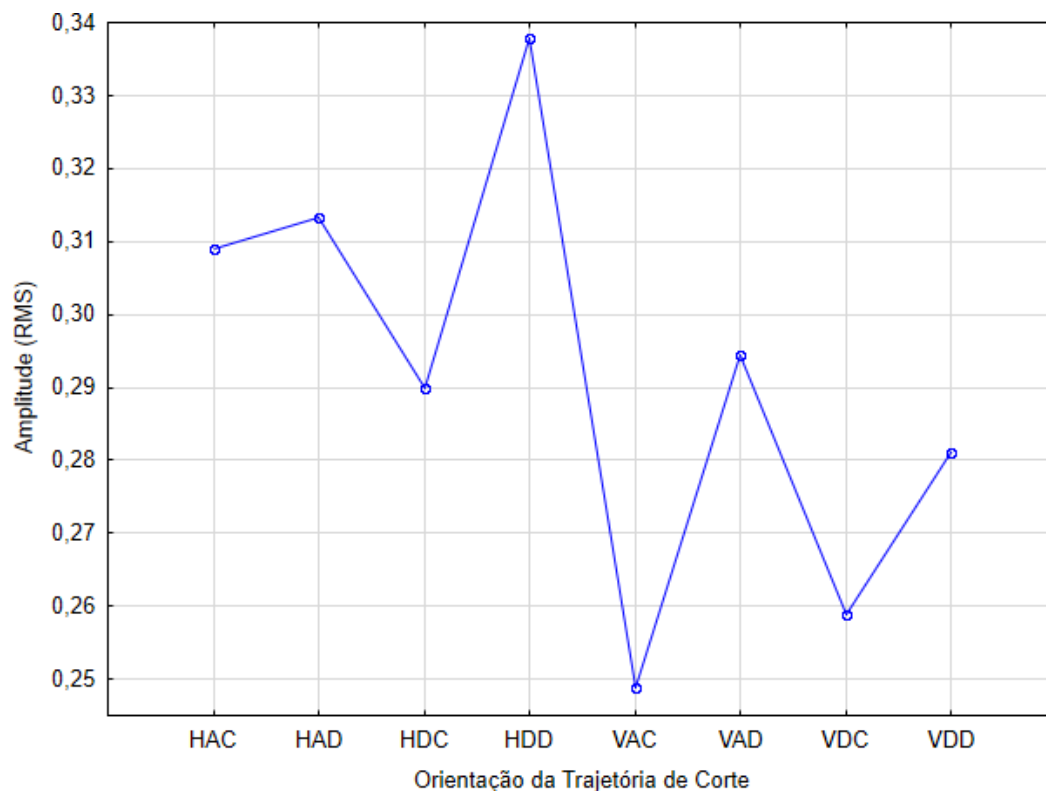


Figura 50 – Efeitos globais da Influência da orientação da trajetória de corte na amplitude de vibrações globais, RMS, medido com microfone, na usinagem de aço AISI D6 tratado termicamente

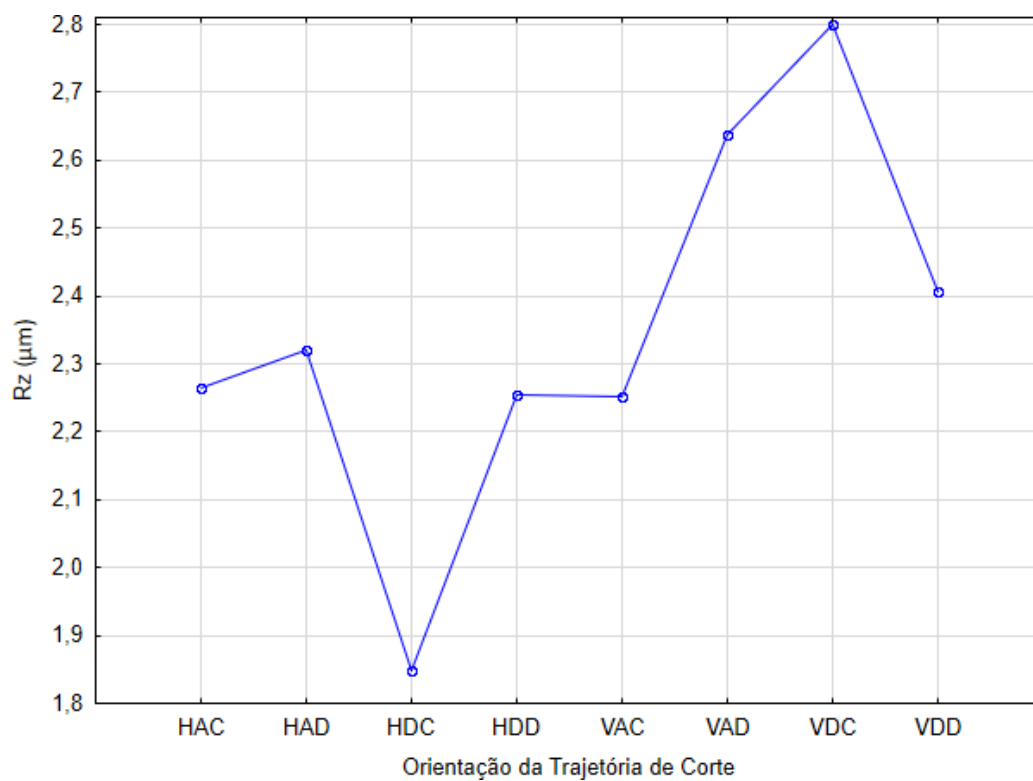


Figura 51 – Efeitos globais da Influência da orientação da trajetória de corte no acabamento  $R_z$ , medido com rugosímetro de contato, na usinagem de aço AISI D6 tratado termicamente

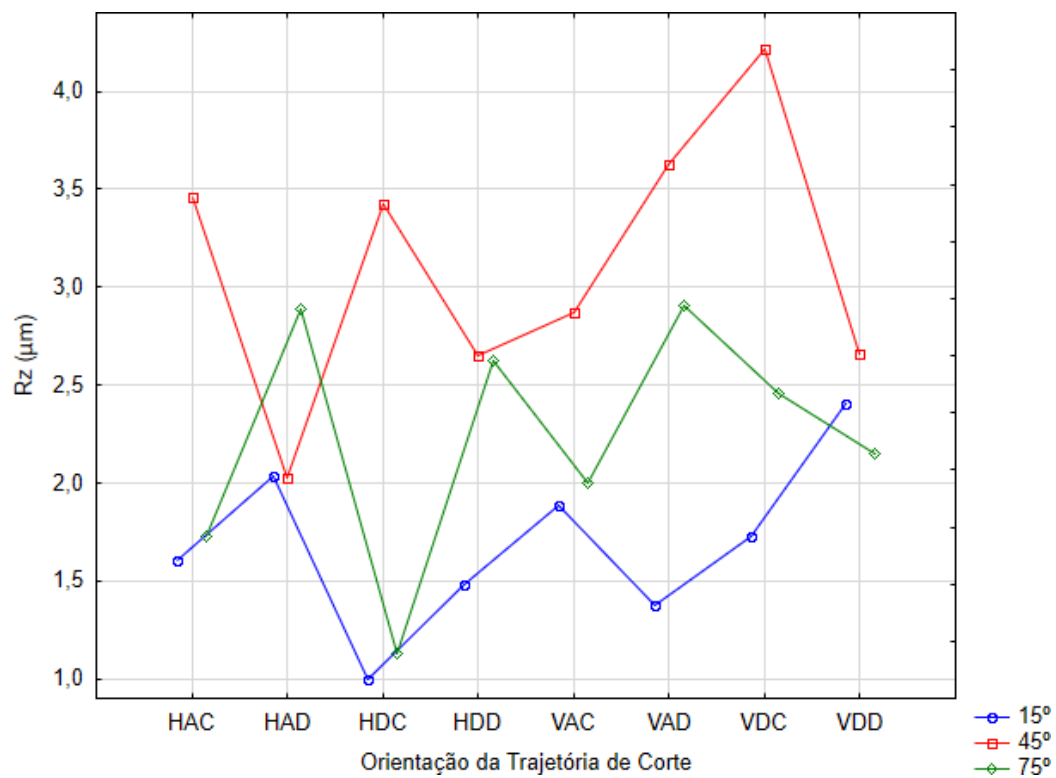


Figura 52 – Influência de cada OTC para cada ângulo de inclinação de plano, no acabamento, parâmetro  $R_z$ , obtidos com rugosímetro de contato

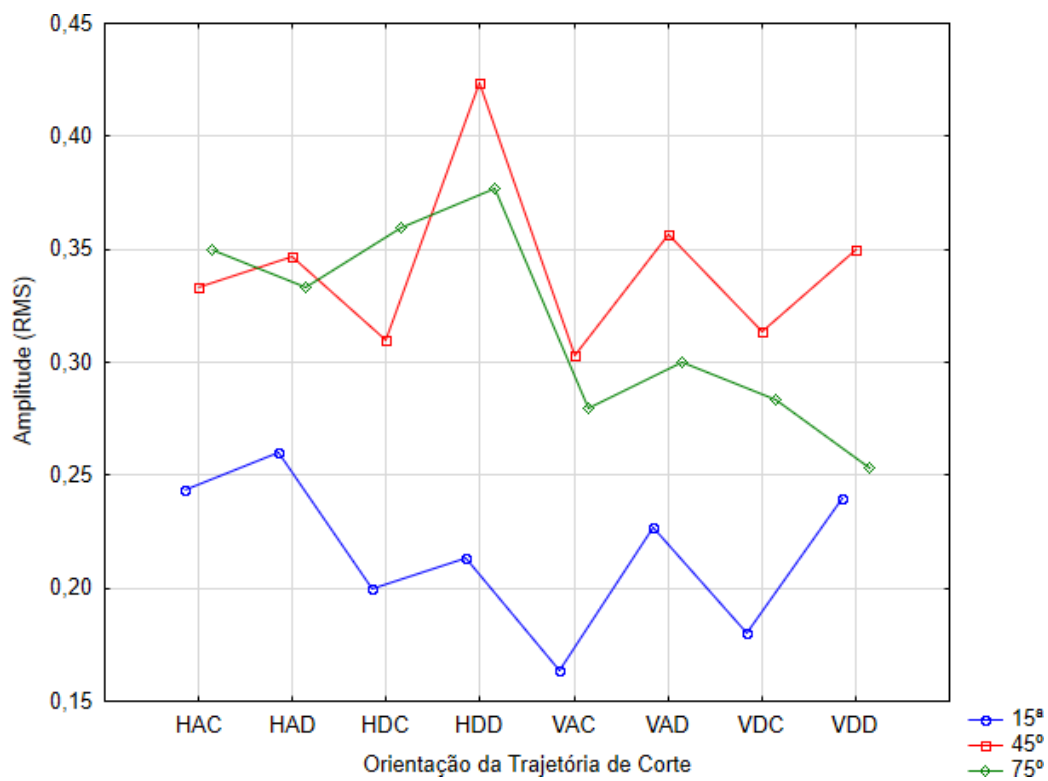


Figura 53 – Influência de cada OTC para cada ângulo de inclinação de plano, nas vibrações globais no processo – RMS, obtidas com microfone

Não obstante, lançando mão da análise dos espectros de vibração destas condições, observados no domínio do tempo (Figura 54) e no domínio da frequência (Figura 55), é possível inferir que houveram frequências de vibração não harmônicas da frequência de passagem dos dentes – 220 Hz. Estas são: 828 e 1048 Hz, para VAC, e 833 e 1053 Hz, para VDD. A instabilidade dinâmica resultante no emprego das OTCs VAC e VDD, podem ser melhor compreendidas com auxílio da imagem da topografia na Figura 61 (a) e Figura 62 (b), mais adiante.

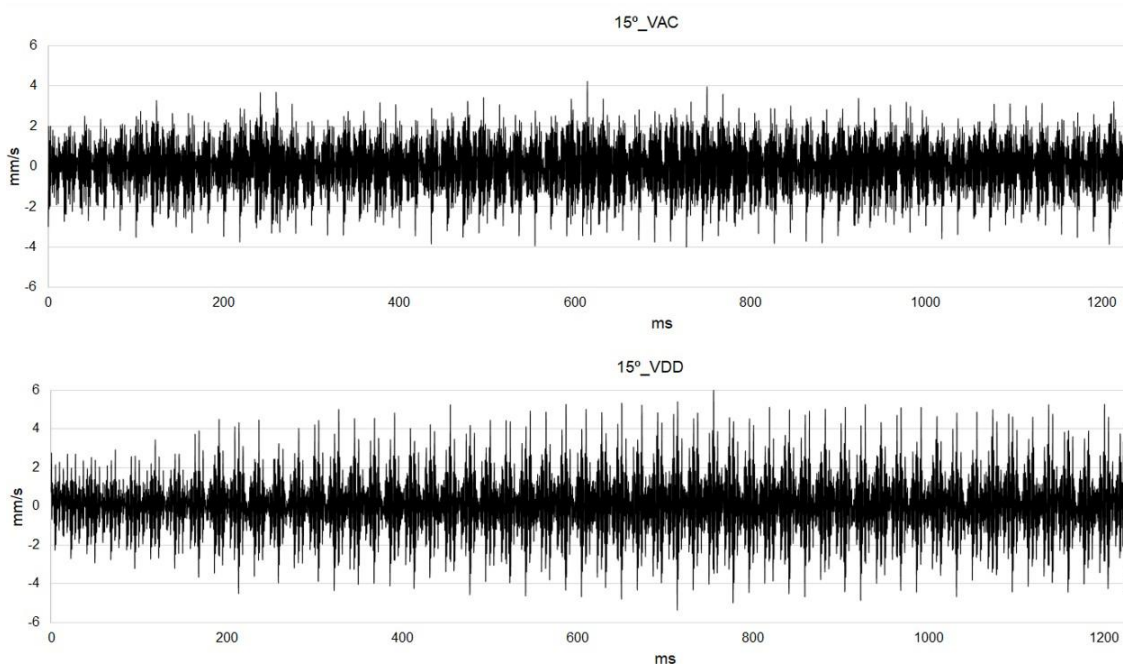


Figura 54 – Espectros de vibração de usinagem instável, em rampa a 15°, no domínio do tempo, para as orientações de trajetória de corte VAC e VDD

Pelos espectros de vibração representados no domínio do tempo (Figura 56) e no do domínio do frequência (Figura 57), é possível abstrair que mesmo que as vibrações globais (RMS) para a OTC VAD, sejam maiores, o acabamento superficial foi melhorado, como demonstrado na Figura 52 e Figura 53.

Adicionalmente, é visto que para a condição VAD existe maior quantidade de harmônicos da frequência de passagem dos dentes proeminentes, sendo a de maior amplitude a frequência de 1100 Hz. Ademais, para a condição estável VDC é visto que os harmônicos inferiores a 1100 Hz não chegam nem à metade desta frequência fundamental.

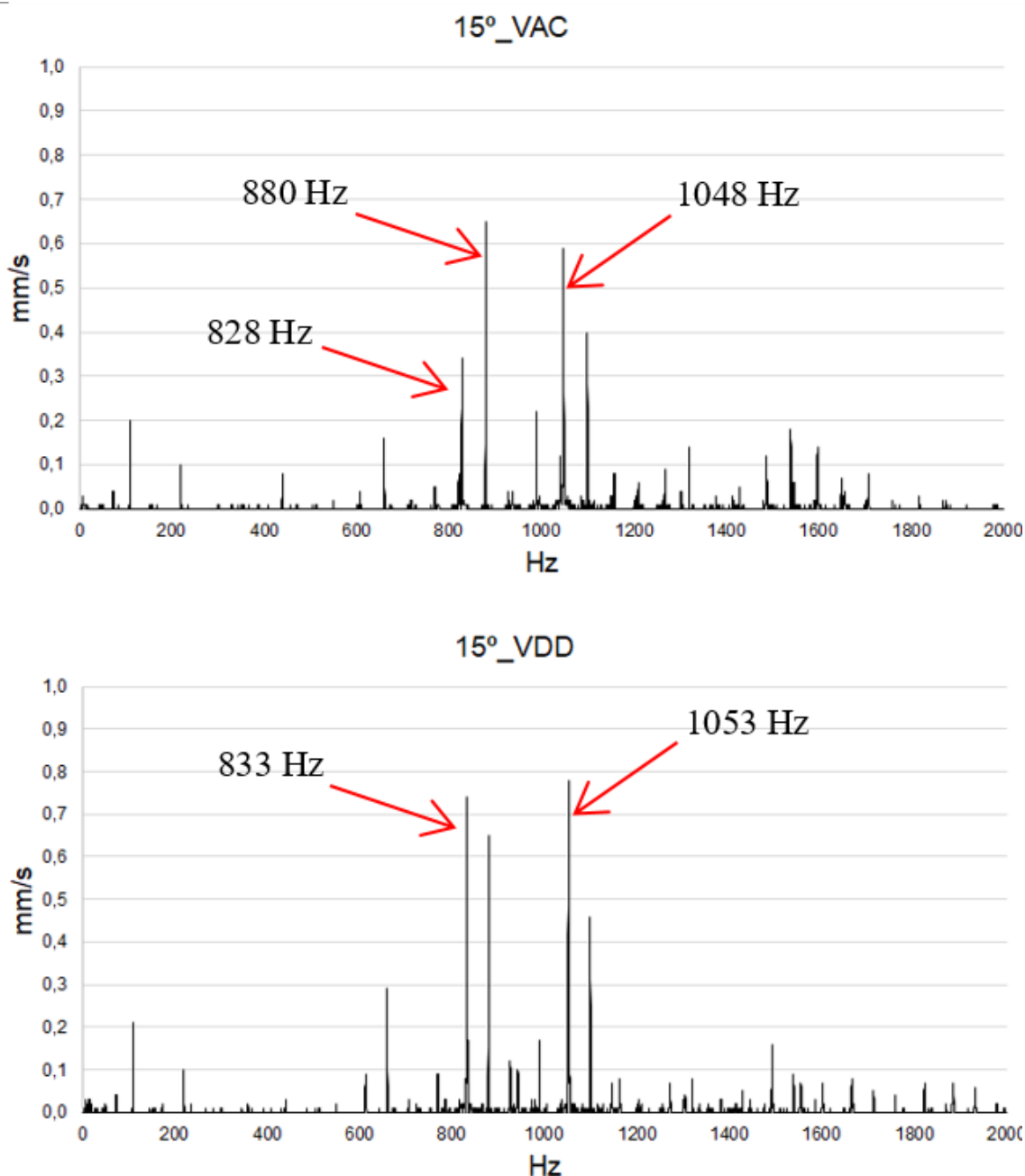


Figura 55 – Espectros de vibração de usinagem instável, em rampa a 15°, no domínio da frequência para as orientações de trajetória de corte VAC e VDD

Outro aspecto a ser considerado é a isometria no espectro de vibração, no domínio do tempo, das condições estáveis – Figura 54 – quando comparados à assinatura espectral impressa por cortes instáveis – Figura 56. Nos espectros que expressam a estabilidade no corte é visto equidistâncias entre os picos e poucas variações nas amplitudes, pelo contrário, nas condições instáveis é visto assimetria nos gráficos, nas direções transversais e longitudinais.



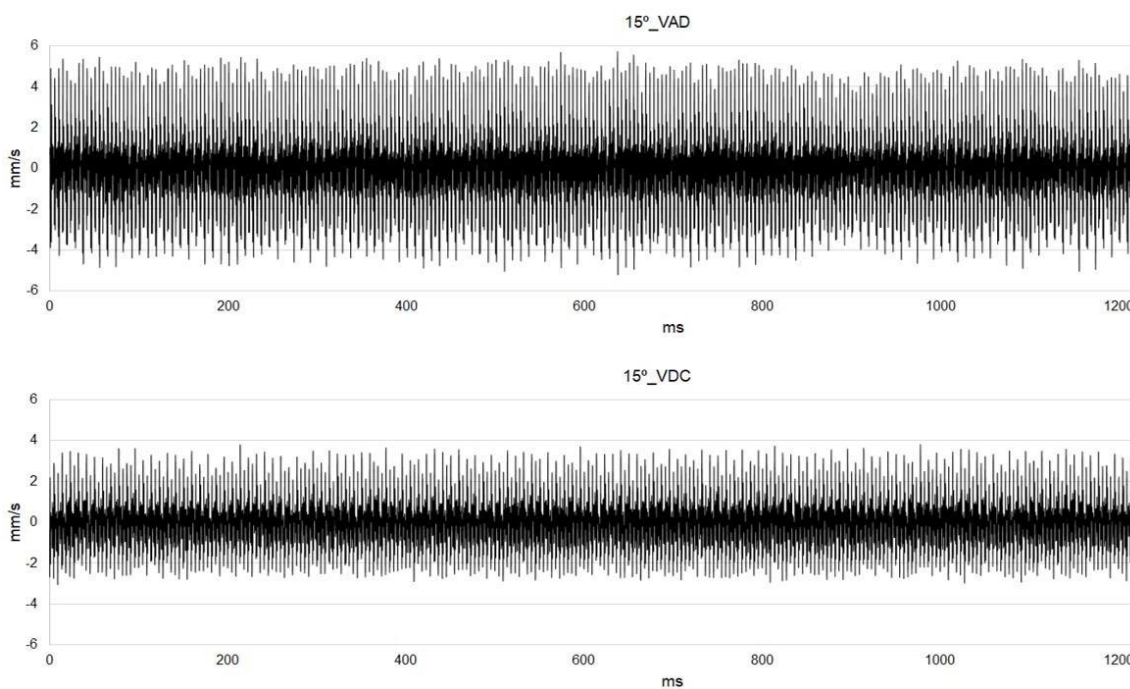


Figura 56 – Espectros de vibração de usinagem estável, em rampa a 15°, no domínio do tempo para as orientações de trajetória de corte VAD e VDC

Como já mencionado, no processo de fresamento que utiliza fresa de topo esférico para acabamento de superfícies, a frequência de passagem dos dentes normalmente é proeminente. Ademais, nem sempre o acabamento de uma superfície foi proporcional ao nível de vibração global (RMS), como demonstrado entre as OTCs VDC e VAC, ambas em usinagem de superfície inclinada a 15°. A vibração global (RMS), captada no processo, foi maior para a OTC VDC, todavia VAC se fez mais deteriorada, como pode ser visto nos perfis de rugosidade da Figura 58, a seguir, e também, mais adiante, na Figura 61 (b) e Figura 62 (a), que expressa imagem da topografia, em 3D, para tais condições.

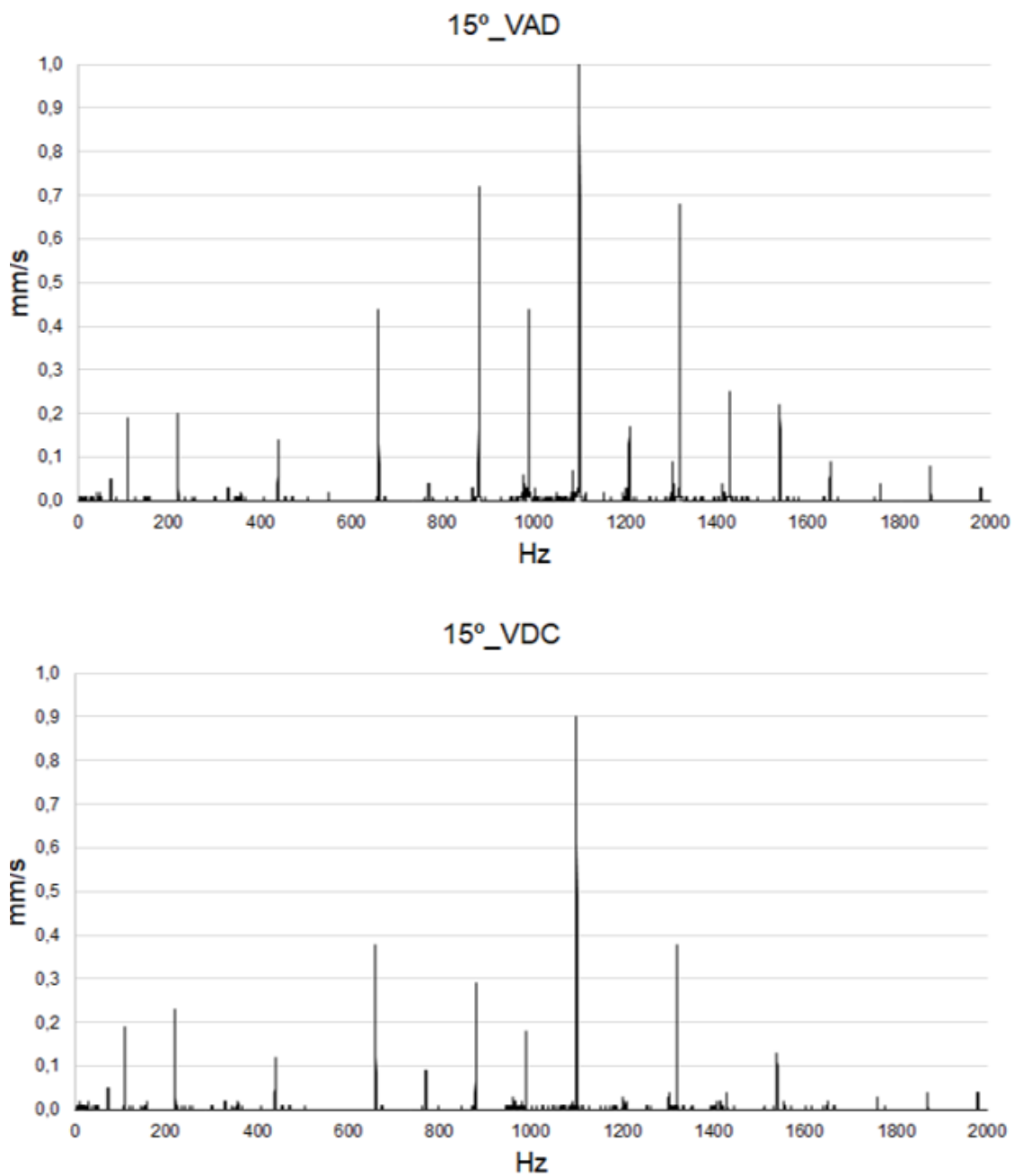


Figura 57 – Espectros de vibração de usinagem estável, em rampa a 15°, no domínio da frequência para as orientações de trajetória de corte VAD e VDC

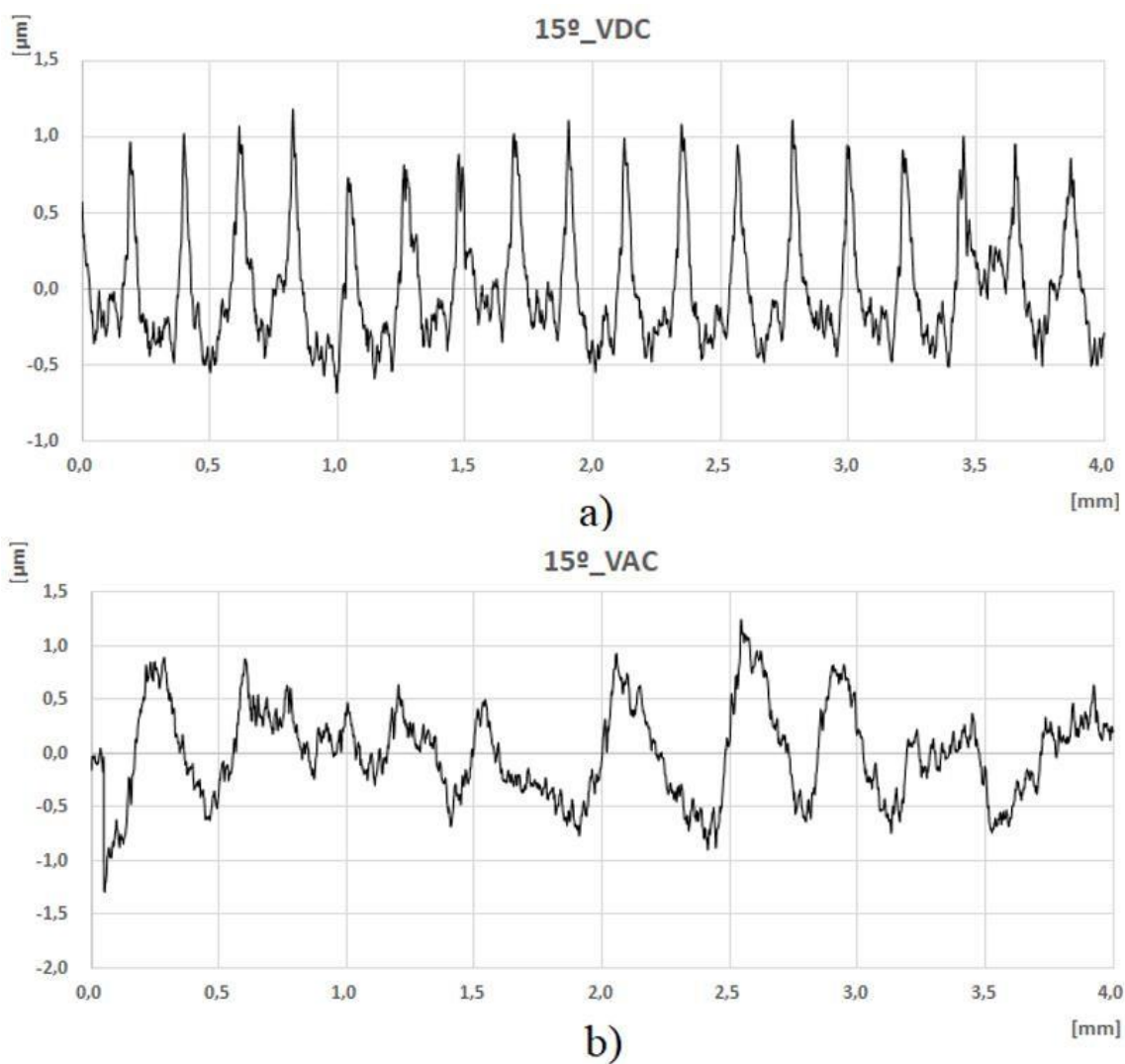


Figura 58 – Perfil de rugosidade de superfície usinada com fresa de topo esférico, plano inclinado a  $15^\circ$ , medido no sentido do avanço da ferramenta (a) estável – VDC e (b) instável – VAC

As topografias superficiais originais foram obtidas mediante o emprego de rugosímetro 3D. A seguir, nas Figura 59, Figura 60, Figura 61 e Figura 62, é possível verificar as topografias obtidas na usinagem de plano inclinado a  $15^\circ$ , nas oito diferentes OTCs. Outro aspecto a ser considerado, quando se analisa as topografias contidas nas figuras, é a escala de cores que não é a mesma para as figuras, sendo assim, cada uma possui uma escala ao lado, em micrometros ( $\mu\text{m}$ ), correspondente ao gradiente de cores contidos nas imagens.

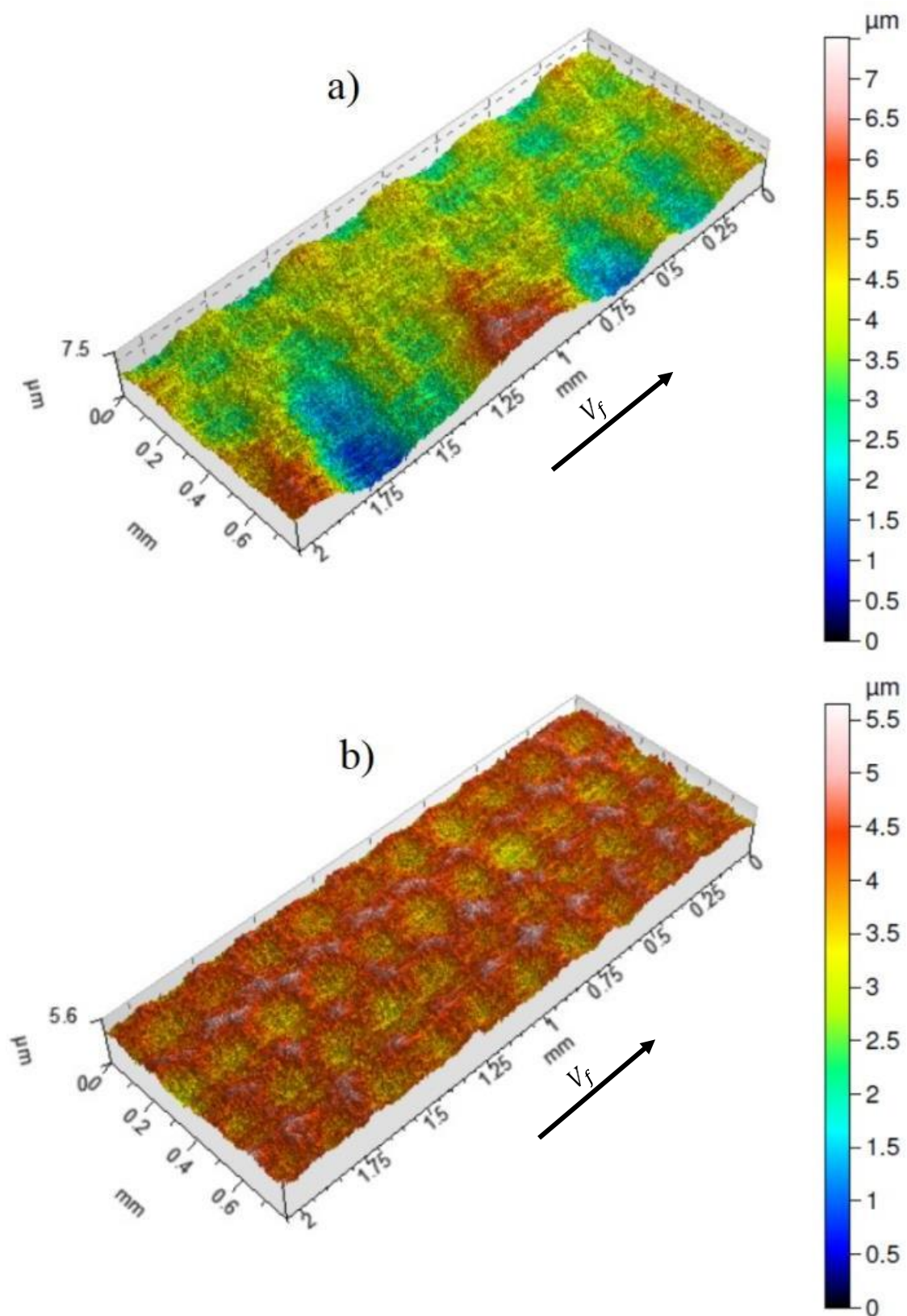


Figura 59 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a  $15^\circ$  - a) HAC; b) HDC

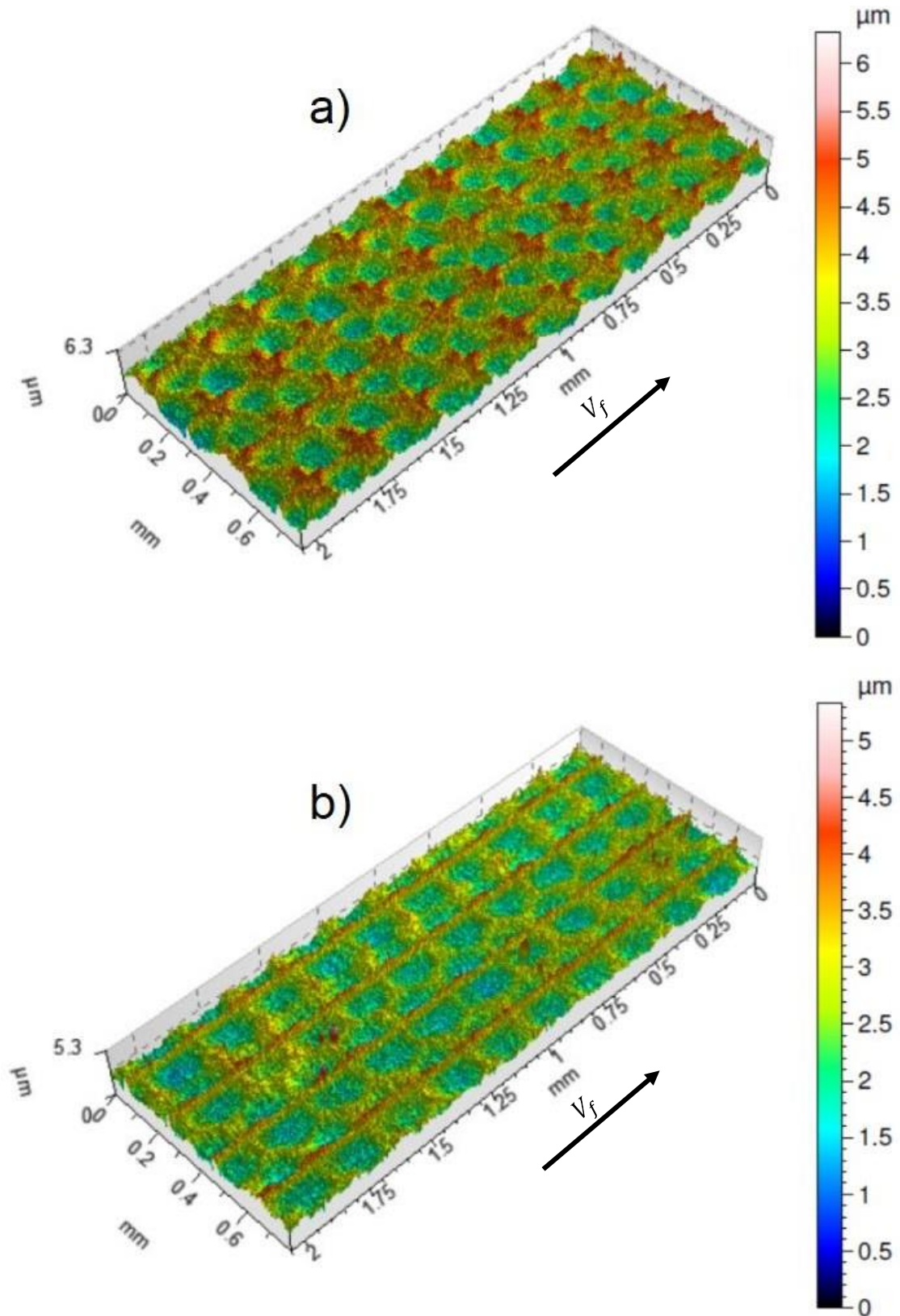


Figura 60 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a  $15^\circ$  - a) HAD; b) HDD



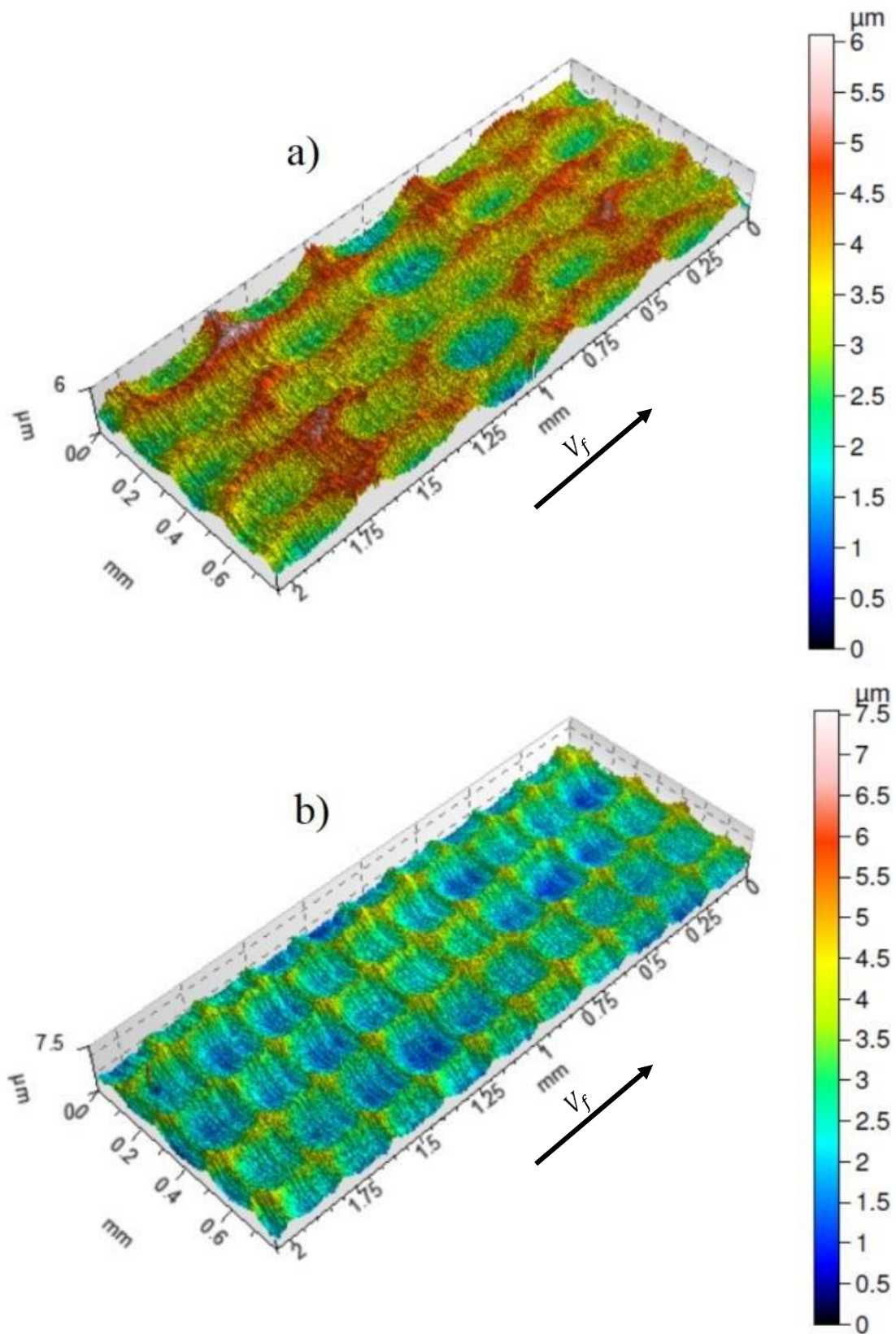


Figura 61 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte verticais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a  $15^\circ$  - a) VAC; b) VDC

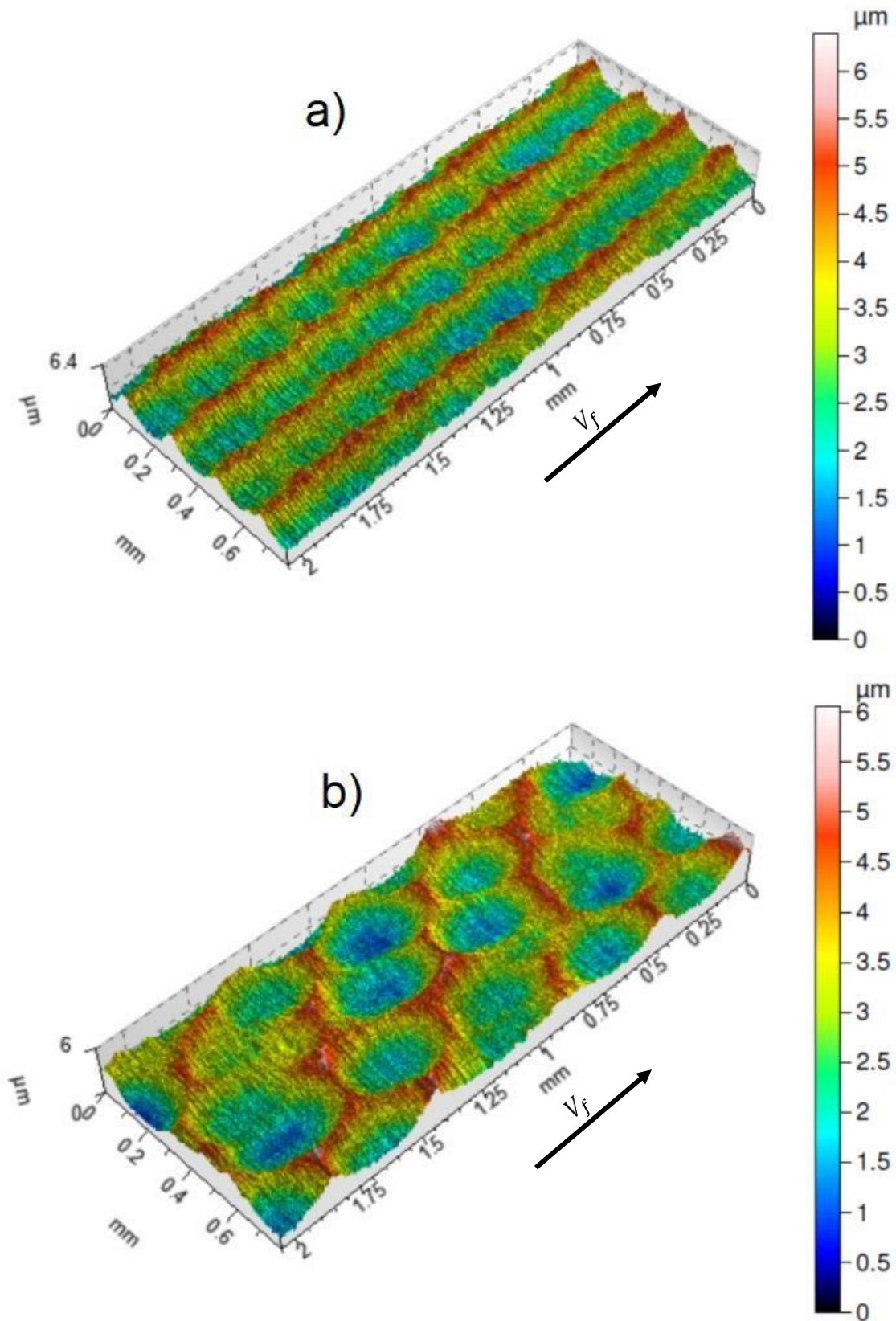


Figura 62 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte verticais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a  $15^\circ$  - a) VAD; b) VDD

O gráfico da Figura 63 demonstra as rugosidades ( $R_a$  e  $R_z$ ), medidas com rugosímetro 3D, na direção do avanço e amplitudes de vibração global (RMS), captadas

com microfone, empregadas na usinagem de superfície inclinada a 15°. Nota-se a proporcionalidade, nas OTCs horizontais, com exceção de HAC, entre vibrações (RMS) e rugosidades. As OTCs HAC e VAC tiveram os melhores resultados de rugosidade superficial. Adicionalmente, os cortes concordantes proporcionaram os melhores acabamentos.

Já para as OTCs verticais isso não fica bem definido. Apenas abstrai-se que nas usinagens com movimentos de avanço discordantes ao movimento de corte houve maiores amplitudes de vibração global, sendo a que apresentou pior desempenho, nesta inclinação, a OTC VDC. Contudo, ao analisar as topografias na Figura 61e Figura 62, percebe-se que VAC e VDD apresentaram vibrações, portanto, corte instável. Contudo, não fica evidente no parâmetro de rugosidade. Sendo assim, a rugosidade não seria um parâmetro adequado para caracterizar instabilidade no corte.

### AISI D6 - 15°

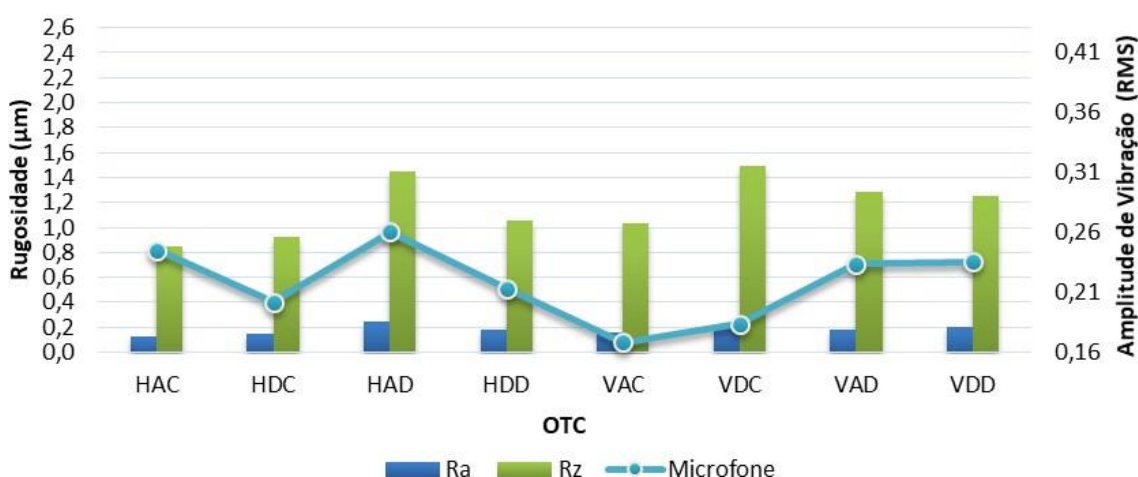


Figura 63 – Rugosidades ( $R_a$  e  $R_z$ ), obtidas com uso de rugosímetro 3D, e amplitude de vibração global (RMS), captadas com microfone, resultantes do emprego das oito OTCs na usinagem de superfície inclinada a 15°

Quando os parâmetros 2D, medidos na direção do avanço, são empregados para a análise, merece destaque a análise do engajamento da região próxima à ponta no corte, no que se refere à redução de rugosidade, quando a ponta da ferramenta está engajada no corte – caso das condições de usinagem em rampa com 15° de inclinação. Sendo assim, isso comprova que nas usinagens de material endurecido, onde há o engajamento da região próxima à ponta no corte, há maior estabilidade no corte.

Adicionalmente, ainda na inclinação de ângulo de rampa a 15°, analisando os parâmetros de textura superficial 3D -  $S_a$ ,  $S_z$  – tem-se um cenário muito semelhante. A Figura 64 mostra a rugosidade, nos parâmetros relatados anteriormente, para as diferentes



OTC, com filtro e sem filtro. Para valores não filtrados, Figura 64 (b), os valores tendem a se correlacionar com as vibrações (RMS). Com a aplicação de filtro, uma superfície com grandes ondulações, caso da OTC HAC, há uma elevada redução de rugosidade. Seu valor, com aplicação de filtro, chega à redução de quase 50%, para o parâmetro  $S_z$ . A explicação para isto se dá em função de o filtro separar a rugosidade das ondulações, e, como já verificado, estas duas orientações apresentaram vibrações, uma das fontes de erros de segunda ordem (ondulações) [35]. Isso é melhor observável em análise às topografias destas orientações na Figura 61 (a) e Figura 62 (b).

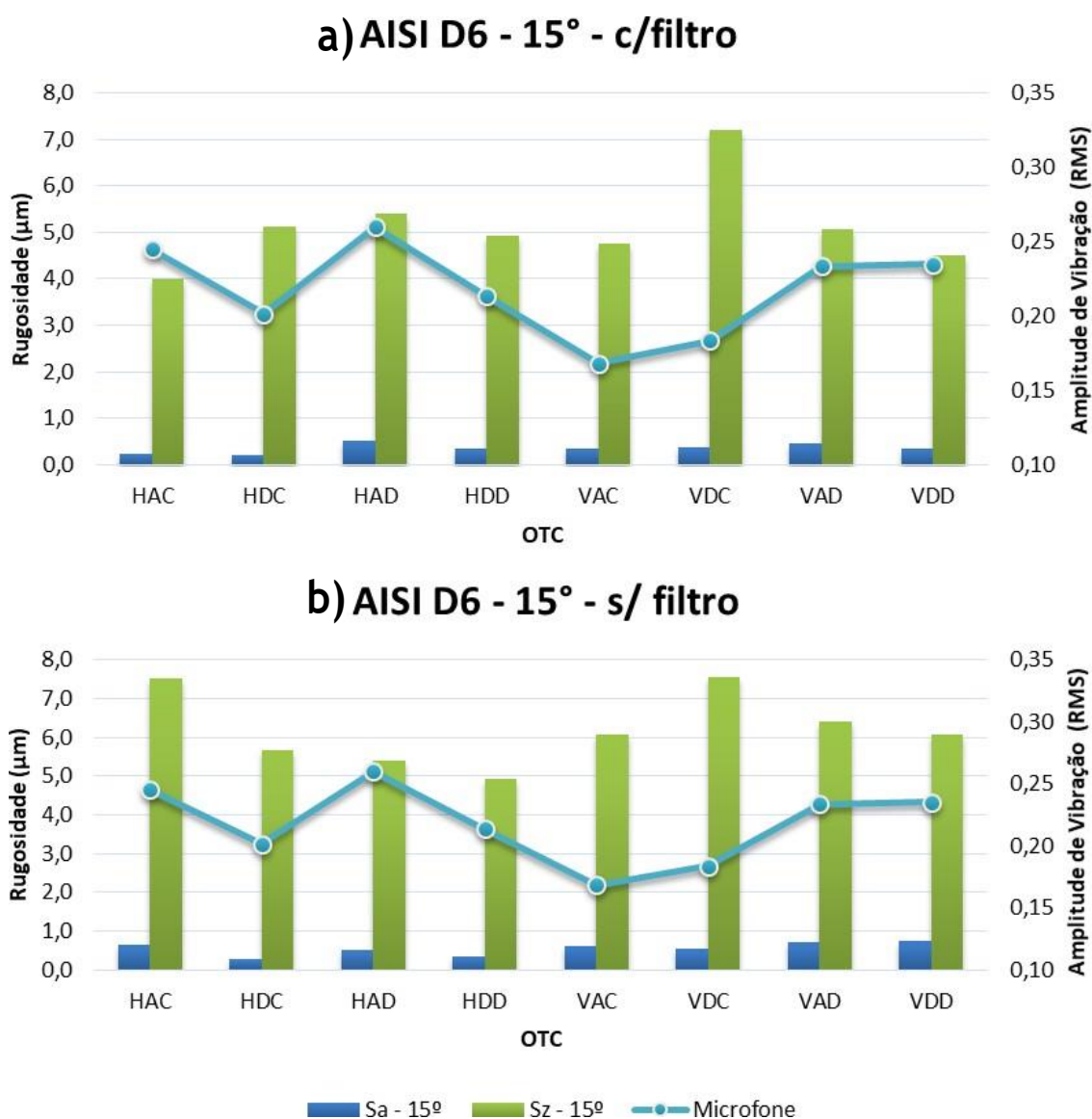


Figura 64 – Rugosidades ( $S_a$ ,  $S_z$ ) e amplitude de vibrações (RMS) para diferentes OTC empregadas na usinagem de plano inclinado a 15°, com filtro gaussiano com *cut-off* de 0,25 mm – acima – e sem filtro – abaixo.

Na Figura 65, Figura 66, Figura 67 e Figura 68, é possível verificar as topografias obtidas na usinagem de plano inclinado a  $45^\circ$ , empregando-se nas oito diferentes Orientações de Trajetória de Corte.

Mediante análise das topografias das usinagens com orientação vertical - Figura 73 e Figura 74 - é possível verificar a tendência a formação de ondulações perpendiculares à direção de avanço, com aproximadamente 0,6 mm de espaçamento entre picos. A constatação deste fenômeno pode ser melhor verificada na Figura 69 e Figura 70, que contém as ondulações das superfícies usinadas, em plano inclinado a  $45^\circ$ , com as orientações de corte vertical. Vale destacar, que para a OTC VDC isso fica mais evidente, com picos mais uniformes e ondulações bem definidas. Além destas OTCs, relatadas com ondulações perpendiculares à direção do avanço da ferramenta, a OTC HDC, Figura 65 (b), também apresentou este fenômeno de ondulação.

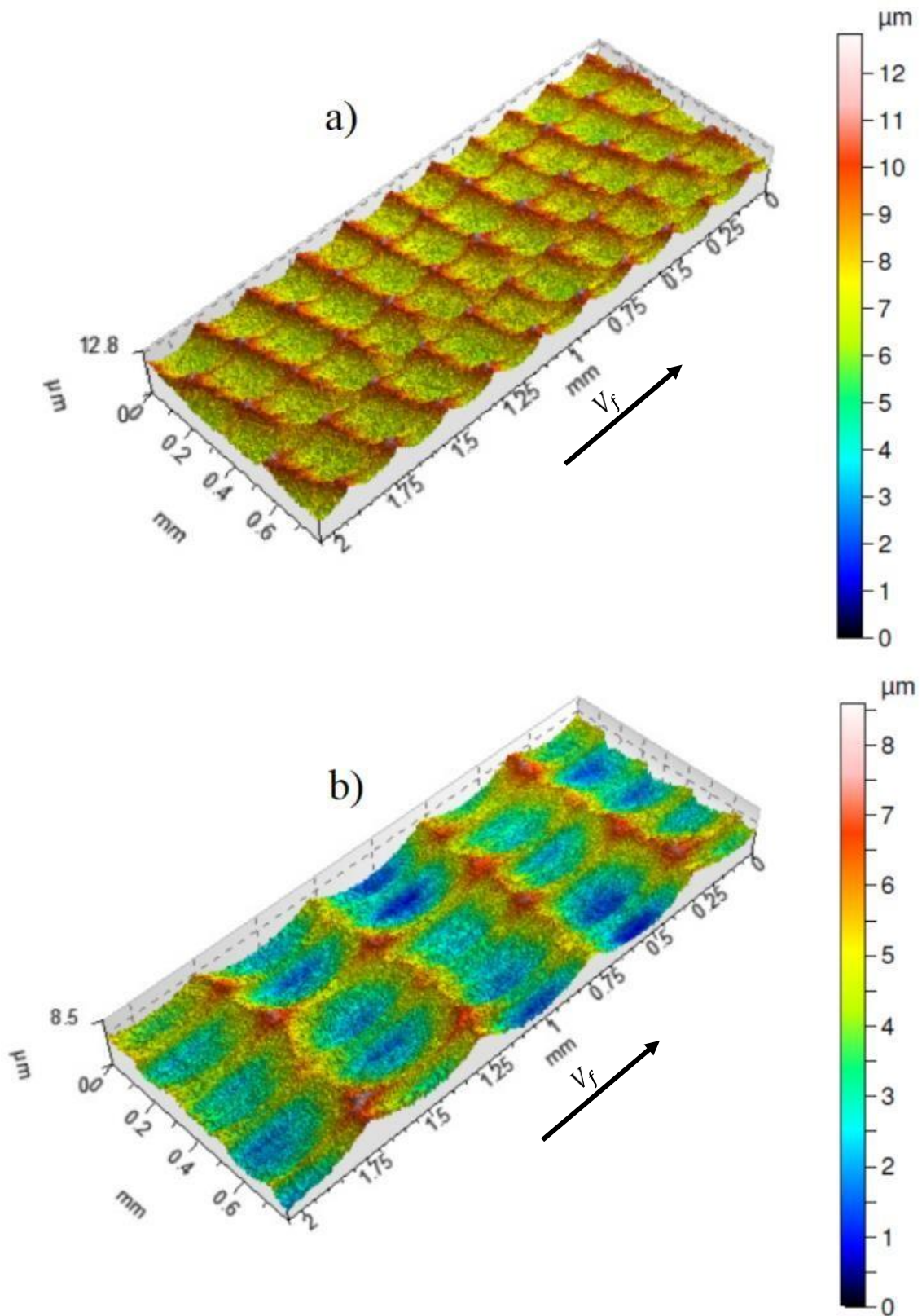


Figura 65 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a  $45^\circ$  - a) HAC; b) HDC

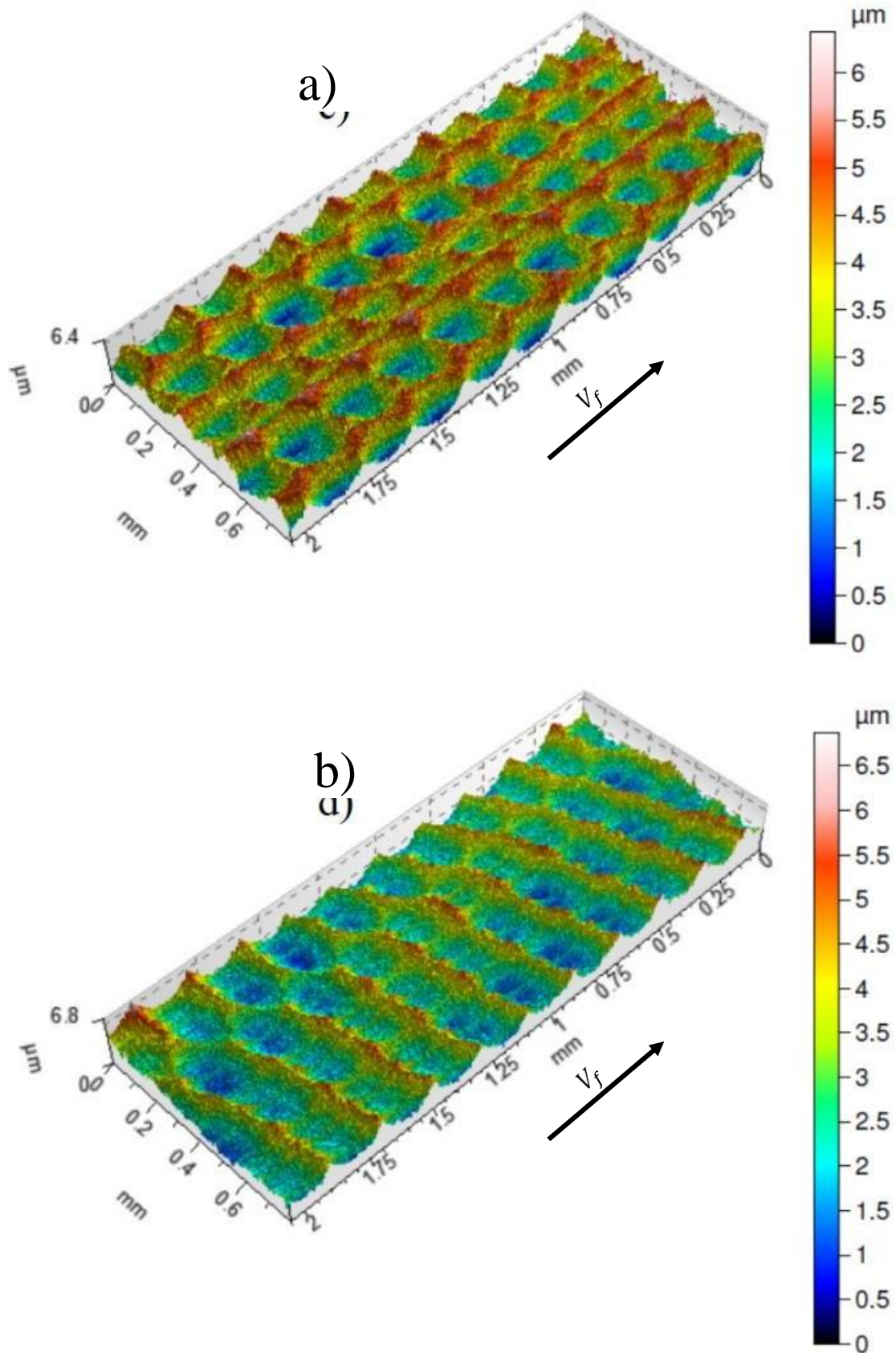


Figura 66 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a  $45^\circ$  - a) HAD; b) HDD



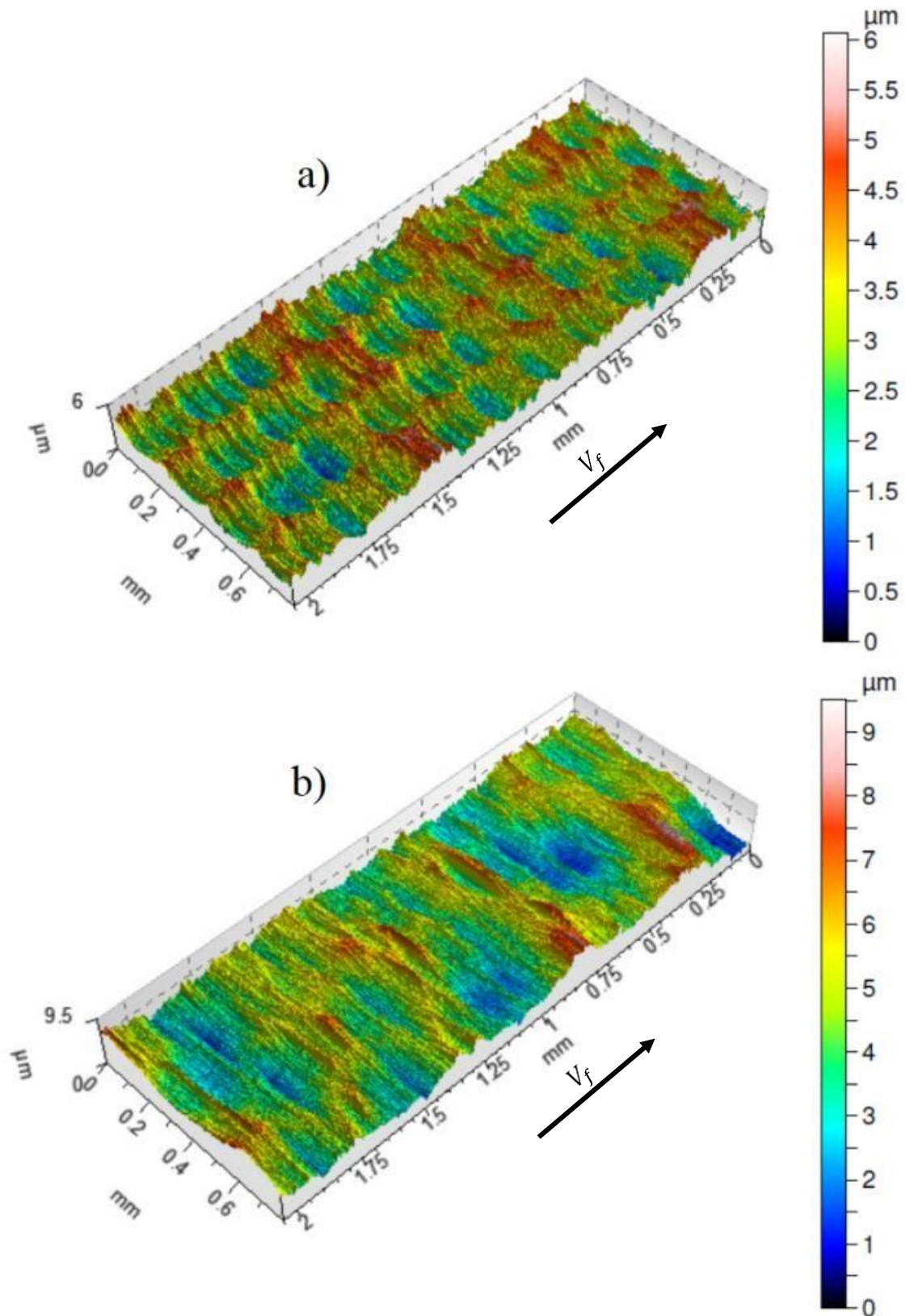


Figura 67 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a  $45^\circ$  - a) VAC; b) VDC

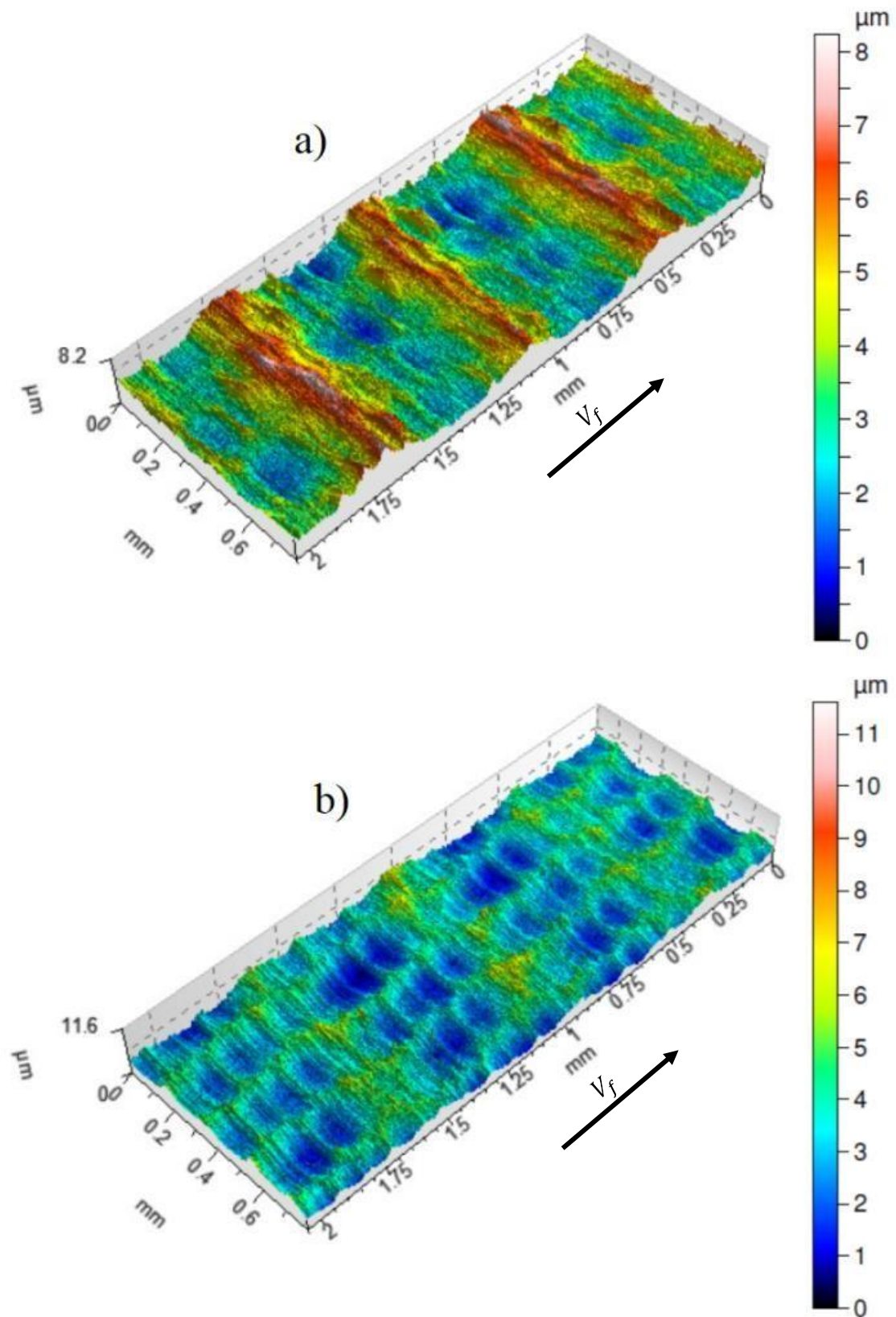


Figura 68 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a  $45^\circ$  - a) VAD; b) VDD

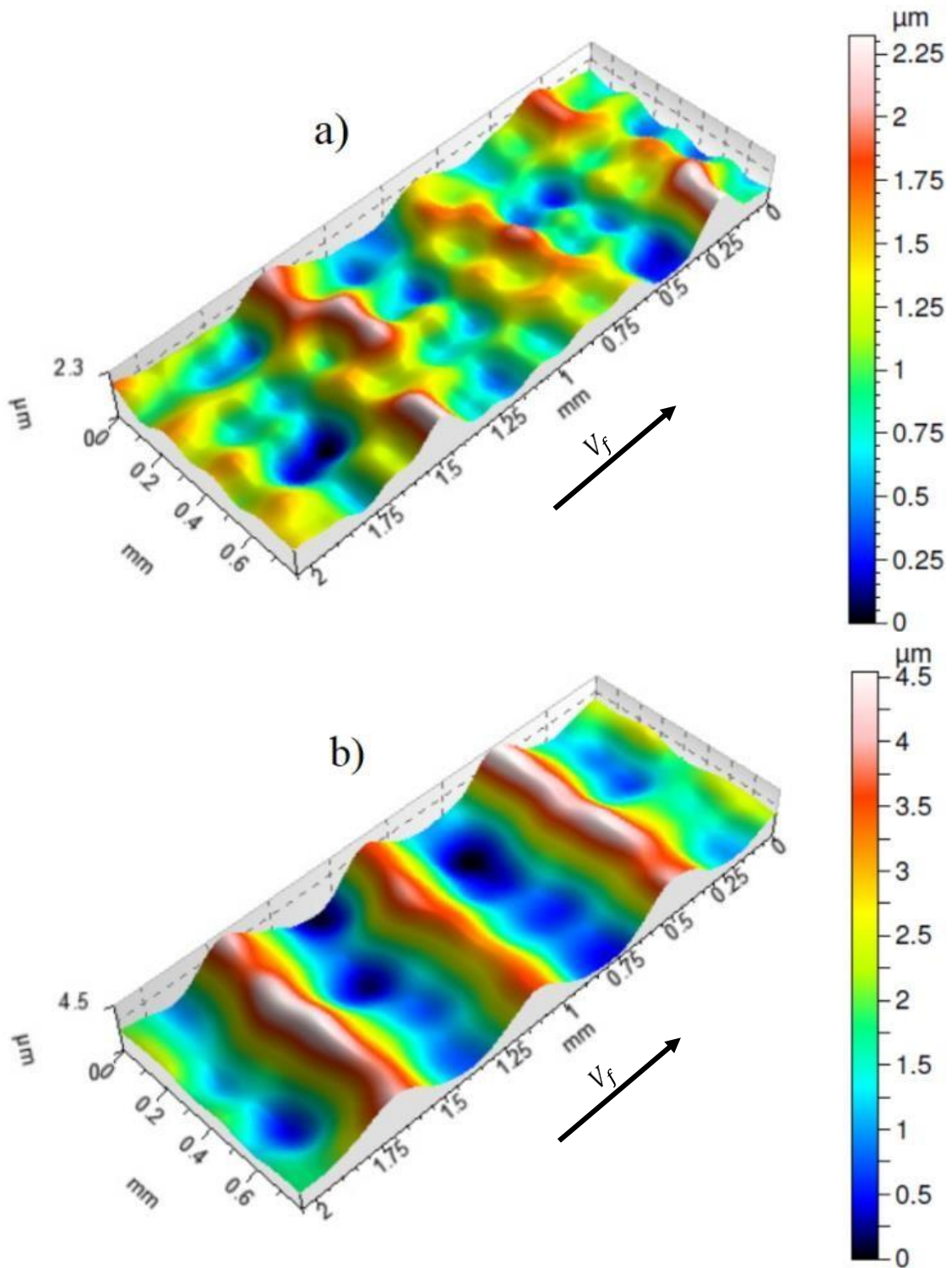


Figura 69 – Ondulação topográfica superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a  $45^\circ$  - a) VAC; b) VDC

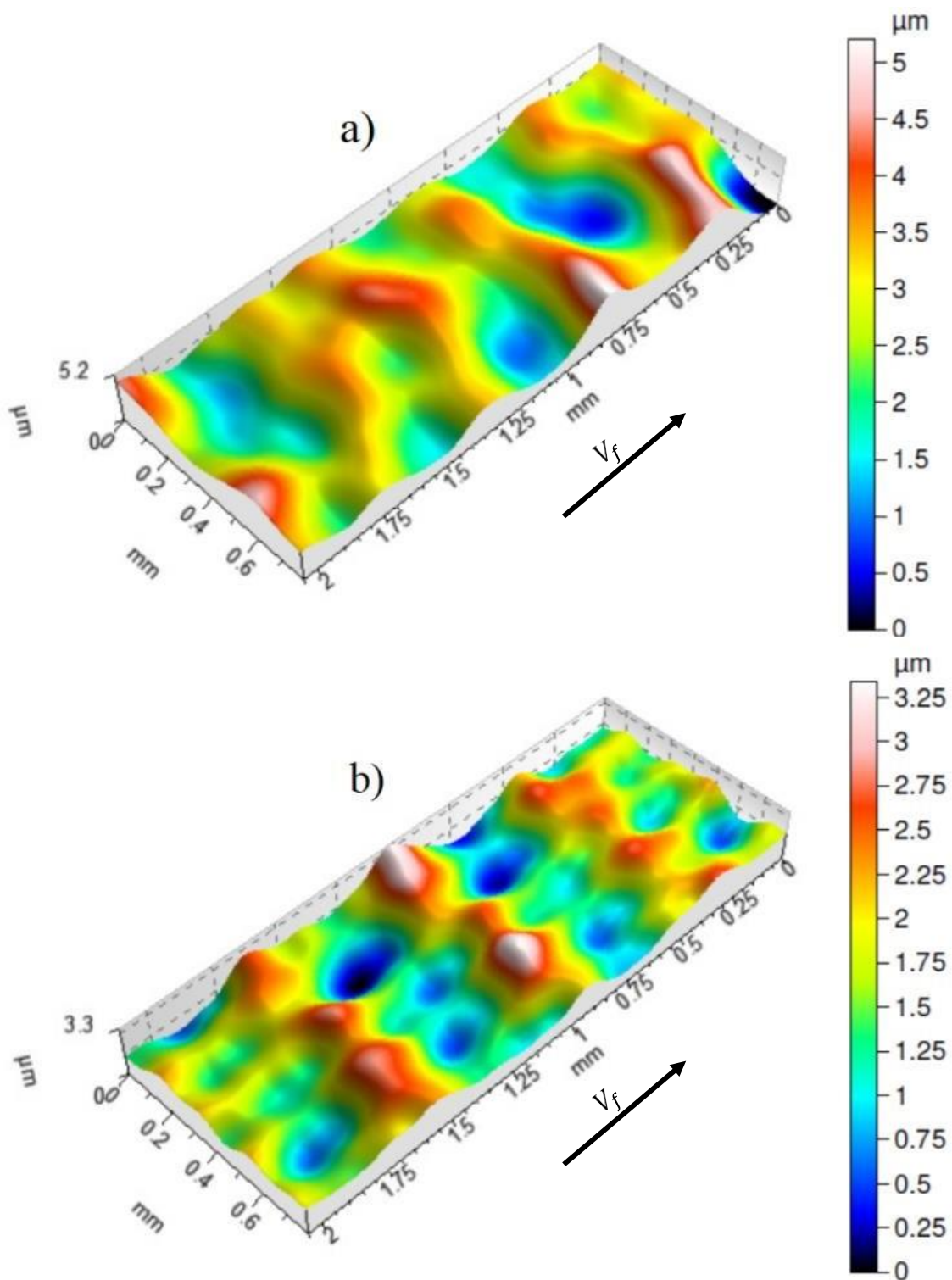


Figura 70 – Ondulação topográfica superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a  $45^\circ$  - a) VAD; b) VDD



Lançando mão da análise dos espectros de vibração no domínio da frequência – FFT – nota-se características inerentes nas OTC que tenderam a apresentar este fenômeno de ondulação. A Figura 71 apresenta os espectros dos sinais captados na usinagem do plano inclinado a 45°, sendo que, em HDC e VAD, é possível verificar a presença de frequências, vizinhas aos harmônicos de frequência de passagem dos dentes, à esquerda destas. Isso também ocorre em VDD, todavia as frequências de passagem dos dentes possuem maior amplitude de velocidade de vibração, chegando a quase 1 mm/s superior. Por outro lado, a OTC HAD que não apresentou tendência a ondulação tem seu espectro mostrado na Figura 80. Há predominância dos harmônicos das frequências de passagem dos dentes e rotação do eixo-árvore.

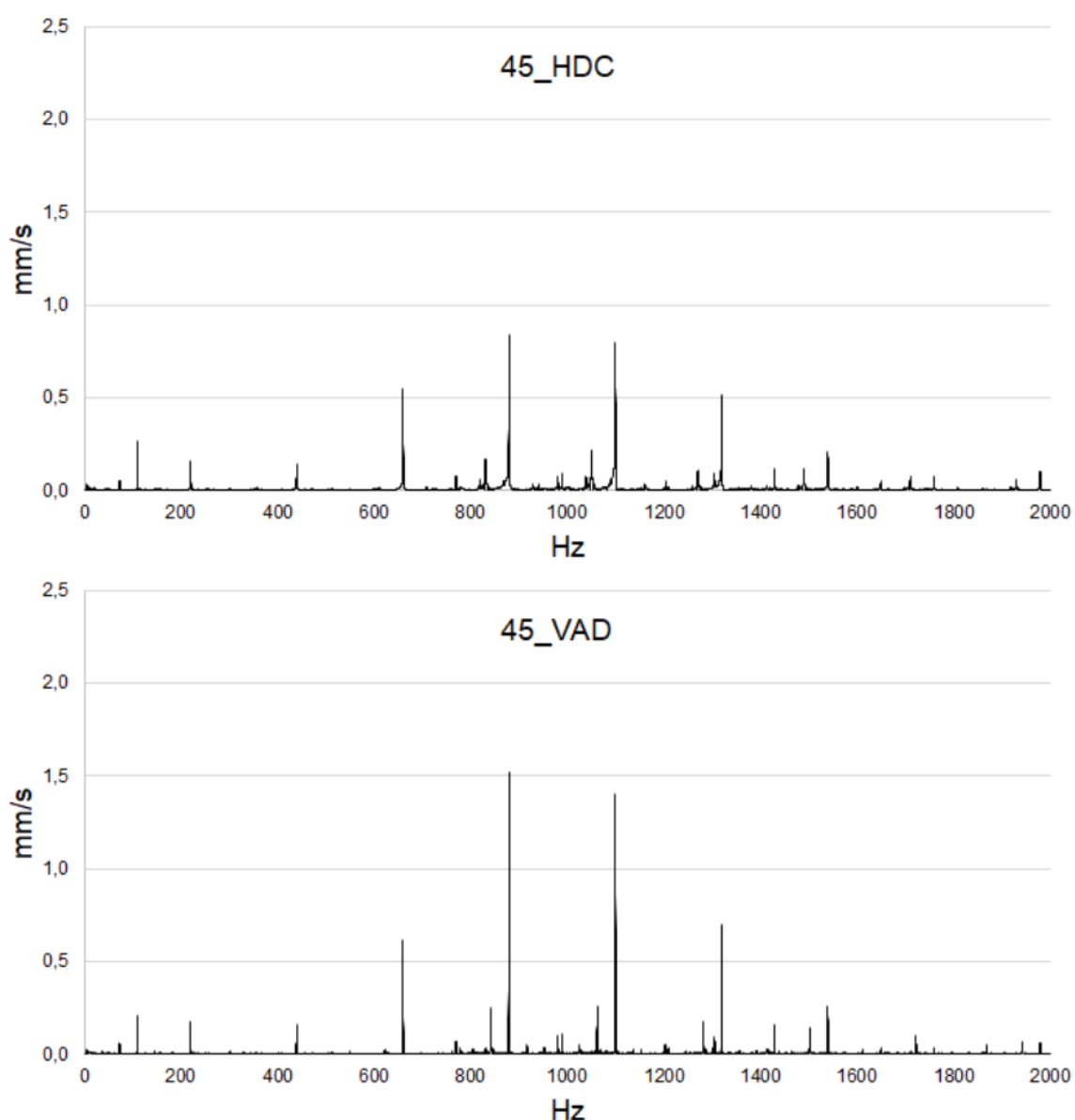


Figura 71 – Espectros dos sinais captados com sensor acelerômetro, no domínio da frequência (FFT) nas usinagens de plano inclinado a 45°, condições HDC e VAD, com ondulações

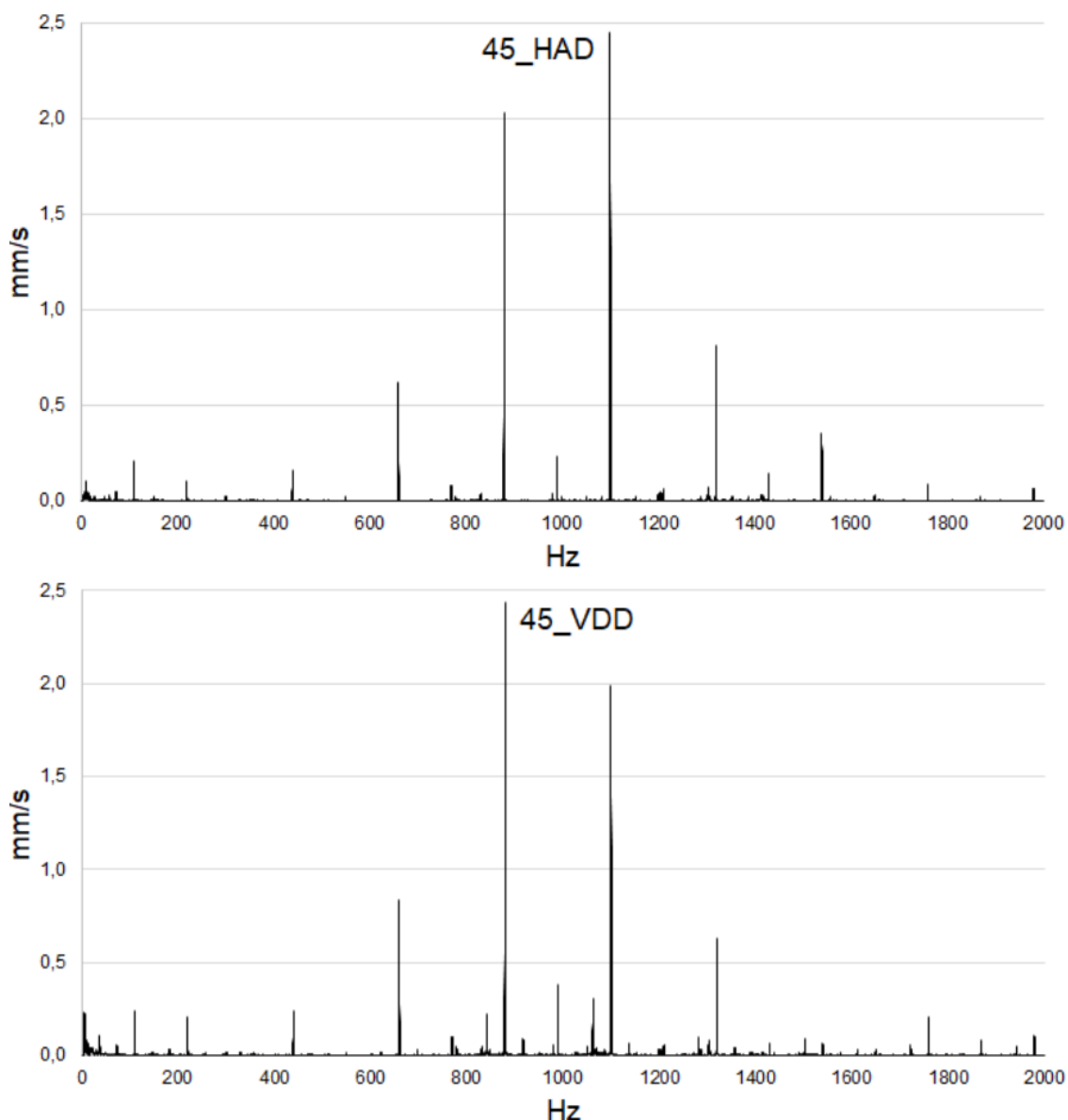


Figura 72 – Espectros dos sinais captados com sensor acelerômetro, no domínio da frequência (FFT) nas usinagens de plano inclinado a 45°, condições HAD e VDD, com ondulações

A Figura 73 disponibiliza os gráficos com os valores de rugosidade nos parâmetros  $R_a$  e  $R_z$ , obtidos em rugosímetro 3D, na usinagem de superfícies inclinadas a 45°, bem como valores de amplitude de vibrações globais (RMS) para as diferentes OTCs. Ao ser analisado as OTCs horizontais, fica claro que as rugosidades superficiais foram mais proeminentes para as condições ascendentes de usinagem (HAC e HAD), com valores de vibração RMS inversamente proporcionais.

Os valores de vibrações para as orientações verticais tiveram correlação, sendo os cortes discordantes (VAD e VDD) com valores mais altos.

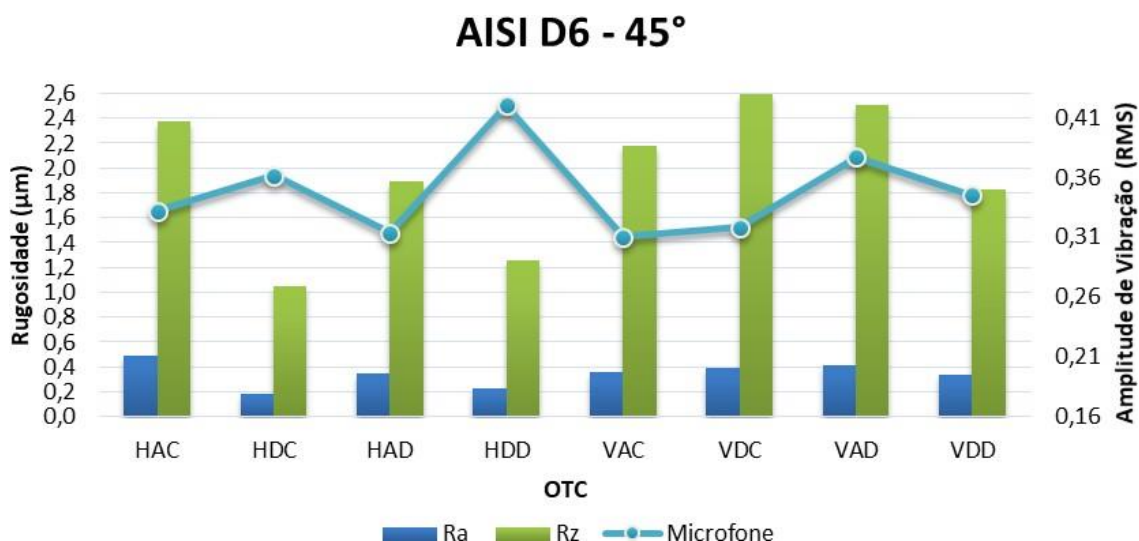


Figura 73 – Rugosidades ( $R_a$  e  $R_z$ ), obtidas com uso de rugosímetro 2D, e amplitude de vibração global (RMS), captadas com microfone, resultantes do emprego das oito OTCs na usinagem de superfície inclinada a 45°

Analisando os parâmetros 3D,  $S_a$  e  $S_z$ , Figura 74, as OTCs que tiveram pior desempenho, no que se refere ao acabamento superficial, foram a HAC e VDD, analisadas com ou sem aplicação de filtro. A aplicação deste pode ocasionar grandes mudanças nos valores. Um exemplo é a OTC HDC, que tem seu valor reduzido em torno de 50%, a deixando com melhor resultado entre as OTCs com sentido de corte horizontal. Lembrando que esta OTC apresentou elevadas ondulações, que, com a aplicação do filtro tendem a reduzir significativamente os valores de rugosidade deste tipo topografia.

Nas OTCs com sentido vertical, os resultados, com a aplicação do filtro, mantiveram suas proporções menos discrepantes.

A Figura 74 deixa evidente que nas usinagens com orientação de corte vertical, com sentido descendente, VDC e VDD, apresentaram acabamentos, no parâmetro  $S_z$ , piorados. Por outro lado, se o parâmetro  $S_a$  for analisado, sem filtro - Figura 74 (b) – percebe-se que o valor de rugosidade é maior para a OTC HDC.

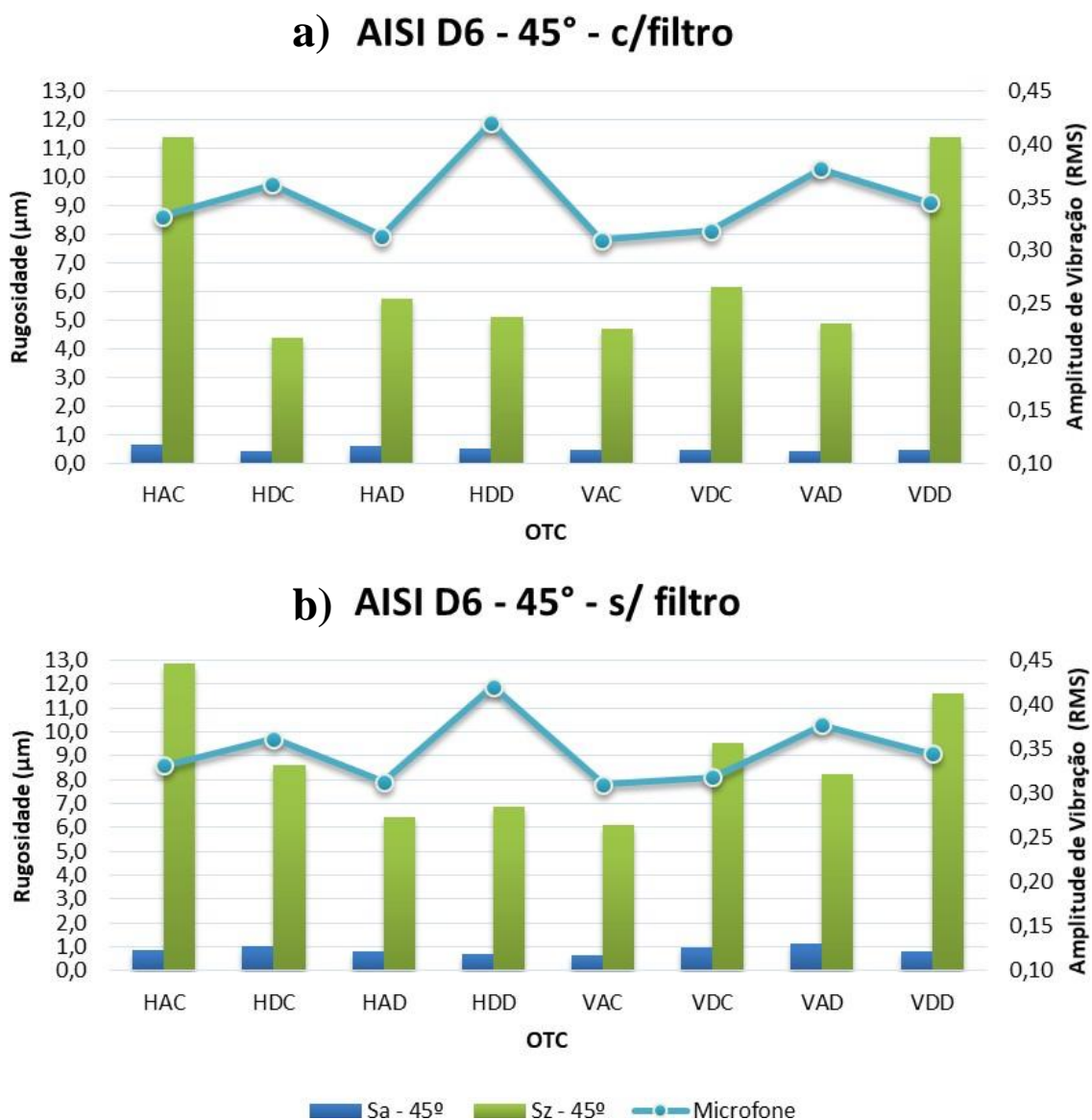


Figura 74 – Rugosidades ( $S_a$ ,  $S_z$ ) e amplitude de vibrações (RMS) para diferentes OTC empregadas na usinagem de plano inclinado a 45°, com filtro gaussiano com *cut-off* de 0,25 mm (a) e sem filtro (b).

Tais fenômenos, que interferem na discrepância entre valores com parâmetros diferentes, são determinantes na análise das superfícies usinadas, principalmente quanto a posterior aplicação desta, por isso, a melhor escolha de um parâmetro para a análise de determinada propriedade deve ser observada, apesar de não ser o escopo deste trabalho. Assim, uma textura analisada pelo prisma de determinado parâmetro pode ter resultados totalmente discrepantes, caso esta mesma superfície seja verificada à luz de outro parâmetro. Isso é demonstrado pela superioridade nas medições realizadas com rugosímetro sem contato, parâmetros 3D, onde a varredura da superfície é procedida, e não apenas a verificação da rugosidade de uma superfície obtida com base em um perfil 2D (obtida analogamente no rugosímetro 3D). Adicionalmente, mais adiante será

abordado o aspecto qualitativo superficial, inerente à orientação de sua textura. Inclusive, quando a superfície possui orientação de textura, o rugosímetro 2D, seja, de contato, não é indicado, em função dos diferentes valores obtidos em orientações de medição distintas [88].

A Figura 75 e Figura 76 denota as topografias de superfície obtidas na usinagem de plano inclinado a  $75^\circ$ , para as orientações de trajetória de corte horizontais. Percebe-se direcionalidade da textura superficial, sendo que esta característica fica mais evidente para a OTC HDC, na Figura 75 (b). Ademais, é notório que para as OTC horizontais, com sentido de corte discordantes – HAD e HDD – a superfície é mais rugosa. Todavia, não apresentam sinais de ondulação.

Por outro lado, a Figura 77 e Figura 78, que apresenta as topografias das superfícies usinadas em plano inclinado a  $75^\circ$ , nas orientações de avanço verticais, evidencia menor tendência a direção de textura definida, exceto a OTC VDD. Além disso, é visto que há momentos da usinagem em que a ferramenta tem variações no deslocamento, sendo que isso fica evidente com a verificação de marcas de vales profundos e picos elevados. Isto resulta em função do contato da ferramenta com a peça ser mais distante do centro em usinagens com inclinação de superfícies mais elevadas, o que aumenta a tendência de deslocamento da ferramenta e a formação de ondulações relacionadas nas topografias de superfícies horizontais a  $45^\circ$  e  $75^\circ$ .

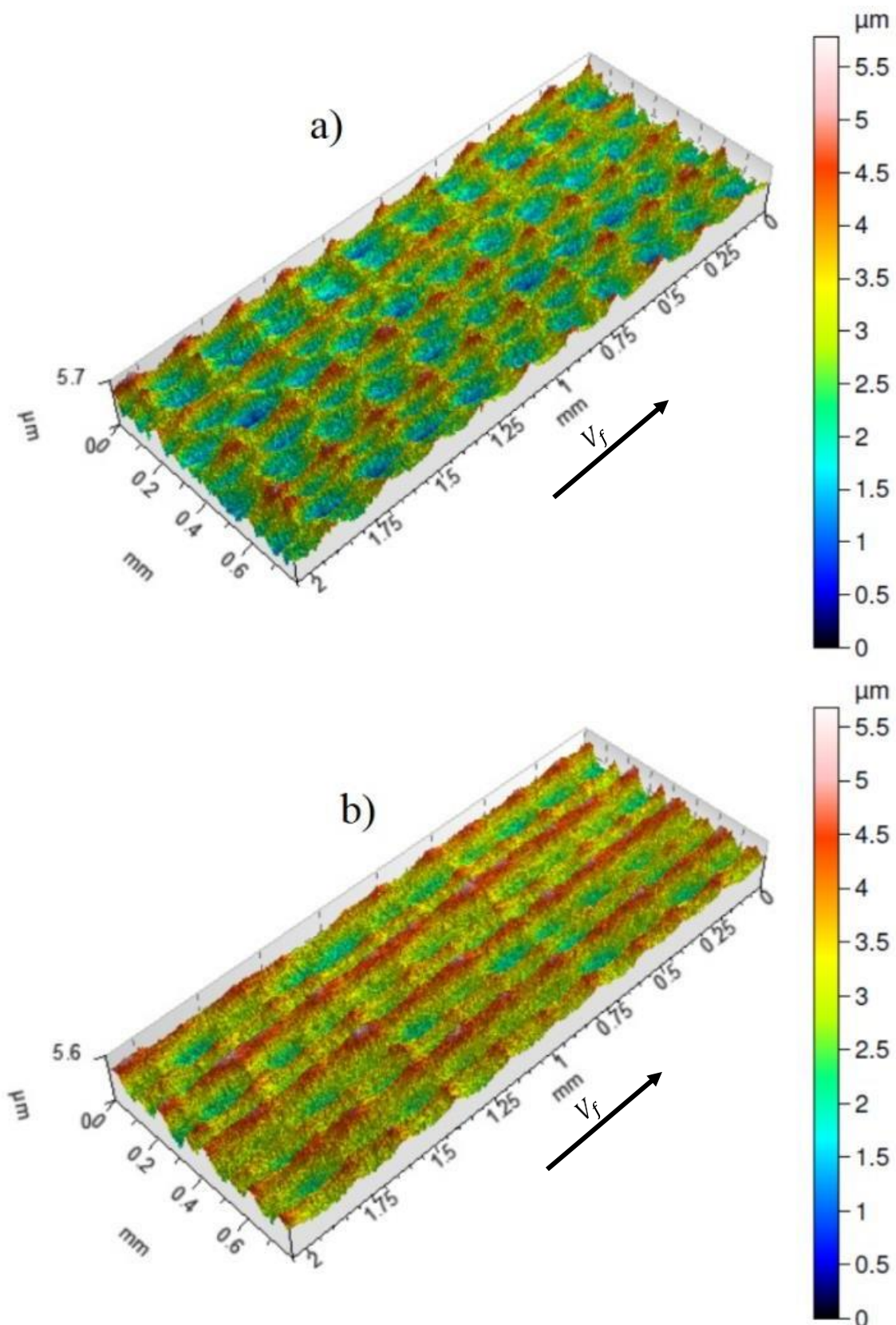


Figura 75 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a 75° - a) HAC; b) HDC



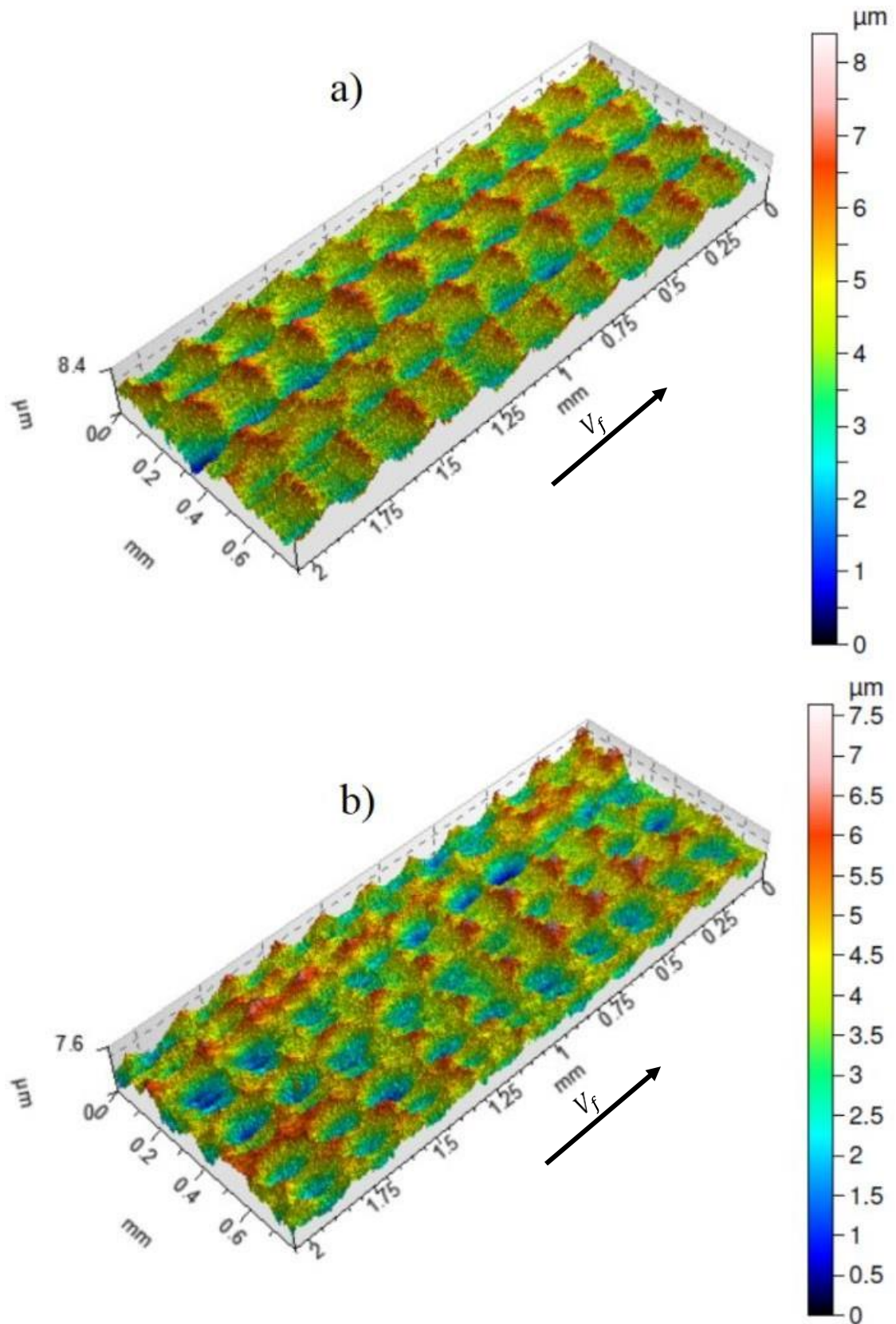


Figura 76 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a  $75^\circ$  - a) HAD; b) HDD

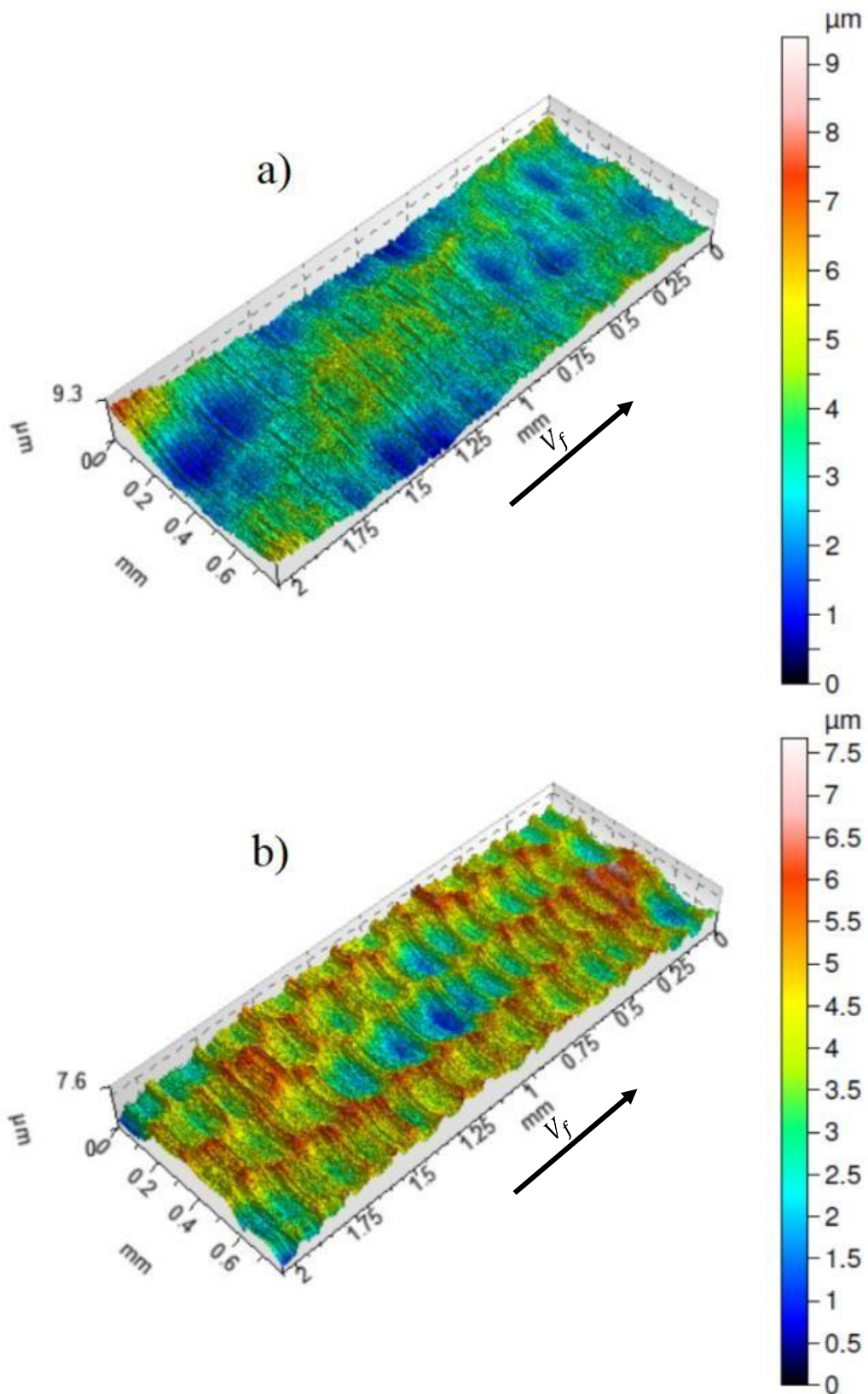


Figura 77 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a  $75^\circ$  - a) VAC; b) VDC



Observando a Figura 79, que mostra as superfícies, em 2D, obtidas mediante usinagem à inclinação de plano à  $75^\circ$ , abstrai-se, principalmente para as condições concordantes, que existem regiões desuniformes, com elevados picos e vales. Com destaque para a OTC VAC, que possui desuniformidades, tanto no sentido do avanço da ferramenta, quanto perpendicular a este. Ainda nesta imagem, a OTC VDC apresentou, na direção do avanço, espaçamentos entre picos e vales iguais ao valor de avanço por dente da ferramenta de 0,1 mm. Contudo, VAD e VDD, cortes com sentido discordante ao movimento de avanço, espaçamentos irregulares, todavia cíclicos, ficaram evidentes com valores alternados de distância entre picos e vales, de 0,15 e 0,05 mm, respectivamente. Depreende-se que tal fenômeno ocorre em função da excentricidade da ferramenta, que pode ser decorrente da fixação do inserto, ou ao próprio suporte de fresamento de topo esférico.

Como relatado anteriormente, com a aplicação das OTC em direções de avanço verticais, regiões de entrada e saída foram encontradas – Figura 77 e Figura 78 – em decorrência da deflexão da ferramenta durante a usinagem. A Figura 80, que denota a ondulação topográfica superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a  $75^\circ$ , apresenta estas características de forma mais destacada. Outrossim, destas OTCs a que apresentou desempenho mais satisfatório foi a VDD, que possui melhor distribuição topográfica, com uma superfície obtida mais plana. Estas também possuem distâncias entre picos e vales com valores, em média, de 0,2 mm.

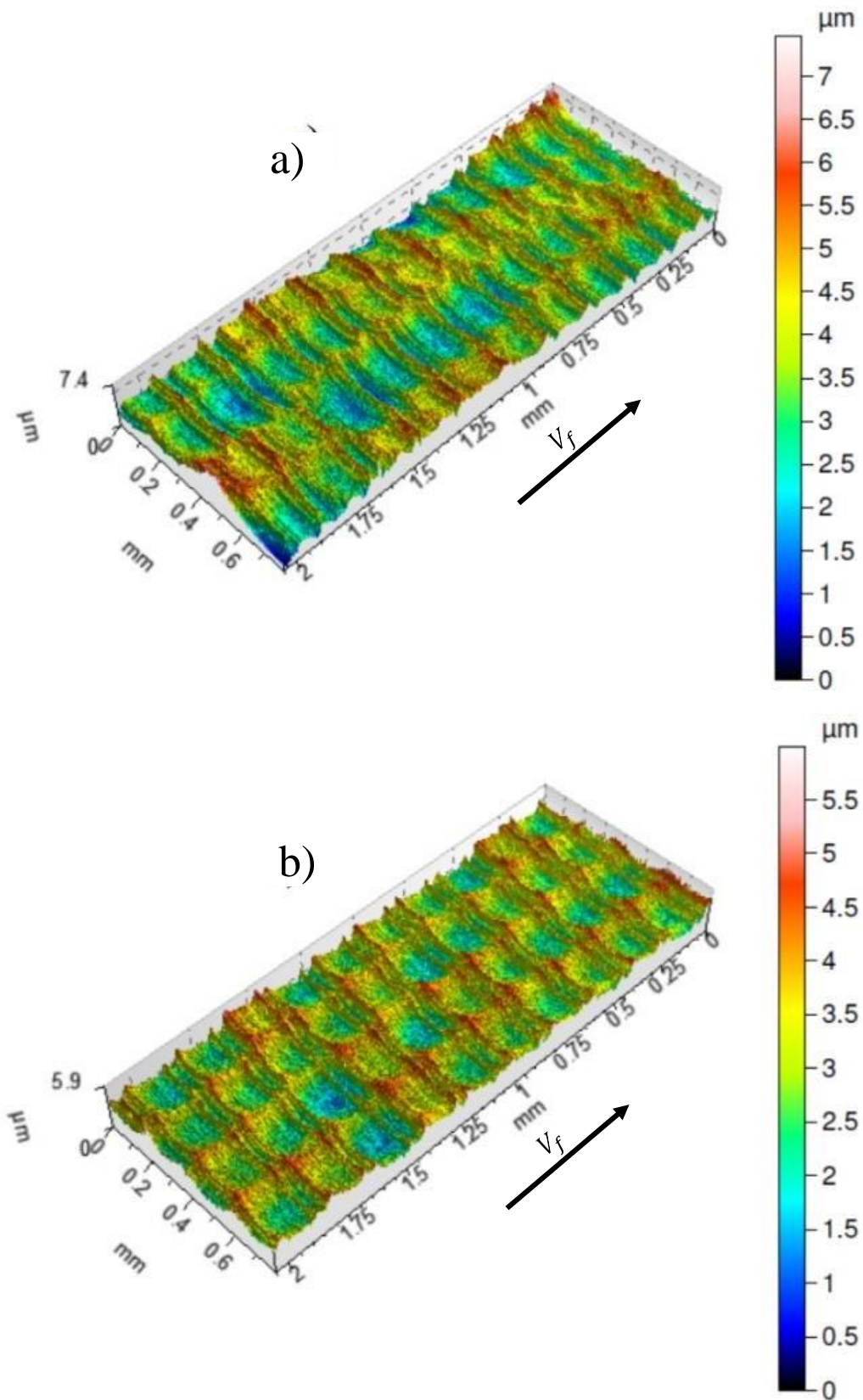


Figura 78 – Topografia superficial para as orientações de trajetória de corte horizontais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a  $75^\circ$  - a) HAD; b) HDD

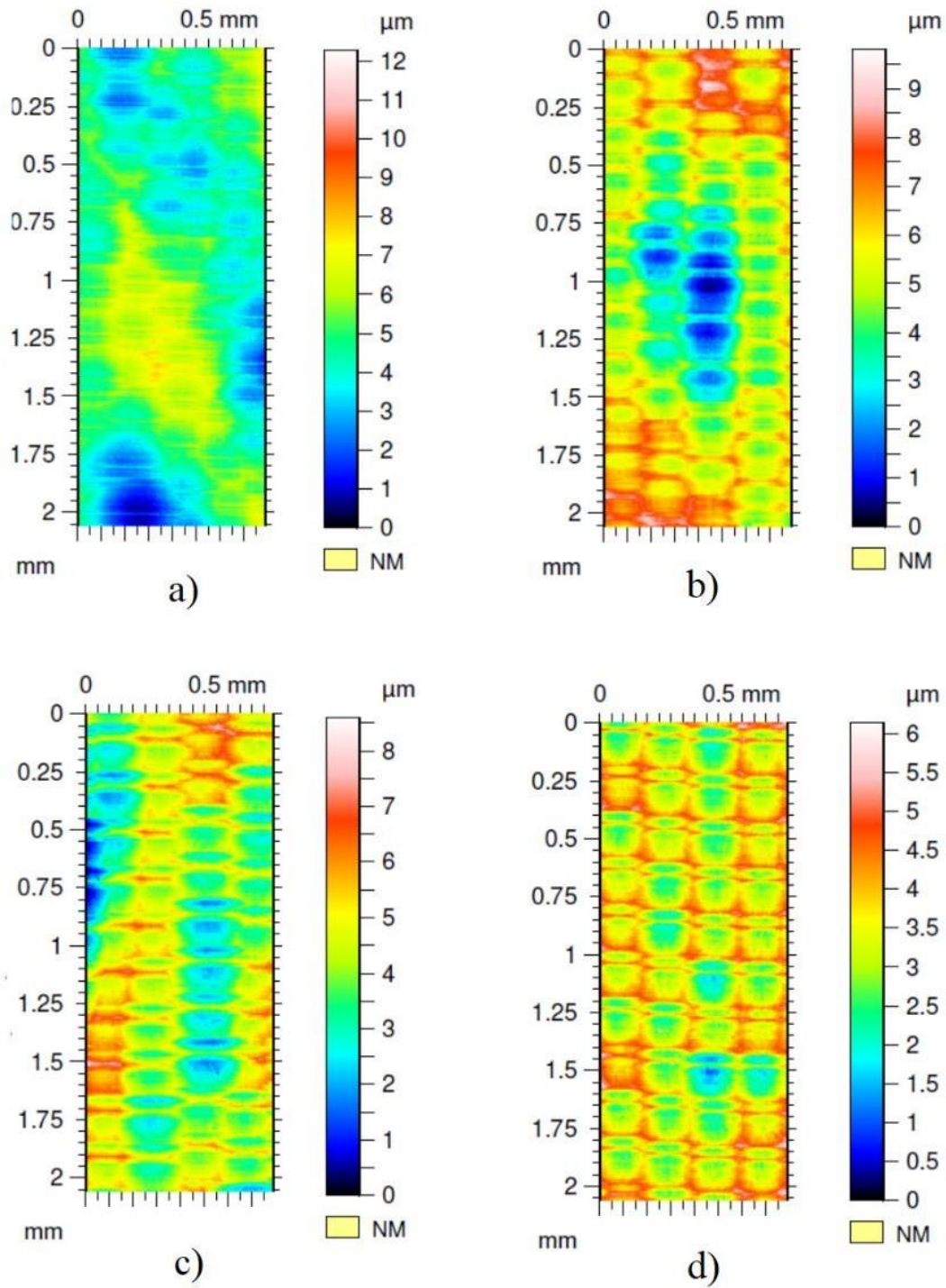


Figura 79 – Superfícies usinadas, com orientações de trajetória de corte verticais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a  $75^\circ$  - a) VAC; b) VDC; c) VAD; d) VDD

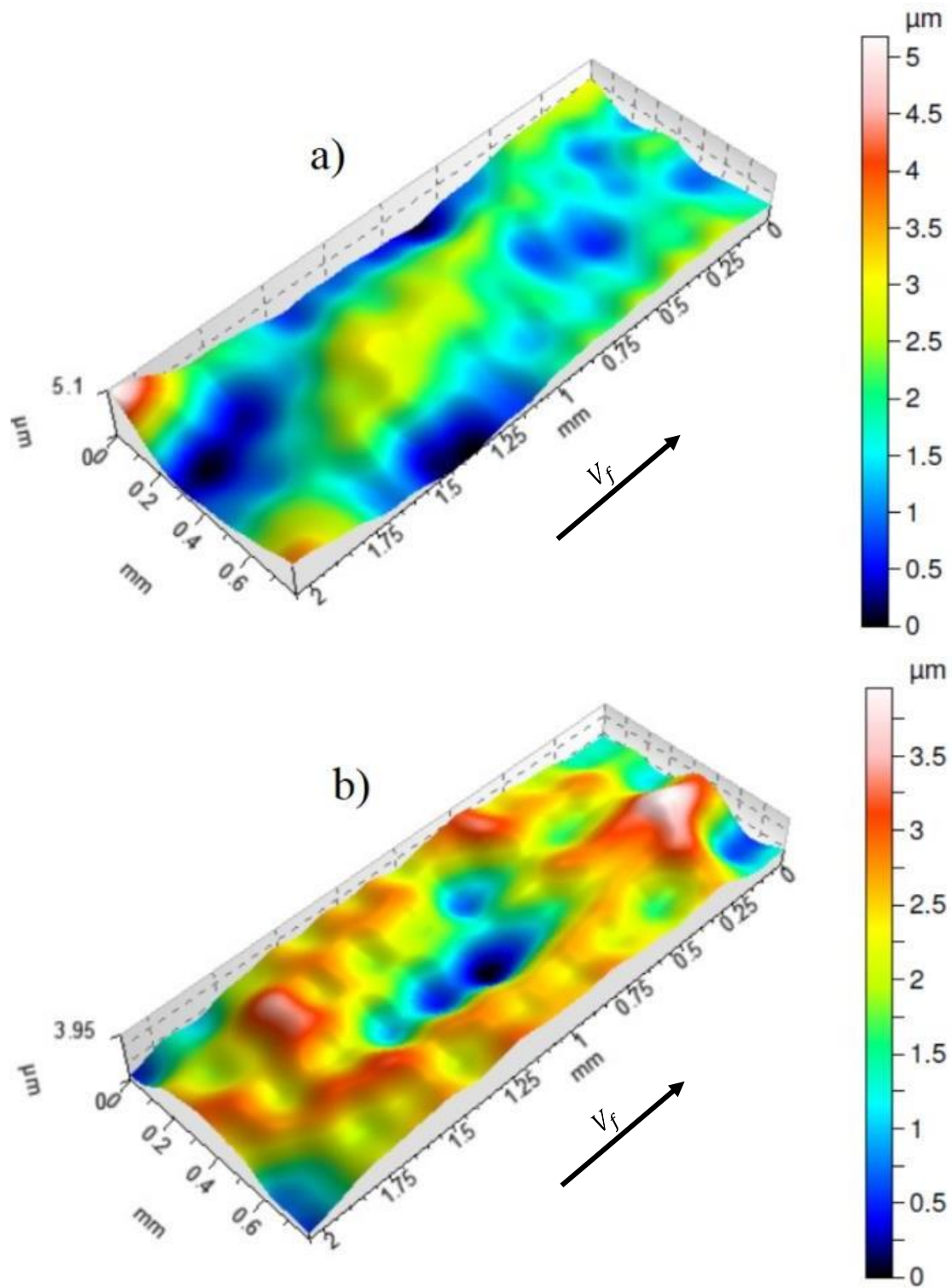


Figura 80 – Ondulação topográfica superficial para as orientações de trajetória de corte verticais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a  $75^\circ$  - a) VAC; b) VDC



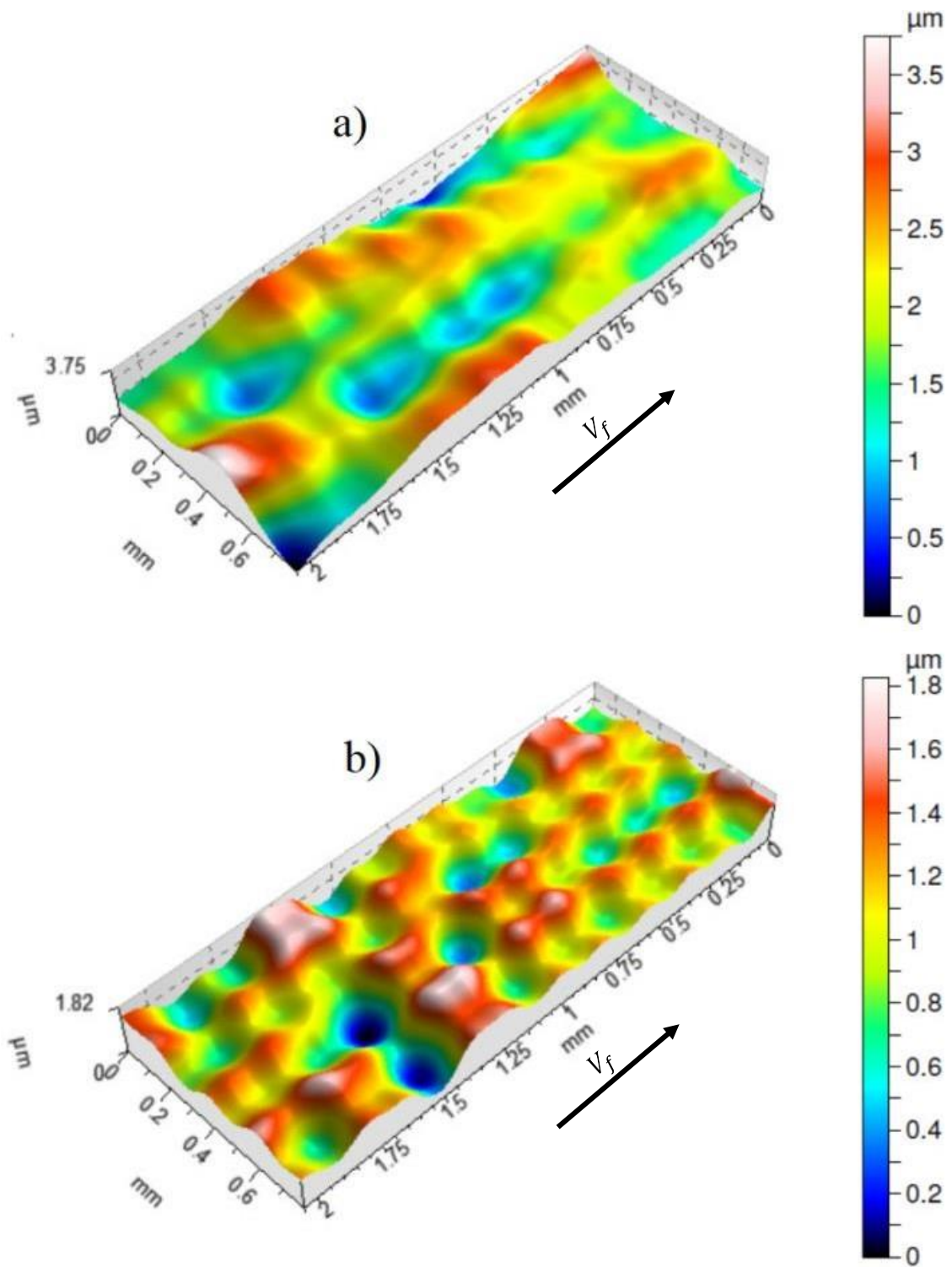


Figura 81 – Ondulação topográfica superficial para as orientações de trajetória de corte verticais, obtidas mediante usinagem de plano inclinado a  $75^\circ$  - a) VAD; b) VDD

Por meio de análise dos resultados apresentados nos gráficos da Figura 82, que demonstra as rugosidades nos parâmetros  $R_a$  e  $R_z$ , infere-se que as OTCs HAC e HDC apresentaram os melhores resultados. Os resultados com parâmetros 3D (Figura 83), confirma isso. Nas OTCs verticais, pode-se observar diferença significativa entre parâmetros. VAC, nos parâmetros 2D, é a melhor condição. Outrora, nos parâmetros 3D (Figura 83), esta se torna a pior, e, VAD, antes sendo a pior (2D), torna-se uma das melhores quando análise feita considerando parâmetro 3D.

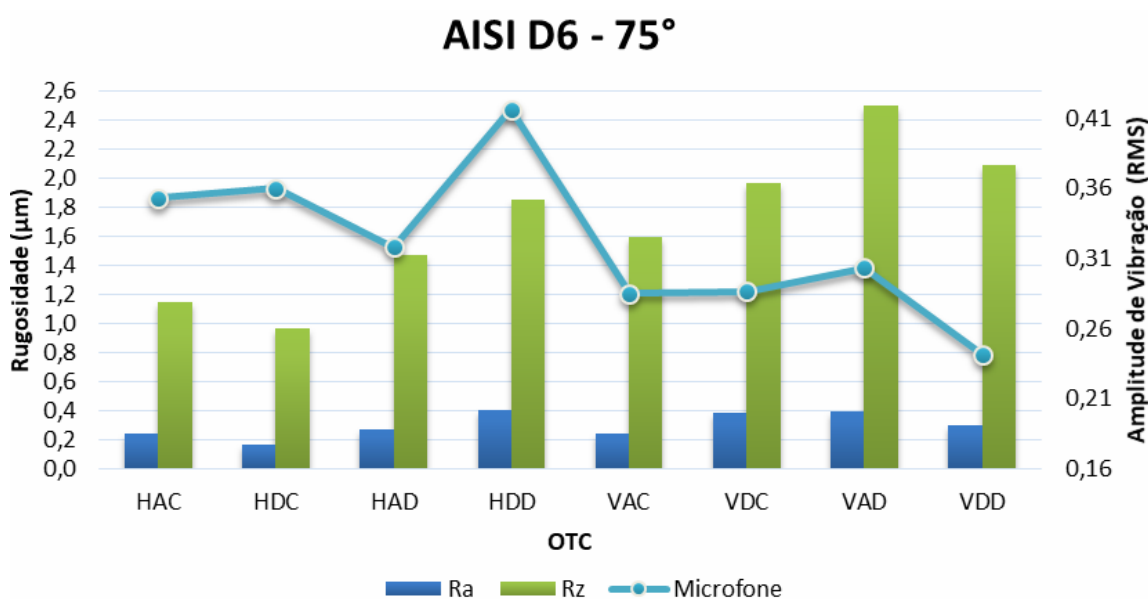


Figura 82 – Rugosidades ( $R_a$  e  $R_z$ ), obtidas com uso de rugosímetro 3D, e amplitude de vibração global (RMS), captadas com microfone, resultantes do emprego das oito OTC na usinagem de superfície inclinada a 75°

A Figura 83 compila os resultados de rugosidades ( $S_a$ ,  $S_z$ ) e amplitude de vibrações (RMS) para diferentes OTC empregadas na usinagem de plano inclinado a 75°. As menores discrepância com a aplicação do filtro são encontradas, sendo em relação às outras inclinações de plano, há uma menor variação nos valores obtidos. A OTC VAC é a de valor mais elevado. Das condições com orientação de avanço horizontal, as discordantes apresentaram os valores mais proeminentes, por conseguinte, as fresagens realizadas com corte concordante foram as mais satisfatórias.

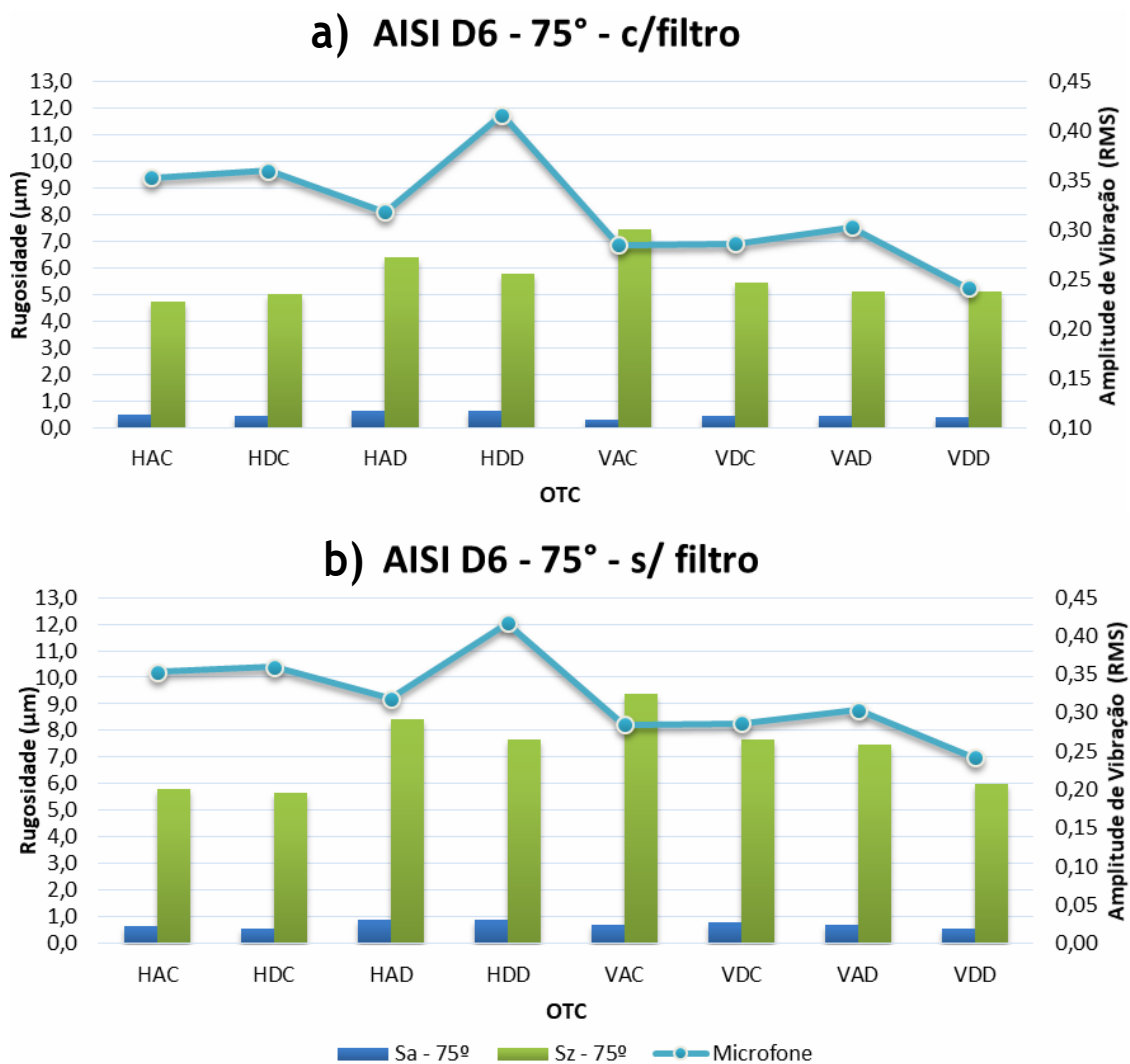


Figura 83 – Rugosidades ( $S_a$ ,  $S_z$ ) e amplitude de vibrações (RMS) para diferentes OTC empregadas na usinagem de plano inclinado a 75°, com filtro gaussiano com *cut-off* de 0,25 mm (a) e sem filtro (b)

A fim de sintetizar os resultados obtidos nas usinagens, utilizando as oito diferentes orientações de trajetória de corte, empregadas nas três distintas inclinações de plano, a Figura 84 e Figura 85 apresentam sumário das rugosidades, parâmetro  $S_a$  e  $S_z$ , respectivamente, obtidas nos testes, com e sem filtro.

À inclinação de plano usinado a 15°, lançando mão do parâmetro de rugosidade  $S_a$ , nas orientações de corte horizontais, com filtro, fica evidente a superioridade do corte com sentido concordante, sendo HDC a de melhor desempenho. Sem a aplicação de filtro, os cortes com sentido descendente – HDC e HDD – apresentam melhores resultados. Adicionalmente, para os cortes com orientação vertical há diferenciações com a aplicação do filtro. As melhores OTCs com filtro são VAC e VDD, e sem filtro, VAC e VDC. Observa-se que a VAC foi a de melhor desempenho. De forma geral, analisando-se as

OTCs aplicadas a 15°, as com sentido horizontal foram as melhores, sendo HDC a melhor, com ou sem filtro.

À inclinação de plano usinado 45°, considerando o parâmetro de rugosidade  $S_a$ , com aplicação de filtro, dentre as orientações de corte horizontais, os cortes descendentes tiveram melhor desempenho – HDC e HDD. Ainda com aplicação de filtro, para as condições de corte com avanço de corte, sentido vertical, a condição VAD teve leve destaque entre as demais, todavia, de forma geral apresentaram praticamente o mesmo valor. Resultados antagônicos quando o filtro é aplicado foram obtidos. Dentre as OTCs com sentido horizontal, HDC foi a de maior discrepância: com filtro, foi a melhor, sem filtro a pior. Outrossim, para os cortes com avanço vertical, VAD foi a pior, e VAC teve o melhor resultado.

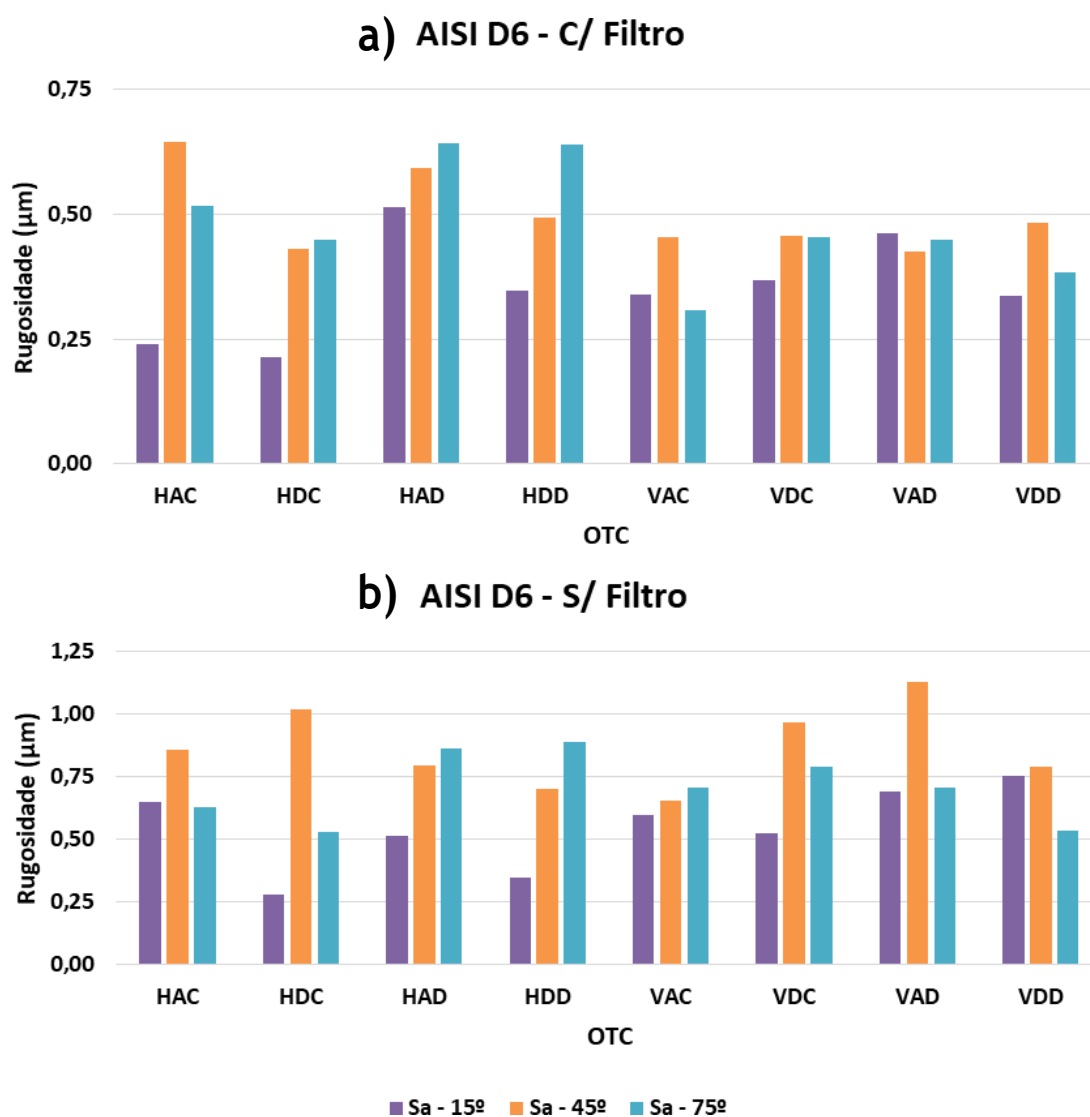


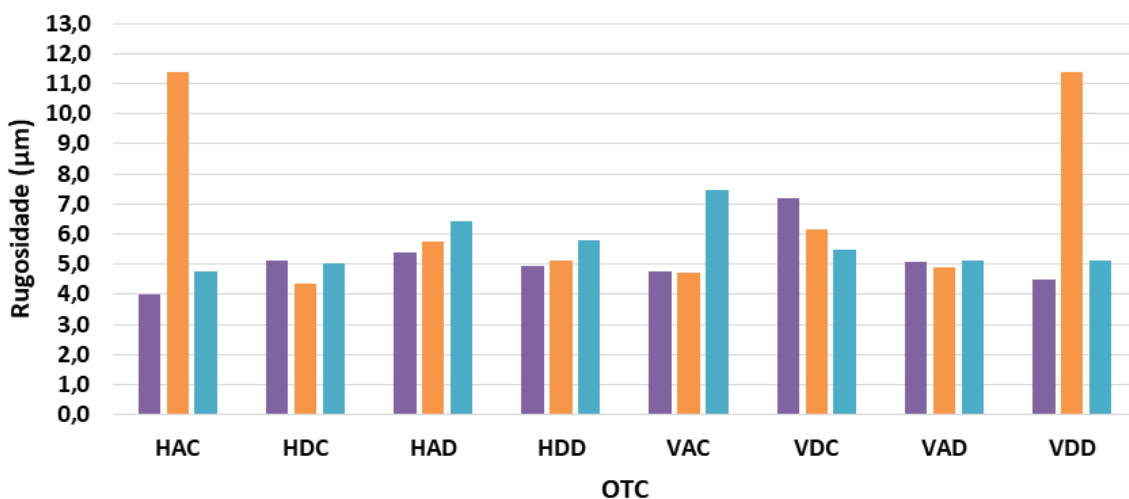
Figura 84 – Sumário das rugosidades, parâmetro  $S_a$ , para as inclinações de rampa de 15, 45 e 75°, com filtro (a) e sem filtro (b)



À inclinação de plano usinado  $75^\circ$ , sendo observado o parâmetro de rugosidade  $S_a$ , a aplicação do filtro não teve forte inferência sobre os resultados, principalmente nas OTCs horizontais, onde os cortes com sentido concordante tiveram os melhores desempenhos, com destaque para HDC. Com aplicação de filtro, o melhor resultado, para as usinagens verticais, foi a OTC VAC, resultado semelhante ao obtido por Toh [12], em usinagem com fresas de topo esférico e superfícies com inclinação de  $75^\circ$ . Outro aspecto que merece destaque, ainda se fazendo análise da Figura 84, é que nas OTCs horizontais, com sentido de corte discordante, houve tendência de aumento dos valores de rugosidade superficial, com o aumento da inclinação do plano, mesmo com a aplicação de filtro. Já, HDC teve esta tendência apenas quando aplicado o filtro. Ademais, VAC, sem filtro, também apresentou esta tendência.

A Figura 85, apresenta gráficos com sumário das rugosidades, parâmetro  $S_z$ , para as usinagens realizadas variando-se as OTCs nas inclinações de plano usinado. De forma geral, há menor variação nos valores com aplicação de filtro. Para usinagem a  $15^\circ$  de plano inclinado, HAC apresentou melhor resultado com filtro, porém, sem filtro, um dos piores desempenhos, onde HDD foi o melhor. Os maiores valores de rugosidade para inclinação do plano usinado a  $45^\circ$  foram para as OTCs HAC e VDD, com ou sem filtro. HDC teve bom desempenho, se analisado com filtro, todavia, sem filtro teve aumento significativo da rugosidade, maior que para as outras inclinações de rampa, inclusive. VAC, das OTCs com direção de avanço verticais, teve o melhor desempenho, sendo aplicado ou não o filtro. Quando verificados resultados das usinagens à  $75^\circ$  de plano usinado, para as orientações com avanço horizontal as usinagens concordantes apresentaram melhores resultados, assim como para o parâmetro  $S_a$ , visto anteriormente.

### a) AISI D6 - C/ Filtro



### b) AISI D6 - S/ Filtro

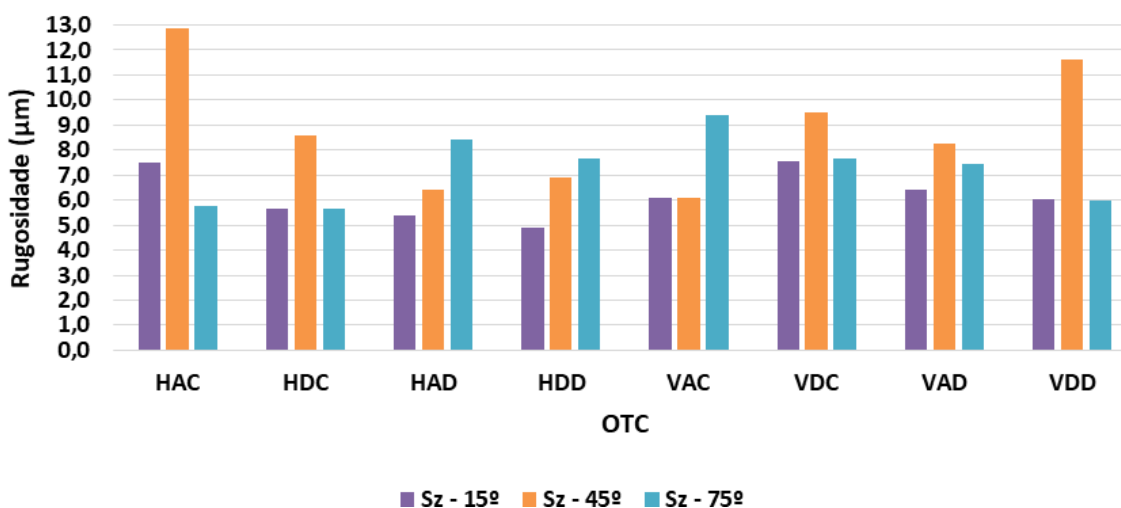
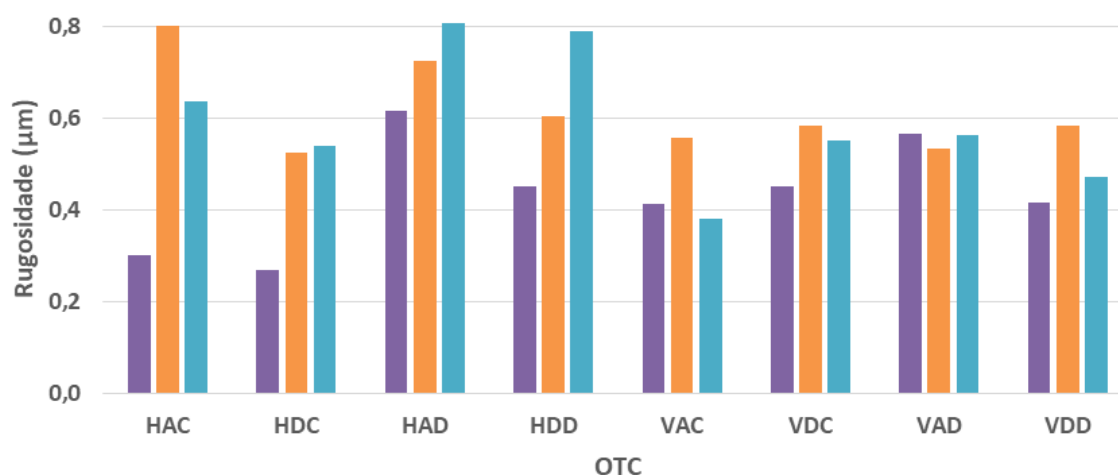


Figura 85 - Sumário das rugosidades, parâmetro  $S_z$ , para as inclinações de rampa de 15, 45 e 75°, com filtro (a) e sem filtro (b)

Ao contrário do relatado para a usinagem a 45°, para a inclinação de 75° VAC apresentou maiores valores de rugosidade  $S_z$ , o que indica a presença de picos e vales elevados, o que pode ser constatado nas imagens topográficas de rugosidade e ondulação, na Figura 77 e Figura 80, respectivamente.

A Figura 86 apresenta o sumário das rugosidades, parâmetros  $S_q$  (a) e  $S_a$  (b), ambas com filtro. Denota-se que os valores de  $S_q$  são mais elevados, contudo, é possível inferir que há correlação entre os valores. Sendo assim, os dois parâmetros podem ser empregados para a análise da textura superficial de superfícies usinadas com fresa de topo esférico.

### a) AISI D6 - C/ Filtro



### b) AISI D6 - C/ Filtro

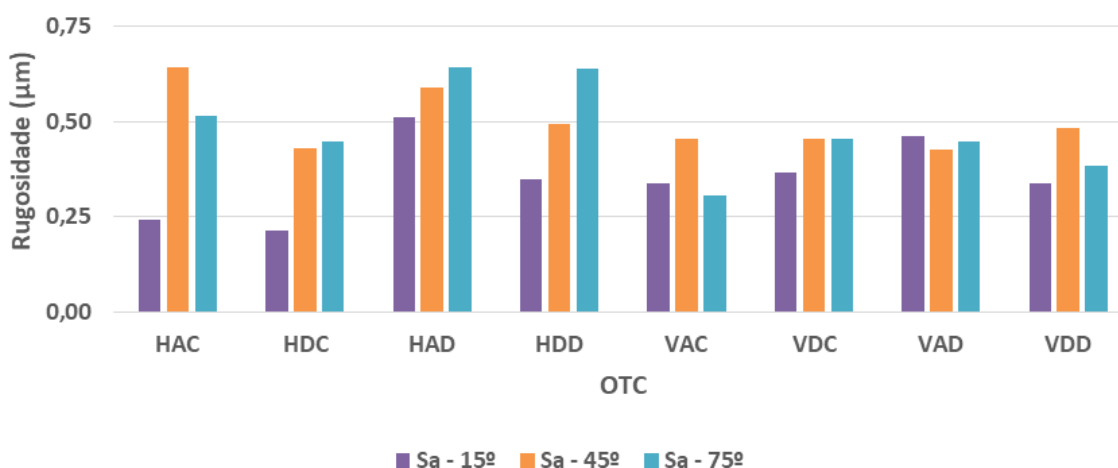


Figura 86 – Sumário das rugosidades, parâmetro  $S_q$  (a) e  $S_a$ (b) para as inclinações de rampa de 15, 45 e 75°

A Figura 87 demonstra o sumário dos desvios de forma (a) e ondulação (b), medidas com rugosímetro 3D, na direção do avanço de corte. Por meio da análise do desvio de perfil, as OTCs HDC e HDD, aplicadas a 15°, tiveram melhores desempenhos. Nestas, há o engajamento de regiões mais próximas à ponta da ferramenta no corte, o que conferiu os melhores desempenhos, de forma global. Por outro lado, para esta inclinação (15°), nas usinagens com sentido de corte vertical, as OTCs ascendentes – VAC e VAD – apresentaram menor valor de desvio de forma. Nas usinagens a 45°, tanto nas com orientação horizontal, quanto nas verticais, foram as de pior desempenho, no que se refere ao desvio de perfil, com destaque para HAC e HDC, e, VDC e VAD. À inclinação de 75°, ótimos resultados de desvio de perfil foram obtidos nas OTCs HAC e HDC – ambas

concordantes. Com orientações de avanço verticais, VDD foi o destaque positivo, para desvio de perfil.

Adicionalmente, verificando-se as ondulações apresentadas na Figura 87 (b), abstrai-se que, para inclinação de 15°, as OTCs com sentido de avanço horizontal apresentaram os melhores resultados globais, com exceção de HAC, que, apesar de ter apresentado resultado satisfatório, perante as demais OTCs horizontais teve valor aumentado. HAC, dentre as OTCs horizontais, aplicadas à inclinação de 45°, teve o menor resultado de ondulação, sendo HDC foi o mais elevado. Ainda nesta inclinação, porém para OTCs verticais, VAC teve desempenho semelhante a HAC, resultando em ondulação reduzida. Adicionalmente, obteve o pior desempenho no quesito ondulação.

Os resultados de ondulação para inclinações de 75° tenderam a correlacionar-se com os valores de desvio de perfil, sendo HAC e HDC as OTCs de desempenho melhorado. Complementarmente, para HAD e HDD, assim como para os parâmetros de rugosidade, para ondulação e desvio de perfil, houve aumento dos valores com o incremento da angulação do plano.

A Figura 88 demonstra os gráficos de resultados referentes à proporção de textura superficial – parâmetro 3D  $S_{tr}$ . Os maiores valores, com máximo de um, indicam uma superfície isotrópica, ou seja, não há tendência de formação de estrias direcionais na textura.

Como pode ser observado nos gráficos, com a aplicação de filtro, os valores tem modificações significantes, com exceção de alguns. Para inclinações de plano a 15°, a aplicação do filtro aproxima os valores de HAC, HDC e HAD, que tendem a 0,5, e diminuem os valores de HDD. Sem a aplicação de filtro, HDC apresenta o maior valor, sendo a OTC horizontal que mais tende a isotropia.

As OTCs verticais, VDC e VAD, apresentaram os mais baixos valores, sendo superfícies que tendem a anisotropia. As OTCs VAC e VDD apresentaram vibrações distintas das vibrações de passagem dos dentes, afetando o acabamento superficial. A não tendência destas OTCs à anisotropia, possivelmente tenha relação com este fenômeno.

À inclinação de 45°, HAD foi a OTC que apresentou menor valor de  $S_{tr}$ , com e sem filtro. Por outro lado, VDD foi a que resultou numa superfície mais isotrópica. A unanimidade de resultados, para  $S_{tr}$  tendendo a zero, ocorreu à inclinação de 75°, onde todas as OTCs horizontais apresentaram-se próximas à anisotropia.

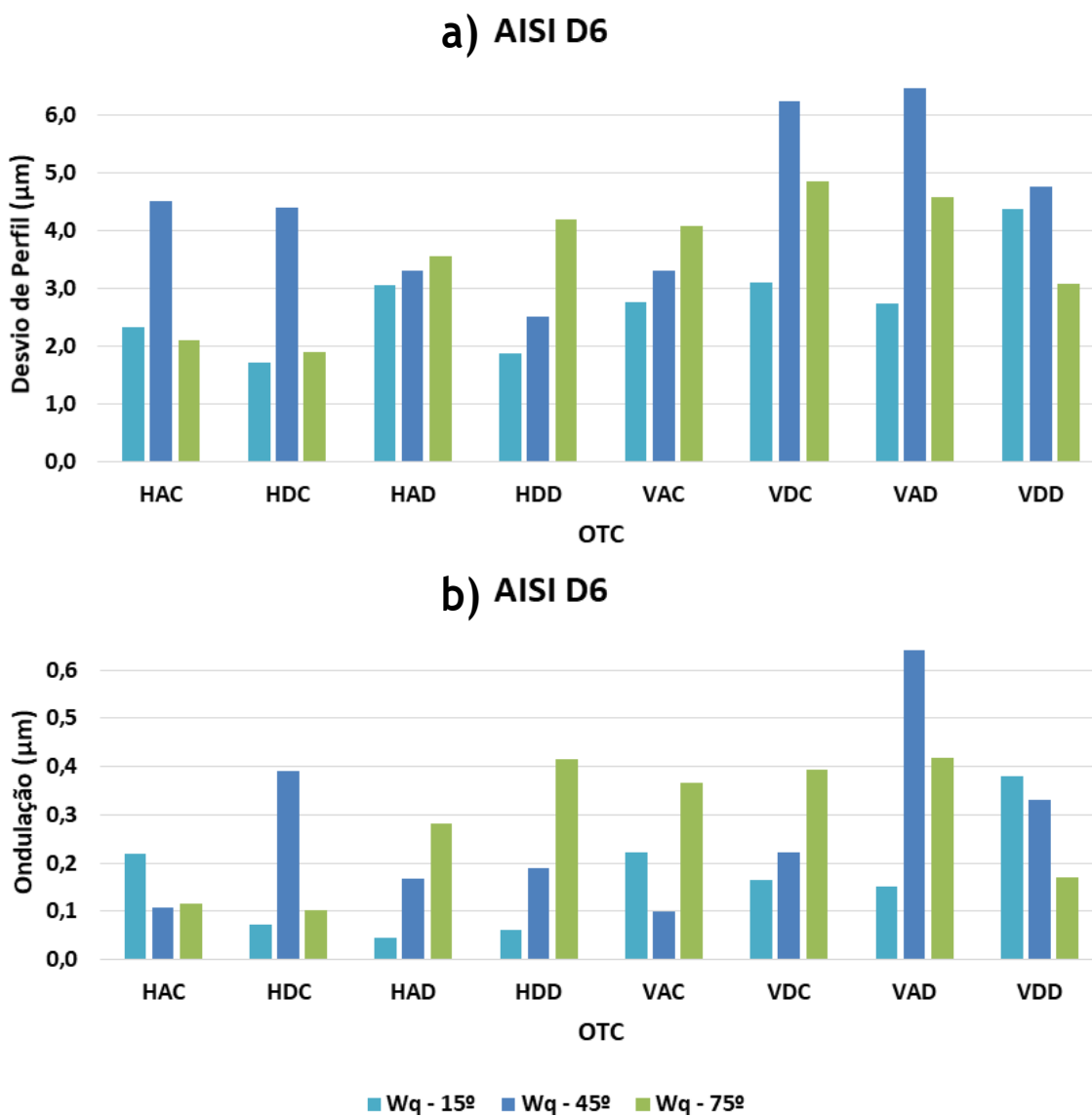


Figura 87 – Sumário do desvio de perfil (a) e ondulação (b), medidas no sentido do avanço de corte, para as OTCs aplicadas nas distintas inclinações de plano usinado

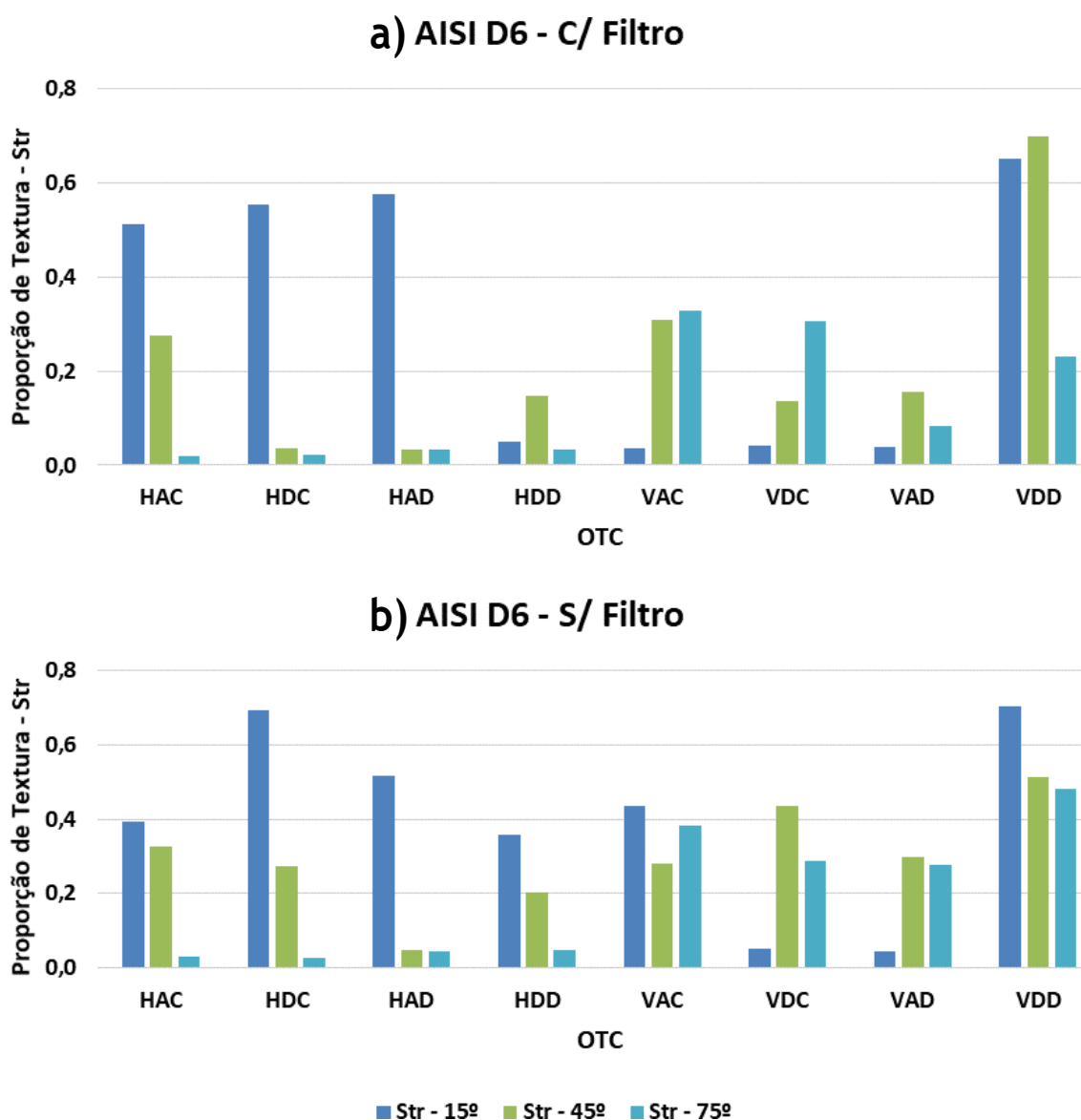


Figura 88 – Proporção de textura – Str – que indica o nível de isotropia da textura superficial obtida com o emprego das diferentes OTCs, com filtro (a) e sem filtro (b)

A Figura 89 apresenta a superfície obtida com a aplicação da OTC VAC (a), com tendência à anisotropia, e OTC VDD (b) à isotropia.

A Figura 90 apresenta gráfico com valores de curtose ( $S_{ku}$ ) e assimetria ( $S_{sk}$ ) para as usinagens realizadas no plano inclinado a 15°. Com exceção de HDC, que apresentou predominância de vales profundos, todas as OTCs resultaram em superfície com predominância de picos, com destaque para HDD, que apresentou valor elevado de curtose ( $S_{ku}$ ), o que indica a presença de picos elevados.

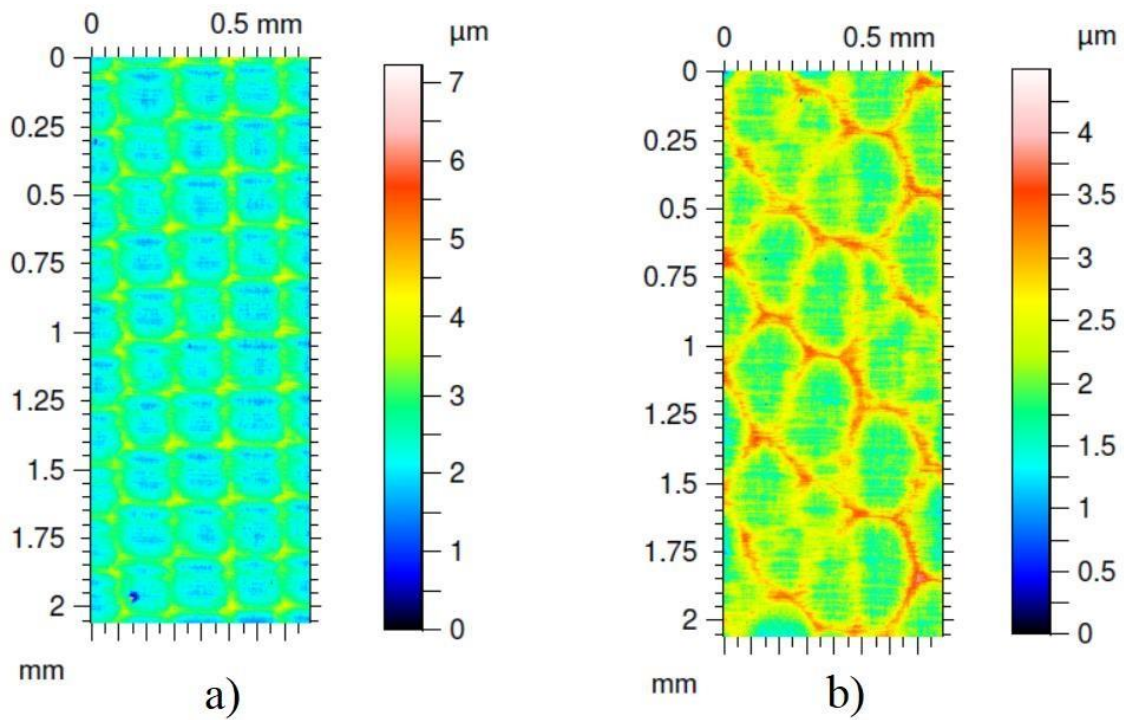


Figura 89 – Superfície com tendência a anisotropia (a) e isotropia (b), resultantes das usinagens com OTCs VAC e VDD, respectivamente, aplicadas em rampas de 15°

Ainda, com a análise da Figura 90, depreende-se que houve predominância de aumento do parâmetro  $S_{ku}$  para as usinagens com sentido descendente. Esta tendência, apesar de menos intensa nas condições verticais, fica mais evidente nas OTCs horizontais.

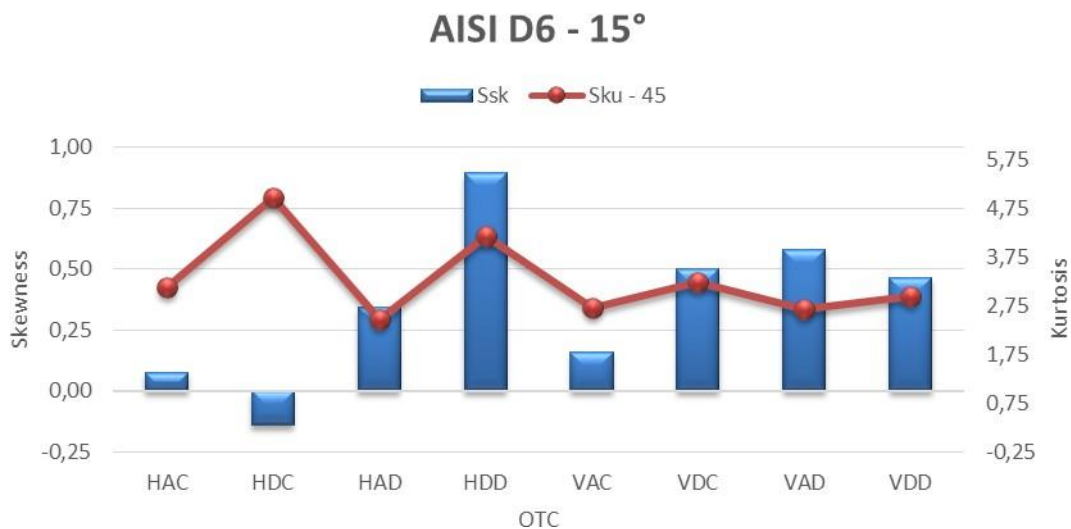


Figura 90 – Assimetria ( $S_{sk}$ ) e Curtose ( $S_{tr}$ ) para as superfícies obtidas com a aplicação das OTCs no plano inclinado a 15°

Verificando a Figura 91, com exceção das OTCs HAD e VAC, todas as outras apresentaram predominância de picos acima do plano médio, todavia, para HDC estes picos são menos elevados, conforme valores de  $S_{ku}$ .

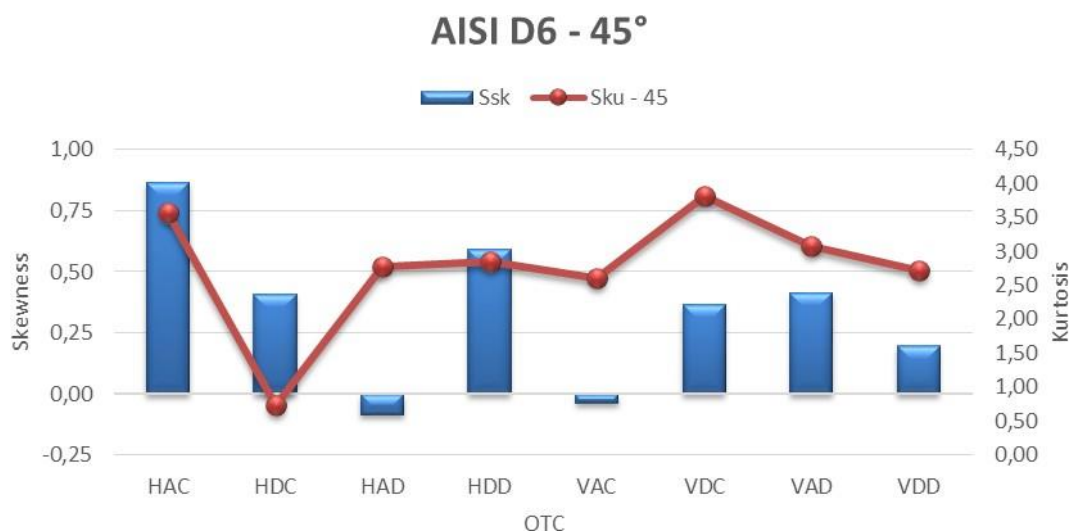


Figura 91 – Assimetria ( $S_{sk}$ ) e Curtose ( $S_{ku}$ ) para as superfícies obtidas com a aplicação das OTCs no plano inclinado a 45°

Ao contrário do ocorrido para as superfícies usinadas a 15°, onde ocorreu aumento do parâmetro  $S_{ku}$  (curtose) para as usinagens descendentes, nas usinagens em rampas de 75° (Figura 92) os valores reduziram com variações entre 2,5 e 3, sem maiores dispersões. Outrossim, nas usinagens com orientação horizontal, as com sentido de corte concordantes (HAC e HDC) houve predominância de picos, com leve aumento de  $S_{ku}$  na usinagem descendente.

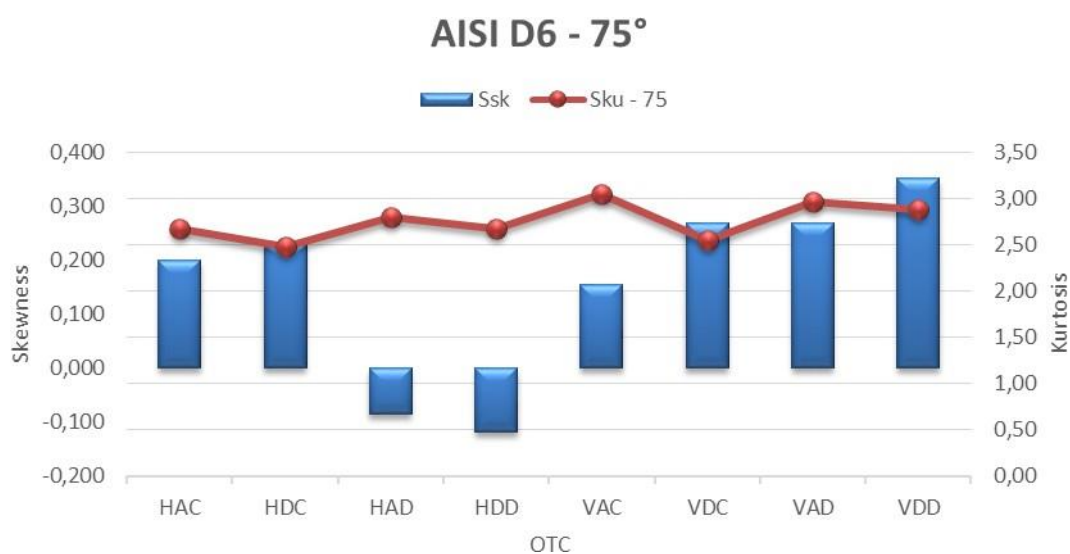


Figura 92 – Assimetria ( $S_{sk}$ ) e Curtose ( $S_{ku}$ ) para as superfícies obtidas com a aplicação das OTCs no plano inclinado a 75°



Por outro lado, predominância de vales para as OTCs com sentido de avanço discordante, ligeiramente superior – no sentido negativo - para as orientações descendentes. Nas OTCs verticais, todas apresentaram distribuição de picos predominantemente acima do plano médio, com valores mais elevados nas usinagens com sentido de corte discordante, que, assim como para as OTCs horizontais, tiveram ligeiro aumento para as orientações de corte descendentes.

#### 4.2.3 Influência da frequência de passagem dos dentes e profundidade de corte

O gráfico da Figura 94 disponibiliza os valores de rugosidade superficial, parâmetros  $R_a$  e  $R_z$ , mensuradas na direção do avanço de corte da ferramenta, e valores de vibração global (RMS) captados com microfone e acelerômetro. Nesta etapa foi empregado profundidade de corte de 0,1 mm, ângulo de inclinação de rampa de 45° e OTC Horizontal Descendente Concordante - HDC, que, de forma geral, apresentou os melhores resultados de acabamento superficial - Figura 51 (a). Para esta profundidade de corte (0,1 mm) as texturas superficiais, medidas com rugosímetro de contato, foram, de forma geral, razoáveis e não apresentaram grandes discrepâncias, sendo estas em 0,9  $\mu\text{m}$  para  $R_z$  e 0,2  $\mu\text{m}$  para  $R_a$ . O melhor acabamento superficial ocorreu a 8500 rpm. Como pode ser observado no gráfico, condição, esta, intermediária as que correspondem às frações de vibração inerentes aos modos de vibração natural do sistema ferramenta-máquina - 1/3 – 795 Hz e 1/3 – 940 Hz.

Como mostrado na Figura 43, para  $L/D = 8$  existem três frequências de vibração predominantes. Nesta condição de  $a_p = 0,1$  mm, não foi encontrado destaque quando a frequência de passagem dos dentes coincidiu com 1/3 da frequência do modo de vibração natural mais proeminente. Contudo, é possível verificar, mesmo que visualmente, a tendência de formação de ondulações na superfície quando as frequências de passagem dos dentes se aproximam em 1/3 dos modos de vibração secundários naturais da ferramenta – Figura 93.

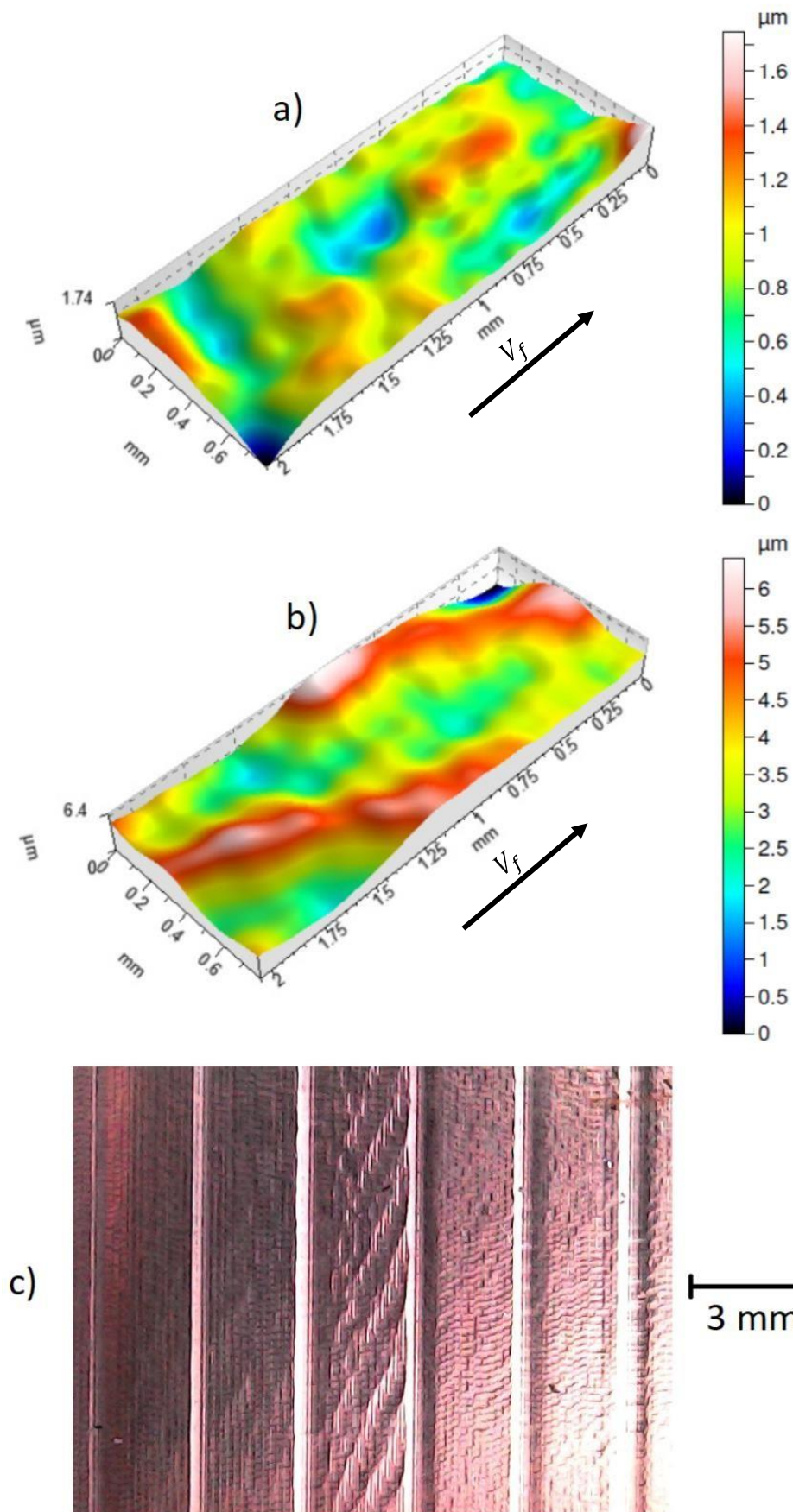


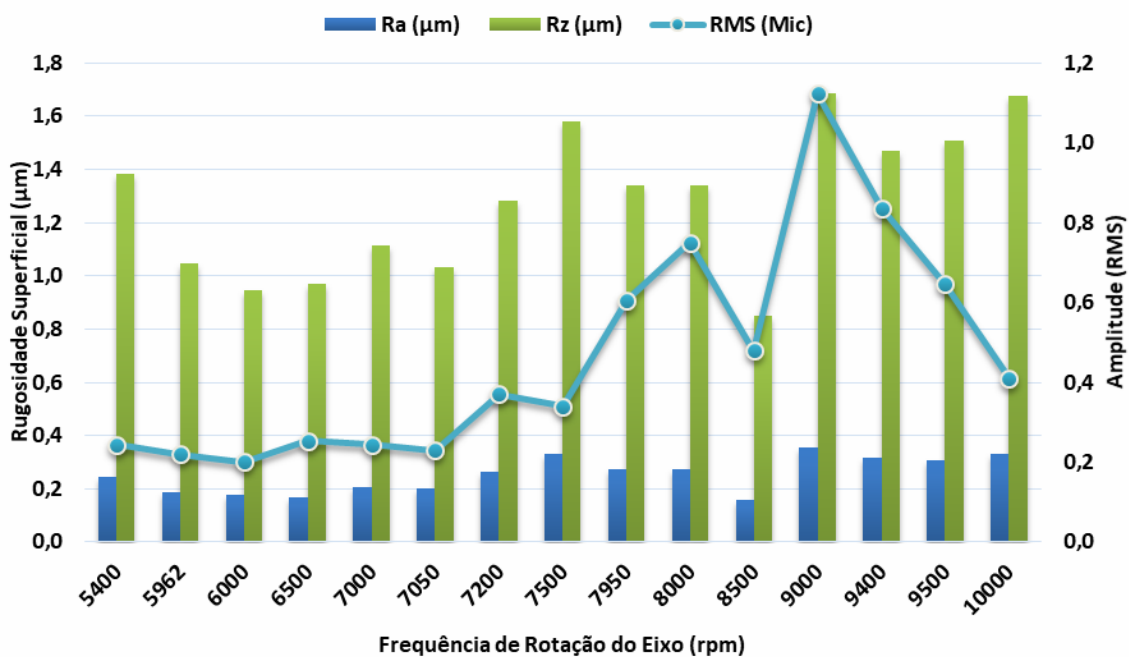
Figura 93 – Ondulação de superfícies com usinagem estável (a), a 8500 rpm, instável (b), a 9400 rpm, quando a frequência de passagem dos dentes coincide com  $1/3$  de um dos modos de vibração secundário (940 Hz) da ferramenta e imagem (c) desta última

No que concerne aos sensores dinâmicos – microfone e acelerômetro – apresentaram comportamentos distintos. O microfone, até 7500 rpm, apresentou pouca variação nos resultados, sendo elevados abruptamente para a rotação de 7950 e 8000 rpm, com decréscimo em 8500 rpm. O pico de vibração ocorreu a 9000 rpm, que corresponde, também, ao maior valor de rugosidade. Todavia, apesar dos valores se manterem semelhantes para as velocidades seguintes, os valores de vibração global têm decréscimo acentuado até a rotação máxima, disponível na máquina. Via de regra, com exceção das condições de melhor e pior desempenho (8500 e 9000 rpm), não há como relacionar o valor de vibração global (RMS) com o valor de rugosidade superficial. Com o sensor acelerômetro, valores crescentes de vibração global são observados até 7200 rpm, com decréscimo em 7500 rpm e crescente até 9500 rpm, com leve declínio em 10000 rpm. Com este sensor, nenhum padrão pode ser observado com relação à textura superficial, adicionalmente, nem se comparado com o sensor microfone.

Os gráficos da Figura 95 disponibiliza os valores de rugosidade superficial, parâmetros  $R_a$  e  $R_z$ , mensuradas na direção do avanço de corte da ferramenta, e valores de vibração global (RMS) captados com microfone e acelerômetro. Nesta etapa foi empregado profundidade de corte de 0,3 mm. O modo predominante de vibração natural, da montagem com  $L/D = 8$ , é de 795 Hz – Figura 43. Sendo assim, fica evidente que houve deterioração do acabamento superficial quando a frequência de passagem dos dentes coincidiu com  $1/3$  do modo de frequência natural, predominante para esta montagem de ferramenta-máquina. O que não pode ser verificado quando a remoção de material foi menor, ou seja, 0,1 mm.

Com o acréscimo de 0,2 mm na profundidade de corte, ou seja, triplicando o valor de 0,1 mm, passando a remover 0,3 mm por passe, o acréscimo de rugosidade superficial é muito baixo. Sem considerar os valores discrepantes para 7950 e 8000 rpm, fazendo-se a média dos valores restantes, o acréscimo de rugosidade gira em torno de 20%, para o parâmetro  $R_a$ , e 15%, para  $R_z$ .

### a) 45° - HDC - L/D = 8 - ap = 0,1mm - MIC



### b) 45° - HDC - L/D = 8 - ap = 0,1mm - ACEL

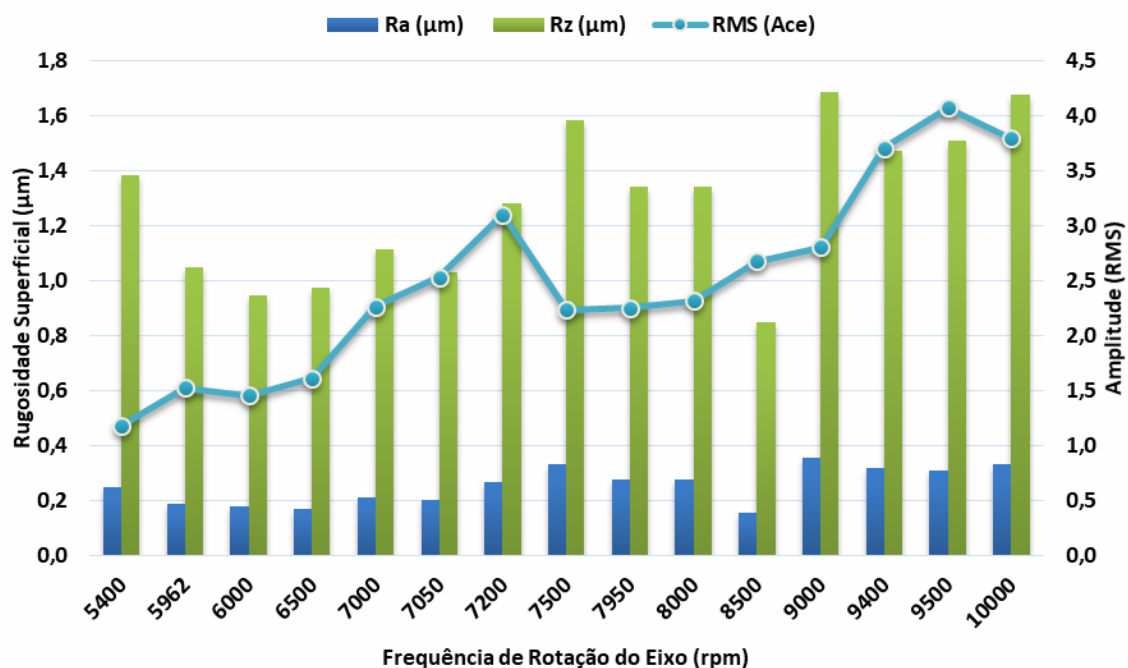
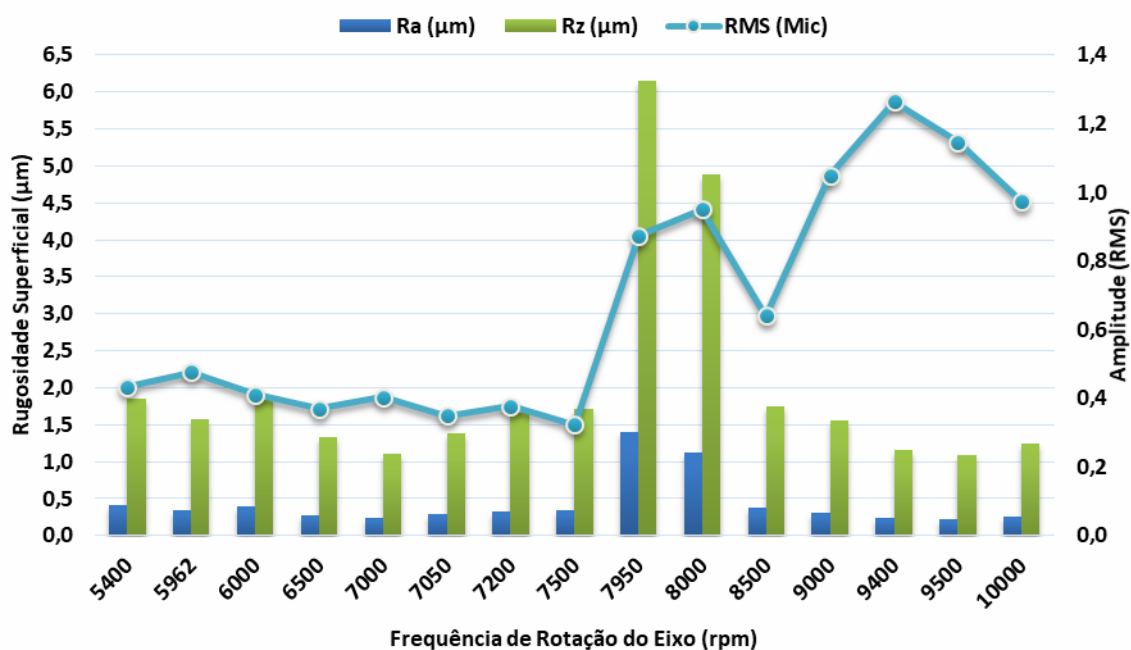


Figura 94 – Influência da rotação sobre textura superficial -  $R_a$  e  $R_z$  – mensuradas com rugosímetro de contato na direção do avanço da ferramenta, e vibrações globais (RMS) obtidas (a) com microfone e (b) sensor acelerômetro para  $a_p = 0,1$  mm, empregando-se relação  $L/D = 8$  e OTC HDC em inclinação de rampa de 45°

### a) 45° - HDC - L/D = 8 - ap = 0,3mm - MIC



### b) 45° - HDC - L/D = 8 - ap = 0,3mm - ACEL

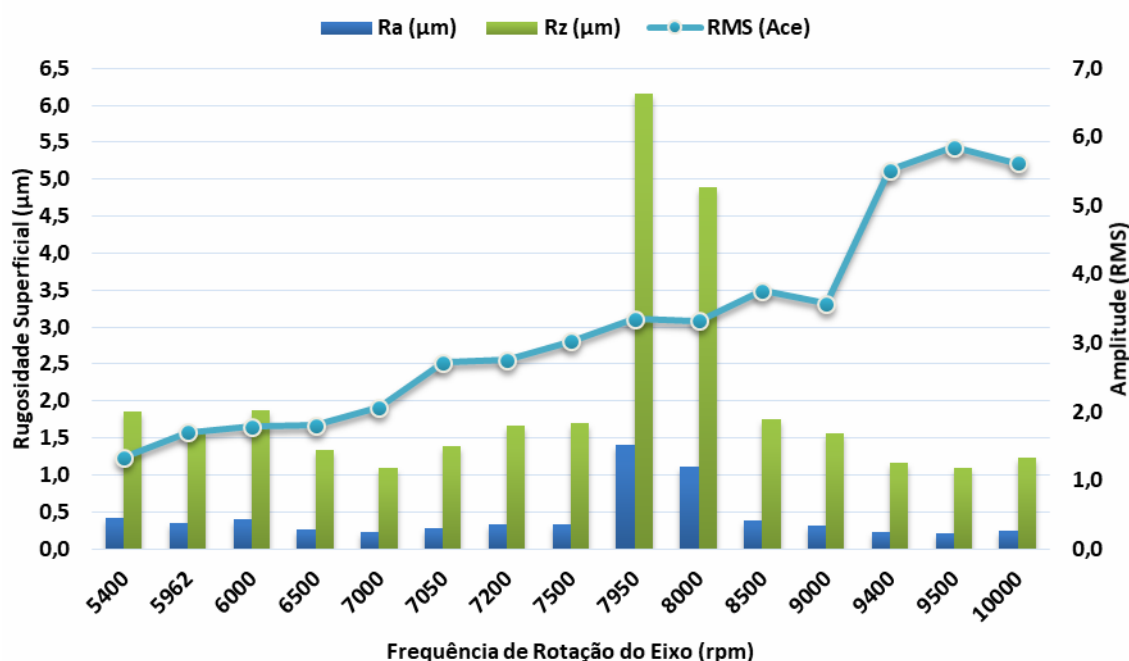


Figura 95 – Influência da rotação sobre textura superficial -  $R_a$  e  $R_z$  – mensuradas com rugosímetro de contato na direção do avanço da ferramenta, e vibrações globais (RMS) obtidas (a) com microfone e (b) sensor acelerômetro para  $a_p = 0,3$  mm, empregando-se relação  $L/D = 8$  e OTC HDC em inclinação de rampa de 45°

A Figura 96 mostra a topografia original da superfície obtida em condições de estabilidade de corte comprometida pela relação, entre a frequência de passagem dos dentes com a frequência natural do modo predominante, igual a  $1/3$ . Verifica-se a presença de picos e vales proeminentes e espaçamento, entre estes, em torno de  $0,5$  mm, comprometendo a integridade superficial nestas condições.

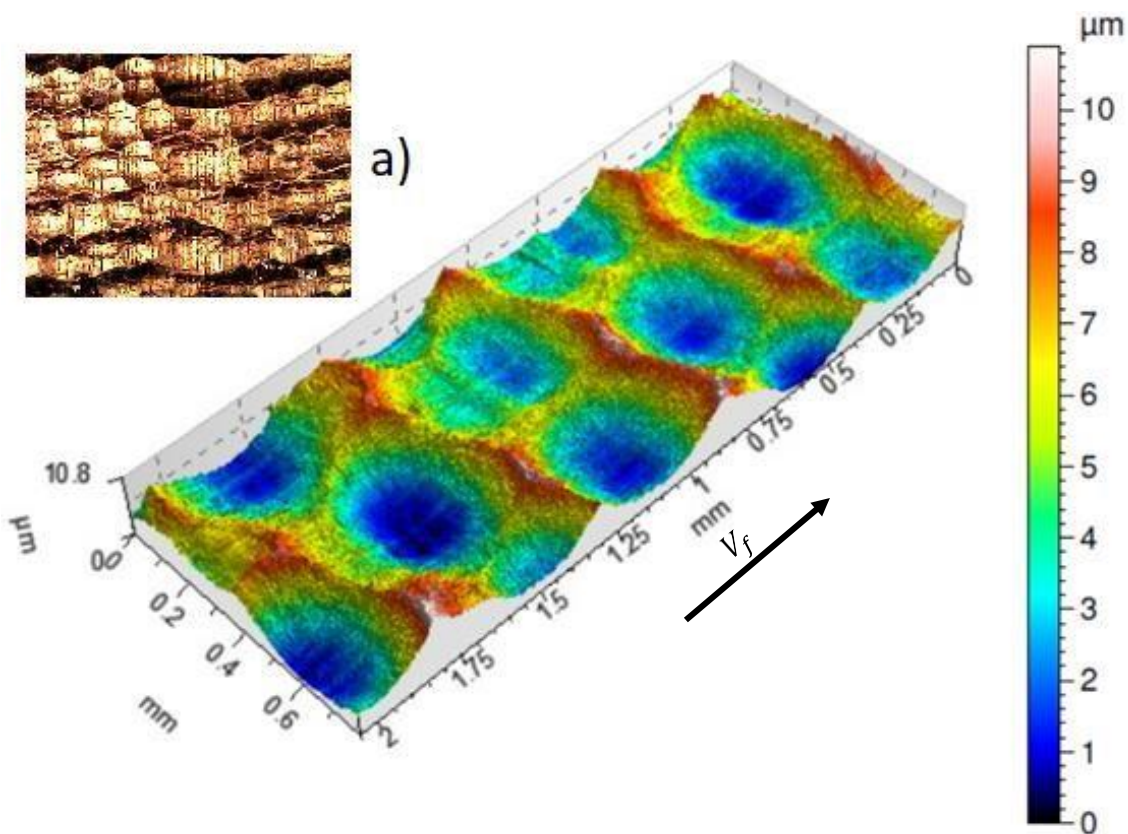


Figura 96 – Topografia original da superfície deteriorada, obtida pelo processo de usinagem com frequência de passagem dos dentes coincidindo com  $1/3$  do modo predominante da frequência de vibração natural da ferramenta,  $L/D = 8$  e  $a_p = 0,3$ mm, e imagem real da superfície no detalhe em (a)

O gráfico da Figura 97 demonstra os espectros de vibração, no domínio da frequência, para a usinagem estável (a) e instável (b), obtidos com o emprego de microfone. Como infere-se em análise ao gráfico da Figura 97, é notável que a condição que emprega  $9400$  rpm, possui maior valor de vibração RMS. Adicionalmente, como é possível observar na Figura 97 (a), os valores proeminentes de vibração, são mais elevados que em (a). Todavia, é notório que neste, somente constem vibrações harmônicas da frequência de passagem dos dentes. Por outro lado, em (b) é possível notar frequências não harmônicas destas indicadas pelas setas vermelhas, o que é reflexo da instabilidade no corte, no processo de fresamento com ferramenta de topo esférico, onde

a vibração forçada pela passagem dos dentes é predominante. Outro aspecto a ser considerado é o formato destas frequências, não harmônicas, terem a base mais alargada, o que as diferenciam das harmônicas da frequência de passagem, que são bem definidas.

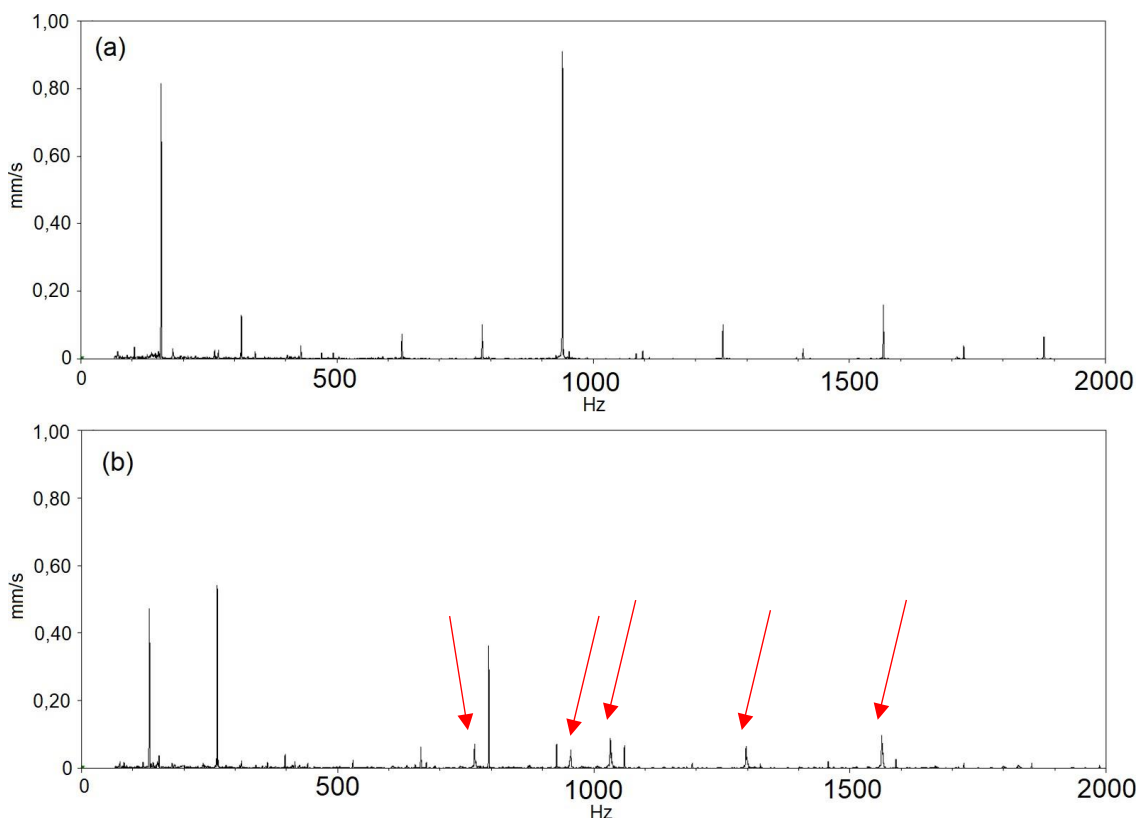


Figura 97 – Espectros no domínio da frequência, para usinagem estável (a), a 9400 rpm, e instável (b), para 7950 rpm, com sinal de áudio captado com microfone

Em relação aos sensores dinâmicos empregados, nota-se que os sinais de áudio apresentaram semelhanças nas duas profundidades de corte empregadas. Não ficou evidente correlação entre os resultados de vibração global e textura superficial.

Adicionalmente, é possível concluir que para profundidades de corte 0,1 mm, quando a frequência de passagem dos dentes se aproxima de 1/3 de um dos modos de vibração natural secundário da ferramenta, há a tendência de formação de ondulações na superfície. Outrossim, quando profundidade de corte maior, 0,3 mm é empregada, a influência da vibração pela passagem dos dentes, quando esta atinge 1/3 do modo de vibração predominante no sistema, é elevada. Isto resultou em acabamentos deteriorados para tal condição, como pode ser visualizado na Figura 96, relatada anteriormente.



## 5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

### 5.1 INFLUÊNCIA DA INCLINAÇÃO DO PLANO USINADO

Houve melhoria do acabamento superficial com o engajamento da região próxima à ponta no corte, quando plano inclinado a 15°. Ademais, menores valores de vibração. De forma geral, o acabamento foi proporcional às vibrações globais (RMS).

### 5.2 INFLUÊNCIA DA ORIENTAÇÃO DA TRAJETÓRIA DE CORTE

A inclinação de 15°, em usinagens com direção de avanço horizontal, as OTCs horizontais tenderam à correlacionar o acabamento superficial com o parâmetro de vibração global. O melhor valor de acabamento foi encontrado nesta mesma inclinação, na OTCs horizontais concordantes (HAC e HDC). A 15° houveram acabamentos deteriorados para as condições VAC e VDD, tornando estas as piores condições de usinagem nesta inclinação. Vale destacar que essa condição de instabilidade só pode ser verificada em análise da topografia e espectro de vibração no domínio do tempo. Ainda, as usinagens horizontais, com cortes concordantes foram as com melhores resultados, baseado na análise dos resultados com parâmetro 2D -  $R_a$  e  $R_z$ . Por outro lado, em análise de parâmetros 3D, ainda à inclinação de 15°, a superfície obtida pela OTC HAC apresentou elevadas ondulações, então, com a aplicação de filtro, esta, que era a melhor, tornou-se a pior ao ser analisada se a aplicação de filtro, tornando, o filtro, um fator determinante na análise das superfícies. Em alguns casos, com a aplicação deste, dependendo da topografia da superfície, a redução do valor de rugosidade chegou a valores próximos de 50%, caso da OTC HAD, em inclinação de 15°.

Os menores desvios de forma e ondulação foram obtidos com a usinagem em rampa de 15°.

Nas OTCs verticais, com inclinação a 45°, houve tendência de formação de ondulações perpendiculares a direção do avanço de corte. Além do mais, os resultados apresentados nos parâmetros de rugosidade 2D e 3D foram os com maiores alterações. Ademais, pode-se observar que as usinagens horizontais descendentes tiveram os melhores resultados, por outro lado, nas verticais, as ascendentes tiveram melhor desempenho, em análise de parâmetros 3D, filtrados.

De forma geral, nas condições verticais, para as inclinações de 45 e 75°, houveram ondulações na superfície, na direção do avanço da ferramenta.



Nesta última inclinação, marcas, ocasionadas pela deflexão da ferramenta, foram deixadas nas superfícies, com elevados picos e vales desuniformes, resultado da maior distância da região do corte em relação ao centro, tendendo ao máximo diâmetro.

Parâmetros  $S_q$  e  $S_a$  possuem correlação, sendo que ambos podem ser utilizados na mensuração deste tipo de superfície.

Nas OTCs horizontais, sem a presença de filtro, quanto maior o ângulo de inclinação, maior a tendência à obtenção de acabamentos anisotrópicos. A 75°, com ou sem a aplicação de filtros, as superfícies foram unânimes em apresentar tendência a anisotropia. Por outro lado, com exceção das condições em que ocorreram as vibrações não harmônicas da passagem dos dentes, este fenômeno ocorre para as OTCs verticais, à inclinação de 15°.

A 15° de inclinação, com exceção da OTC HDC, todas as outras apresentaram predominância de picos, em relação a linha média, com base no parâmetro  $S_{sk}$ . Além da predominância de vales, para HDC, o parâmetro  $S_{ku}$  indica que são profundos, pela indicação de valores maiores que 3. A 45°, HAD e VAD, ambas ascendentes, apresentaram predominância de vales, com  $S_{sk}$  negativo. A 75°, os valores de curtose foram mais próximos, todavia, nas OTCs horizontais discordantes, HAD e HDD, houve a predominância de vales.

### 53 INFLUÊNCIA DA FREQUÊNCIA DE PASSAGEM DOS DENTES E PROFUNDIDADE DE CORTE

Quando a remoção de material foi pequena (0,1 mm) os resultados de rugosidade não apresentaram grandes discrepâncias, com topografia melhorada quando frequências de passagem dos dentes estiveram intermediárias às que correspondem às frações de vibração inerentes aos modos de vibração natural. Outrossim, houve tendência de formação de ondulações na superfície quando as frequências de passagem dos dentes se aproximam em 1/3 dos modos de vibração secundários naturais da ferramenta. Não houve relação entre o valor de vibração global (RMS) com o valor de rugosidade superficial.

Por outro lado, quando a remoção foi maior, 0,3 mm, ficou evidente que houve deterioração do acabamento superficial quando a frequência de passagem dos dentes coincidiu com 1/3 do modo de frequência natural predominante no sistema. Com o aumento da profundidade de corte, de 0,1 para 0,3 mm, o acréscimo de rugosidade gira em torno de 20%, para o parâmetro  $R_a$ , e 15%, para  $R_z$ .

Sendo assim, para profundidades de corte 0,1 mm, quando a frequência de passagem dos dentes se aproxima de 1/3 de um dos modos de vibração natural secundário da ferramenta, há a tendência de formação de ondulações na superfície. Ademais, quando profundidade de corte maior, 0,3 mm é empregada, a influência da vibração pela passagem dos dentes, quando esta atinge 1/3 do modo de vibração predominante no sistema, é proeminentemente prejudicial à qualidade da superfície usinada.

#### 54 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Análise das componentes cartesianas de força empregando as mesmas orientações de trajetória de corte em usinagem com fresa de topo esférico;
- Analisar a influência, das mesmas orientações de trajetória de corte para condições de semiacabamento com fresas de topo toroidais, sobre textura superficial, vibrações e componentes cartesianas de força;
- Verificação do deslocamento da ferramenta nas orientações de trajetória de corte empregadas no presente trabalho para fresamento de acabamento e semiacabamento;
- Análise de desgaste das ferramentas por meio de análise de vibrações;
- Utilizar fresa de topo esférico com maior número de dentes, ou máquina com maior rotação disponível, para obtenção de frequências de passagem dos dentes mais elevadas a fim de verificar outras faixas de proporção em relação à frequência natural do sistema.

**REFERÊNCIAS**

- [1] H. Kull Neto, A. E. Diniz, and R. Pederiva, "Influence of tooth passing frequency, feed direction, and tool overhang on the surface roughness of curved surfaces of hardened steel," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 82, no. 1–4, pp. 753–764, 2016.
- [2] X. Chen, J. Zhao, Y. Li, S. Han, Q. Cao, and A. Li, "Investigation on ball end milling of P20 die steel with cutter orientation," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 59, no. 9–12, pp. 885–898, 2012.
- [3] C. K. Toh, "Cutter path strategies in high speed rough milling of hardened steel," *Mater. Des.*, vol. 27, no. 2, pp. 107–114, 2006.
- [4] T. Altan, B. Lilly, Y. C. Yen, and T. Altan, "Manufacturing of Dies and Molds," *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 50, no. 2, pp. 404–422, 2001.
- [5] J. Noble, K. Walczak, and D. Dornfeld, "Rapid tooling injection molded prototypes: A case study in artificial photosynthesis technology," *Procedia CIRP*, vol. 14, pp. 251–256, 2014.
- [6] C. H. Lauro, L. C. Brandão, D. Baldo, R. A. Reis, and J. P. Davim, "Monitoring and processing signal applied in machining processes - A review," *Meas. J. Int. Meas. Confed.*, vol. 58, no. October, pp. 73–86, 2014.
- [7] H. B. Lacerda and V. T. Lima, "Evaluation of Cutting Forces and Prediction of Chatter Vibrations in Milling," *J. Brazilian Soc. Mech. Sci. Eng.*, vol. XXVI, no. 1, pp. 74–81, 2004.
- [8] A. Eduardo Diniz and I. da Costa Castanhera, "High Speed Milling of Hardened Steel Convex," *Procedia Manuf.*, vol. 05, pp. 220–231, 2016.
- [9] S. Wojciechowski, T. Chwalczuk, P. Twardowski, and G. M. Krolczyk, "Modeling of cutter displacements during ball end milling of inclined surfaces," *Arch. Civ. Mech. Eng.*, vol. 15, no. 4, pp. 798–805, 2015.
- [10] A. F. De Souza, A. E. Diniz, A. R. Rodrigues, and R. T. Coelho, "Investigating the cutting phenomena in free-form milling using a ball-end cutting tool for die and mold manufacturing," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 71, no. 9–12, pp. 1565–1577, 2014.
- [11] I. Scandiffio, A. E. Diniz, and A. F. de Souza, "Evaluating surface roughness, tool life, and machining force when milling free-form shapes on hardened AISI D6 steel," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 82, no. 9–12, pp. 2075–2086, 2016.
- [12] C. K. Toh, "Surface topography analysis in high speed finish milling inclined hardened steel," *Precis. Eng.*, vol. 28, no. 4, pp. 386–398, 2004.
- [13] C. K. Toh, "Cutter path orientations when high-speed finish milling inclined hardened steel," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 27, no. 5–6, pp. 473–480, 2006.
- [14] G. L. Nicola, F. P. Missell, and R. P. Zeilmann, "Surface quality in milling of hardened H13 steel," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 49, no. 1–4, pp. 53–62,

- 2010.
- [15] M. L. Polli, “Análise da Estabilidade Dinâmica do Processo de Fresamento a Altas Velocidades de Corte,” Universidade Federal de Santa Catarina, 2005.
  - [16] H. El-Hofy, *Advanced machining processes Nontraditional and Hybrid Machining Processes*, vol. 44, no. 8. 2005.
  - [17] L. Norberto López de Lacalle, F. J. Campa, and A. Lamikiz, “Chapter 3 : Milling,” in *Modern Machining Technology*, 2011, pp. 213–303.
  - [18] Y. Altintas, *Manufacturing automation: Metal Cutting Mechanics, Machining Tool Vibrations, and CNC Design*, 2nd ed. New York: Cambridge University, 2012.
  - [19] L. Norberto López de Lacalle, F. J. Campa, and A. Lamikiz, “3 – Milling,” in *Modern Machining Technology*, 2011, pp. 213–303.
  - [20] E. M. Trent and P. K. Wright, *Metal Cutting*, 4th ed. Berkeley: Butterworth–Heinemann, 2000.
  - [21] M. A. Hadi, J. A. Ghani, C. H. Che Haron, and M. S. Kasim, “Comparison between up-milling and down-milling operations on tool wear in milling Inconel 718,” *Procedia Eng.*, vol. 68, pp. 647–653, 2013.
  - [22] A. E. Diniz, F. C. Marcondes, and N. L. Coppini, “Tecnologia de usinagem dos materiais.” mm editora, São Paulo, p. 262, 2010.
  - [23] A. R. Machado, A. M. Abrão, R. T. Coelho, and M. B. Da Silva, *Teoria da Usinagem dos Materiais*, 1ed ed. São Paulo: Blucher, 2009.
  - [24] J. Dhupia and I. Girsang, “Correlation-Based Estimation of Cutting Force Coefficients for Ball-End Milling,” *Mach. Sci. Technol.*, vol. 16, no. 2, pp. 287–303, 2012.
  - [25] L. N. L. De Lacalle and F. J. Campa, “Chapter 3 : Milling - Modern Machining Technology,” in *Modern Machining Technology*, Woodhead Publishing, 2011, pp. 213–303.
  - [26] L. Tan, C. Yao, J. Ren, and D. Zhang, “Effect of cutter path orientations on cutting forces, tool wear, and surface integrity when ball end milling TC17,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 2016.
  - [27] M. C. Kang, K. K. Kim, D. W. Lee, J. S. Kim, and N. K. Kim, “Characteristics of inclined planes according to the variations of cutting direction in high-speed ball-end milling,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 17, no. 5, pp. 323–329, 2001.
  - [28] G. M. Kim, B. H. Kim, and C. N. Chu, “Estimation of cutter deflection and form error in ball-end milling processes,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 43, no. 9, pp. 917–924, 2003.
  - [29] N. Liu, M. Loftus, and A. Whitten, “Surface finish visualisation in high speed, ball nose milling applications,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 45, no. 10, pp. 1152–

- 1161, 2005.
- [30] A. F. de Souza, E. Berkenbrock, A. E. Diniz, and A. R. Rodrigues, “Influences of the tool path strategy on the machining force when milling free form geometries with a ball-end cutting tool,” *J. Brazilian Soc. Mech. Sci. Eng.*, vol. 37, no. 2, pp. 675–687, 2015.
- [31] M. Fontaine, A. Devillez, A. Moufki, and D. Dudzinski, “Modelling of cutting forces in ball-end milling with tool-surface inclination. Part II. Influence of cutting conditions, run-out, ploughing and inclination angle,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 189, no. 1–3, pp. 85–96, 2007.
- [32] M. K. Tomáš Vopát\*, Jozef Peterka, Vladimír Šimna and Slovak, “The influence of different types of copy milling on the surface roughness and tool life of end mills,” *Procedia Eng.*, vol. 100, no. January, pp. 868–876, 2015.
- [33] M. P. Groover, *Fundamentals of Modern Manufacturing: Materials, Processes, and Systems*, 4Th ed. John Wiley & Sons, 2010.
- [34] D. Ferraresi, “Fundamentos da usinagem dos metais,” *São Paulo: Edgard Blücher*, vol. 1. p. 751, 1977.
- [35] F. Klocke, *Manufacturing Processes 1*, no. 7858. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2011.
- [36] W. König and F. Klocke, *Fertigungsverfahren 1*. 1997.
- [37] G. E. Stemmer, *Ferramentas de Corte I*, 3rd ed. Florianópolis, SC: Editora da UFSC, 1993.
- [38] Y. Altintas, C. Brecher, M. Weck, and S. Witt, “Virtual Machine Tool,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 54, no. 2, pp. 115–138, 2005.
- [39] S. Wojciechowski, P. Twardowski, and M. Pelic, “Cutting forces and vibrations during ball end milling of inclined surfaces,” *Procedia CIRP*, vol. 14, pp. 113–118, 2014.
- [40] R. Weilenmann, “Torsional vibrations of milling spindles driven by Vee-belts,” *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, vol. 2, no. 3, pp. 231–239, 1962.
- [41] H. Kull Neto, A. E. Diniz, and R. Pederiva, “The influence of cutting forces on surface roughness in the milling of curved hardened steel surfaces,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 84, no. 5–8, pp. 1209–1218, 2016.
- [42] C. M. Harris and A. G. Piersol, *Harris’ Shock and Vibration Handbook*, 5th ed. New York: McGraw-Hill.
- [43] S. A. Tobias, “Vibration of machine tools,” *Prod. Eng.*, vol. 43, no. 12, pp. 599–608.
- [44] G. T. Smith, *Cutting tool technology: industrial handbook*. Girona, Spain: Springer.

- [45] M. L. Polli, “Análise da Estabilidade Dinâmica do Processo de Fresamento a Altas Velocidades de Corte,” Universidade Federal de Santa Catarina, 2005.
- [46] Y. Altintas, P. Kersting, D. Biermann, E. Budak, B. Denkena, and I. Lazoglu, “Virtual process systems for part machining operations,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 63, no. 2, pp. 585–605, 2014.
- [47] G. Quintana and J. Ciurana, “Chatter in machining processes : A review,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 51, no. 5, pp. 363–376, 2011.
- [48] B. B. Muhammad, M. Wan, J. Feng, and W.-H. Zhang, “Dynamic damping of machining vibration: a review,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 2016.
- [49] Y. Altintas and P. K. Chan, “In-process detection and suppression of chatter in milling,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 32, no. 3, pp. 329–347, 1992.
- [50] R. I. King, *Handbook of Machining Technology*. New York, N.Y.
- [51] J. Munoa *et al.*, “Chatter suppression techniques in metal cutting,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 65, no. 2, pp. 785–808, 2016.
- [52] W. Lindolfo, R. Bertrand, M. Luiz, and J. De Oliveira, “Evaluation of high-speed end-milling dynamic stability through audio signal measurements,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 179, pp. 133–138, 2006.
- [53] R. Singiresu, *Vibrações Mecânicas*, 4nd ed. São Paulo: Pearson Prentice Hall, 2008.
- [54] J. P. Davim, *Modern Machining Technology: A Practical Guide*. Philadelphia: Elsevier Science, 2011.
- [55] C. K. Toh, “Vibration analysis in high speed rough and finish milling hardened steel,” *J. Sound Vib.*, vol. 278, no. 1–2, pp. 101–115, 2004.
- [56] J. Tlustý, W. Zaton, and F. Ismail, “Stability Lobes in Milling,” vol. 32, no. 1, pp. 309–313, 1983.
- [57] R. Teti, K. Jemielniak, G. O. Donnell, and D. Dornfeld, “Advanced monitoring of machining operations,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 59, pp. 717–739, 2010.
- [58] T. L. Schmitz and B. P. Mann, “Closed-form solutions for surface location error in milling,” vol. 46, pp. 1369–1377, 2006.
- [59] C. Y. Huang and J. J. Junz Wang, “A pole/zero cancellation approach to reducing forced vibration in end milling,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 50, no. 7, pp. 601–610, 2010.
- [60] E. K. G. T. Marco Sortino, “Vibrations and Chatter in Machining: State of the Art and New Approaches,” *Res. Gate*, no. January, p. 23, 2008.
- [61] M. L. Polli, W. L. Weingaertner, R. B. Schroeter, and J. de O. Gomes, “Analysis of high-speed milling dynamic stability through sound pressure, machining force and tool displacement measurements,” *Proc. Inst. Mech. Eng. Part B-Journal Eng.*

- Manuf.*, vol. 226, no. A11, pp. 1774–1783, 2012.
- [62] Y. Altıntaş and E. Budak, “Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 44, no. 1, pp. 357–362, 1995.
- [63] F. W. Taylor, *On the Art of Cutting Metals*. American society of mechanical engineers, 1906.
- [64] T. Delio, J. Tlustý, and S. Smith, “Use of audio signals for chatter detection and control,” *J. Eng. Ind. Trans. ASME*, vol. 114, no. 2, pp. 146–157, 1992.
- [65] J. Gradišek *et al.*, “On stability prediction for milling,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 45, no. 7–8, pp. 769–781, 2005.
- [66] O. Ryabov, K. Mori, and N. Kasashima, “Laser displacement meter application for milling diagnostics,” *Opt. Lasers Eng.*, vol. 30, no. 3, pp. 251–263, 1998.
- [67] M. Hashimoto, E. Maruit, and S. Kato, “EXPERIMENTAL RESEARCH ON CUTTING FORCE VARIATION DURING REGENERATIVE CHATTER VIBRATION IN A PLAIN MILLING OPERATION,” vol. 36, no. 10, pp. 1073–1092, 1996.
- [68] C. S. Suh, P. P. Khurjekar, and B. Yang, “Characterisation and identification of dynamic instability in milling operation,” *Mech. Syst. Signal Process.*, vol. 16, no. 5, pp. 853–872, 2002.
- [69] C. K. Toh, “Vibration analysis in high speed rough and finish milling hardened steel,” *J. Sound Vib.*, vol. 278, no. 1, pp. 101–115, 2004.
- [70] R. P. H. Faassen, N. Van de Wouw, J. A. J. Oosterling, and H. Nijmeijer, “Prediction of regenerative chatter by modelling and analysis of high-speed milling,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 43, no. 14, pp. 1437–1446, 2003.
- [71] W. Grzesik, “Chapter Eighteen - Sensor-assisted Machining,” in *Advanced Machining Processes of Metallic Materials*, W. Grzesik, Ed. Amsterdam: Elsevier, 2008, pp. 355–383.
- [72] T. L. Schmitz, M. A. Davies, K. Medicus, and J. Snyder., “Improving High-Speed Machining Material Removal Rates by Rapid Dynamic Analysis,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 50, no. 1, pp. 263–268, 2001.
- [73] E. Kuljanic, M. Sortino, and G. Totis, “Multisensor approaches for chatter detection in milling,” *J. Sound Vib.*, vol. 312, no. 4–5, pp. 672–693, May 2008.
- [74] C. Bohosievici, “Analysis of surface finish in milling by power spectral density measurement,” *Precis. Eng.*, vol. 8, no. 1, pp. 24–26, 1986.
- [75] P. Girdhar and C. Scheffer, “4 - Signal processing, applications and representations,” in *Practical Machinery Vibration Analysis and Predictive Maintenance*, P. Girdhar and C. Scheffer, Eds. Oxford: Newnes, 2004, pp. 55–88.
- [76] Taylor Hobson, *Exploring Surface Texture*, 7th ed. 2011.

- [77] W. Grzesik, *Advanced Machining Processes of Metallic Materials: Theory, Modeliling an Applications*. 2000.
- [78] B. Bhushan, “Surface Roughness Analysis and Measurement Techniques,” in *Modern tribology handbook: Principles of tribology*, vol. 1, 2000, p. 71.
- [79] Mitutoyo America Corporation, “Quick guide to surface roughness measurement. Bulletin No. 2229,” no. 2229, 2016.
- [80] S. Wojciechowski, P. Twardowski, and M. Wieczorowski, “Surface texture analysis after ball end milling with various surface inclination of hardened steel,” *Metrol. Meas. Syst.*, vol. 21, no. 1, pp. 145–156, 2014.
- [81] K. Stout *et al.*, *Development of Methods for Characterisation of Roughness in Three Dimensions*. 2000.
- [82] P. J. Scott, *Novel Areal Characterisation Techniques*. Kogan Page Limited and contributors, 2003.
- [83] L. Blunt and X. Jiang, *Numerical Parameters for Characterisation of Topography*. Kogan Page Limited and contributors, 2003.
- [84] R. Leach, *Characterisation of Areal Surface Texture*, vol. 9783642364. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2013.
- [85] MITSUBISHI, *Catálogo de Ferramentas de Torneamento, Ferramentas Rotativas e Soluções de Fixação*, C007Z ed. São Paulo, 2016.
- [86] Kennametal, *Catálogo Máster de Inovações - Ferramentas de Corte*. Latrobe, PA - USA, 2013.
- [87] “Favorit Aços Especiais,” Cachoeirinha - RS, pp. 1–20, Aug-2013.
- [88] R. Leach, “Characterisation of areal surface texture,” *Characterisation Areal Surf. Texture*, vol. 9783642364, pp. 1–353, 2013.



## APÊNDICES

### APÊNDICE A – PROGRAMAS CNC PARAMÉTRICOS PARA A USINAGEM DOS CDPS

#### Vertical Descendente Discordante - VDD

```

N10 G17 G64 G71 G90 G94
N20 G53 G0 Z-110 D0
N30 T="BN_12mm"
N40 M6
N50 G54 D1 S3500 M3
N60 G64 CFIN
N70 R1=6;          RAI0 BALL-NOSE
N80 R2=600;        AVANÇO
N90 R3=75;         ANGULO DE RAMPA;
N100 R4=5;         APROX. DE SEG. X;
N110 R5=1;         APROX. DE SEG. Y;
N120 R6=5;         APROX. DE SEG. Z;
N130 R7=40;        COMP. CDP;
N140 R8=0.2;       AE (PASSO)
N150 R9=5;         AUMENTO DO CDP
N160 R10=10;       LARGURA DA SUP. USINADA;
N170 G0 X=-(COS(R3)*(R1+R9)) Y=IC(-R5)
N180 Z=(SIN(R3)*(R1+R9))
N190 AAA: G1 Y=IC(R8) F=R2
N200 X=(COS(R3)*(R1+R9+R7)) Z=-(SIN(R3)*(R1+R9+R7))
N210 G0 Z=(SIN(R3)*(R1+R9))
N220 BBB: X=-(COS(R3)*(R1+R9))
N230 REPEAT AAA BBB P=(((R10+(2*R5))/R8)-1)
N240 G53 G0 Z-110 D0
N250 M30

```

#### Vertical Descendente Concordante - VDC

```

10 G17 G64 G71 G90 G94
N20 G53 G0 Z-110 D0
N30 T="BN_12mm"
N40 M6
N50 G54 D1 S3500 M3
N60 G64 CFIN
N70 R1=6;          RAI0 BALL-NOSE
N80 R2=600;        AVANÇO
N90 R3=75;         ANGULO DE RAMPA;
N100 R4=5;         APROX. DE SEG. X;
N110 R5=1;         APROX. DE SEG. Y;
N120 R6=5;         APROX. DE SEG. Z;
N130 R7=40;        COMP. CDP;
N140 R8=0.2;       AE (PASSO)

```

N150 R9=5; AUMENTO DO CDP  
 N160 R10=10; LARGURA DA SUP. USINADA;  
 N170 G0 X=-((COS(R3)\*(R1+R9)) Y=(R5+R7)  
 N180 Z=(SIN(R3)\*(R1+R9))  
 N190 AAA: G1 Y=IC(-R8) F=R2  
 N200 X=(COS(R3)\*(R1+R9+R7)) Z=-((SIN(R3)\*(R1+R9+R7))  
 N210 G0 Z=(SIN(R3)\*(R1+R9))  
 N220 BBB: X=-((COS(R3)\*(R1+R9))  
 N230 REPEAT AAA BBB P=(((R10+(2\*R5))/R8)-1)  
 N240 G53 G0 Z-110 D0  
 N250 M30

#### Vertical Ascendente Concordante - VAC

N10 G17 G64 G71 G90 G94  
 N20 G53 G0 Z-110 D0  
 N30 T="BN\_12mm"  
 N40 M6  
 N50 G54 D1 S3500 M3  
 N60 G64 CFIN  
 N70 R1=6; RAIO BALL-NOSE  
 N80 R2=600; AVANÇO  
 N90 R3=15; ÂNGULO DE RAMPA;  
 N100 R4=5; APROX. DE SEG. X;  
 N110 R5=1; APROX. DE SEG. Y;  
 N120 R6=5; APROX. DE SEG. Z;  
 N130 R7=40; COMP. CDP;  
 N140 R8=0.2; AE (PASSO)  
 N150 R9=5; AUMENTO DO CDP  
 N160 R10=10; LARGURA DA SUP. USINADA;  
 N170 G0 X=(COS(R3)\*(R1+R9+R7)) Y=-R5  
 N180 Z=-((SIN(R3)\*(R1+R9+R7))  
 N190 AAA: G1 Y=IC(R8) F=R2  
 N200 X=-((COS(R3)\*(R1+R9)) Z=(SIN(R3)\*(R1+R9))  
 N210 G0 X=(COS(R3)\*(R1+R9+R7))  
 N220 BBB:Z=-((SIN(R3)\*(R1+R9+R7))  
 N230 REPEAT AAA BBB P=(((R10+(2\*R5))/R8)-1)  
 N240 G53 G0 Z-110 D0  
 N250 M30

#### Vertical Ascendente Discordante - VAD

N10 G17 G64 G71 G90 G94  
 N20 G53 G0 Z-110 D0  
 N30 T="BN\_12mm"  
 N40 M6  
 N50 G54 D1 S3500 M3  
 N60 G64 CFIN  
 N70 R1=6; RAIO BALL-NOSE  
 N80 R2=600; AVANÇO  
 N90 R3=15; ÂNGULO DE RAMPA;

N100 R4=5; APROX. DE SEG. X;  
 N110 R5=1; APROX. DE SEG. Y;  
 N120 R6=5; APROX. DE SEG. Z;  
 N130 R7=40; COMP. CDP;  
 N140 R8=0.2; AE (PASSO)  
 N150 R9=5; AUMENTO DO CDP  
 N160 R10=10; LARGURA DA SUP. USINADA;  
 N170 G0 X=(COS(R3)\*(R1+R9+R7)) Y=R5+R7  
 N180 Z=-((SIN(R3)\*(R1+R9+R7)))  
 N190 AAA: G1 Y=IC(-R8) F=R2  
 N200 X=-((COS(R3)\*(R1+R9))) Z=((SIN(R3)\*(R1+R9)))  
 N210 G0 X=(COS(R3)\*(R1+R9+R7))  
 N220 BBB:Z=-((SIN(R3)\*(R1+R9+R7)))  
 N230 REPEAT AAA BBB P=((((R10+(2\*R5))/R8)-1))  
 N240 G53 G0 Z-110 D0  
 N250 M30

#### Horizontal Ascendente Discordante – HAD

N10 G17 G64 G71 G90 G94  
 N20 G53 G0 Z-110 D0  
 N30 T="BN\_12mm"  
 N40 M6  
 N50 G54 D1 S3500 M3  
 N60 G64 CFIN  
 N70 R1=6; RAI0 BALL-NOSE  
 N80 R2=600; AVANÇO  
 N90 R3=15; ANGULO DE RAMPA;  
 N100 R4=1; APROX. DE SEG. X;  
 N110 R5=5; APROX. DE SEG. Y;  
 N120 R6=5; APROX. DE SEG. Z;  
 N130 R7=40; COMP. CDP;  
 N140 R8=0.2; AE (PASSO)  
 N150 R9=5; AUMENTO DO CDP  
 N160 R10=10; LARGURA DA SUP. USINADA;  
 N170 G0 X=(COS(R3)\*(R4+R7+R8)) Y=-R5  
 N180 Z=-((SIN(R3)\*(R4+R7+R8)))  
 N190 AAA:G0 X=IC(-(R8\*(COS(R3)))) Z=IC((R8\*(SIN(R3)))) F=R2  
 N200 G1 Y=(R7+R9)  
 N210 G0 Z=IC(SIN(R3)\*(R1+R9))  
 N220 Y=-R5  
 N230 BBB:Z=IC(-(SIN(R3)\*(R1+R9)))  
 N240 REPEAT AAA BBB P=((((R10+(2\*R4))/R8))  
 N250 G53 G0 Z-110 D0  
 N260 M30

#### Horizontal Ascendente Concordante – HAC

N10 G17 G64 G71 G90 G94  
 N20 G53 G0 Z-110 D0  
 N30 T="BN\_12mm"

N40 M6  
 N50 G54 D1 S3500 M3  
 N60 G64 CFIN  
 N70 R1=6;           RAIO BALL-NOSE  
 N80 R2=600;        AVANÇO  
 N90 R3=15;         ANGULO DE RAMPA;  
 N100 R4=1;         APROX. DE SEG. X;  
 N110 R5=5;         APROX. DE SEG. Y;  
 N120 R6=5;         APROX. DE SEG. Z;  
 N130 R7=40;        COMP. CDP;  
 N140 R8=0.2;       AE (PASSO)  
 N150 R9=5;         AUMENTO DO CDP  
 N160 R10=10;       LARGURA DA SUP. USINADA;  
 N170 G0 X=(COS(R3)\*(R4+R7+R8)) Y=(R5+R7)  
 N180 Z=- (SIN(R3)\*(R4+R7+R8))  
 N190 AAA:G0 X=IC(-(R8\*(COS(R3)))) Z=IC((R8\*(SIN(R3)))) F=R2  
 N200 G1 Y=(-R5)  
 N210 G0 Z=IC(SIN(R3)\*(R1+R9))  
 N220 Y=(R5+R7)  
 N230 BBB:Z=IC(-(SIN(R3)\*(R1+R9)))  
 N240 REPEAT AAA BBB P=((R10+(2\*R4))/R8)  
 N250 G53 G0 Z-110 D0  
 N260 M30

#### Horizontal Descendente Discordante - HDD

N10 G17 G64 G71 G90 G94  
 N20 G53 G0 Z-110 D0  
 N30 T="BN\_12mm"  
 N40 M6  
 N50 G54 D1 S3500 M3  
 N60 G64 CFIN  
 N70 R1=6;           RAIO BALL-NOSE  
 N80 R2=600;        AVANÇO  
 N90 R3=15;         ANGULO DE RAMPA;  
 N100 R4=1;         APROX. DE SEG. X;  
 N110 R5=5;         APROX. DE SEG. Y;  
 N120 R6=5;         APROX. DE SEG. Z;  
 N130 R7=40;        COMP. CDP;  
 N140 R8=0.2;       AE (PASSO)  
 N150 R9=5;         AUMENTO DO CDP  
 N160 R10=10;       LARGURA DA SUP. USINADA;  
 N170 G0 X=(-(COS(R3)\*(R4+R8))) Y=-R5  
 N180 Z=(SIN(R3)\*(R4+R8))  
 N190 AAA:G0 X=IC((R8\*(COS(R3)))) Z=IC(-(R8\*(SIN(R3)))) F=R2  
 N200 G1 Y=(R7+R9)  
 N210 G0 Z=IC(SIN(R3)\*(R1+R9))  
 N220 Y=-R5  
 N230 BBB:Z=IC(-(SIN(R3)\*(R1+R9)))  
 N240 REPEAT AAA BBB P=((R10+(2\*R4))/R8)  
 N250 G53 G0 Z-110 D0

N260 M30

Horizontal Descendente Concordante - HDC

N10 G17 G64 G71 G90 G94

N20 G53 G0 Z-110 D0

N30 T="BN\_12mm"

N40 M6

N50 G54 D1 S3500 M3

N60 G64 CFIN

N70 R1=6;               RAIO BALL-NOSE

N80 R2=600;           AVANÇO

N90 R3=75;            ANGULO DE RAMPA;

N100 R4=1;            APROX. DE SEG. X;

N110 R5=5;            APROX. DE SEG. Y;

N120 R6=5;            APROX. DE SEG. Z;

N130 R7=40;           COMP. CDP;

N140 R8=0.2;          AE (PASSO)

N150 R9=5;            AUMENTO DO CDP

N160 R10=10;         LARGURA DA SUP. USINADA;

N170 G0 X=(-(COS(R3)\*(R4+R8))) Y=(R7+R9)

N180 Z=(SIN(R3)\*(R4+R8))

N190 AAA:G0 X=IC((R8\*(COS(R3)))) Z=IC(-(R8\*(SIN(R3)))) F=R2

N200 G1 Y=-R5

N210 G0 Z=IC(SIN(R3)\*(R1+R9))

N220 Y=(R7+R9)

N230 BBB:Z=IC(-(SIN(R3)\*(R1+R9)))

N240 REPEAT AAA BBB P=((R10+(2\*R4))/R8)

N250 G53 G0 Z-110 D0

N260 M30

APÊNDICE B – DIMENSIONAMENTOS DE DISPOSITIVO DE FIXAÇÃO DE CDP

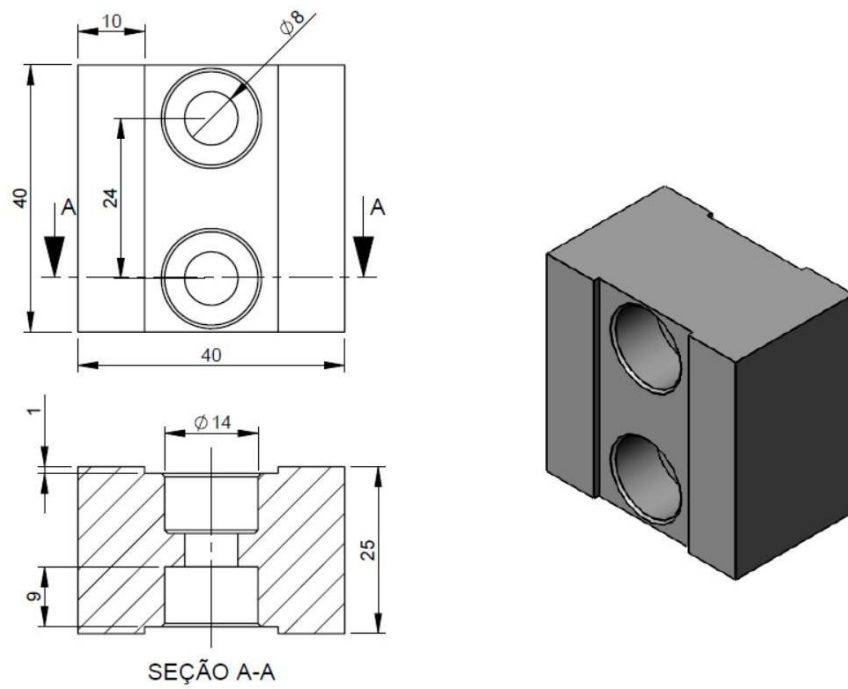


Figura 98 – Dimensões do Corpo de Prova - CDP

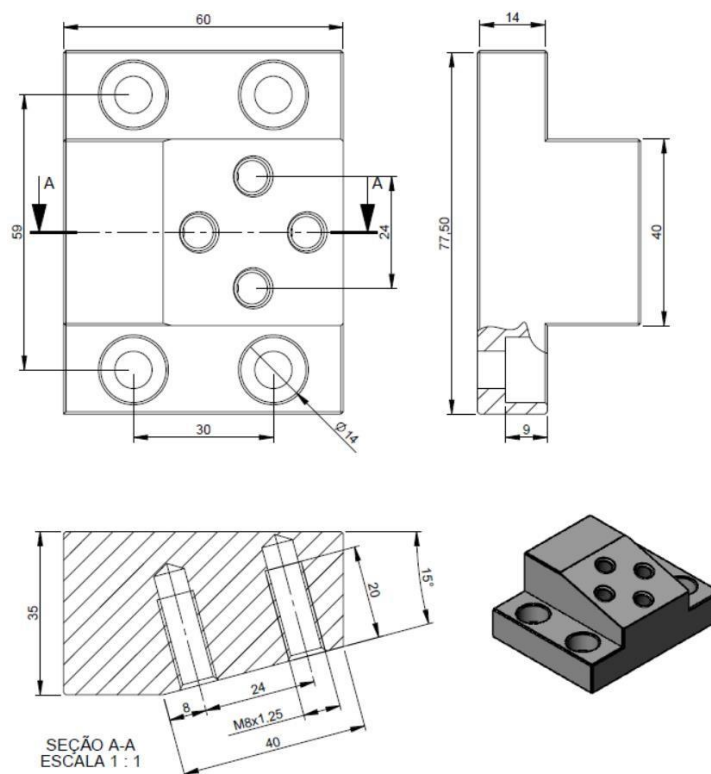


Figura 99 – Suporte de fixação do CDP a 15°

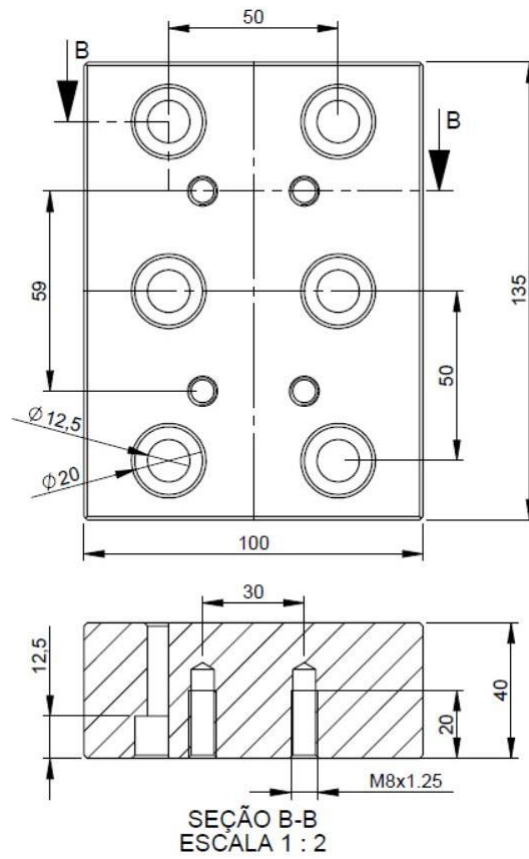


Figura 100 – Base de fixação do Suporte do CDP à plataforma do dinamômetro

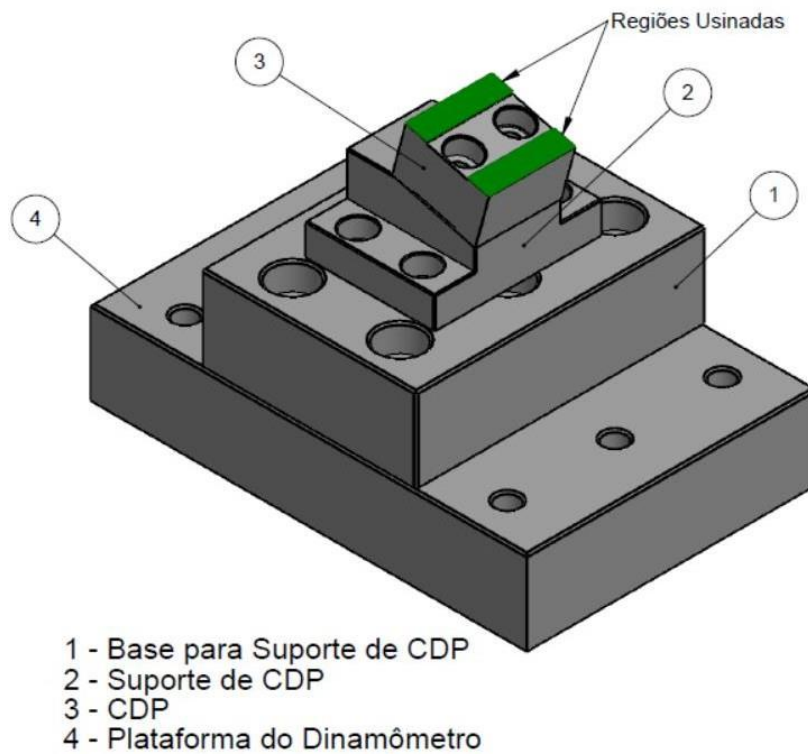


Figura 101 – Esquema de montagem de dispositivo fixado à plataforma do dinamômetro

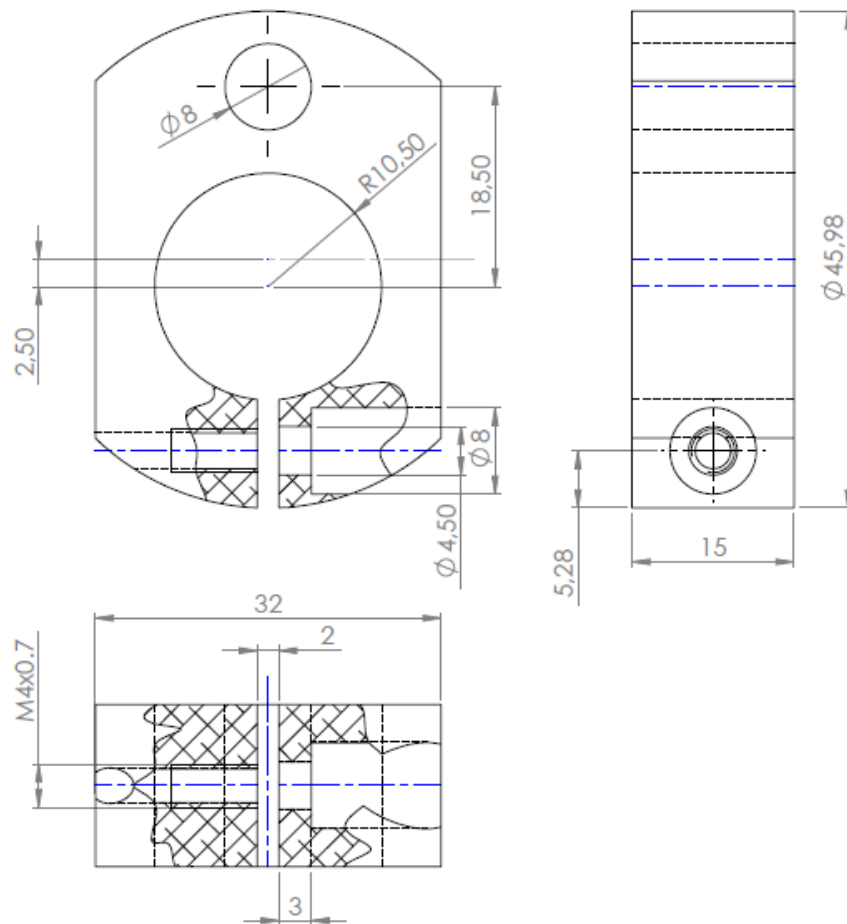


Figura 102 – Adaptador para fixação de microfone à base magnética para acoplamento em eixo-  
árvore



APENDICE C – DADOS ESTATÍSTICOS

Tabela 7 – Dados empregados na análise estatística

Nº	Ângulo (°)	OTC	Rz (um)	Amplitude (RMS)
1	15	HAC	1,293	0,24
2	15	HAC	2,23	0,25
3	15	HAC	1,285	0,24
4	15	HDC	1,028	0,2
5	15	HDC	1,006	0,2
6	15	HDC	0,958	0,2
7	15	HAD	2,345	0,27
8	15	HAD	2,074	0,25
9	15	HAD	1,697	0,26
10	15	HDD	1,519	0,22
11	15	HDD	1,447	0,21
12	15	HDD	1,485	0,21
13	15	VAC	1,693	0,16
14	15	VAC	2,191	0,16
15	15	VAC	1,762	0,17
16	15	VDC	1,644	0,18
17	15	VDC	1,878	0,18
18	15	VDC	1,652	0,18
19	15	VAD	1,286	0,23
20	15	VAD	1,278	0,23
21	15	VAD	1,57	0,22
22	15	VDD	2,438	0,24
23	15	VDD	2,375	0,24
24	15	VDD	2,407	0,24
25	45	HAC	3,568	0,33
26	45	HAC	3,556	0,33
27	45	HAC	3,264	0,34
28	45	HDC	3,328	0,29
29	45	HDC	3,559	0,31
30	45	HDC	3,381	0,33
31	45	HAD	2,024	0,35
32	45	HAD	1,418	0,33
33	45	HAD	2,642	0,36
34	45	HDD	2,219	0,39
35	45	HDD	2,987	0,44
36	45	HDD	2,753	0,44
37	45	VAC	2,852	0,29
38	45	VAC	2,803	0,29
39	45	VAC	2,968	0,33
40	45	VDC	4,129	0,29
41	45	VDC	4,136	0,33
42	45	VDC	4,394	0,32

43	45	VAD	3,544	0,36
44	45	VAD	3,764	0,36
45	45	VAD	3,563	0,35
46	45	VDD	2,499	0,35
47	45	VDD	2,714	0,35
48	45	VDD	2,759	0,35
49	75	HAC	1,739	0,35
50	75	HAC	1,642	0,35
51	75	HAC	1,794	0,35
52	75	HDC	1,102	0,36
53	75	HDC	1,106	0,35
54	75	HDC	1,179	0,37
55	75	HAD	3,146	0,32
56	75	HAD	2,712	0,32
57	75	HAD	2,816	0,36
58	75	HDD	3,021	0,39
59	75	HDD	3,024	0,37
60	75	HDD	1,839	0,37
61	75	VAC	2,068	0,28
62	75	VAC	1,909	0,28
63	75	VAC	2,019	0,28
64	75	VDC	2,446	0,28
65	75	VDC	2,545	0,3
66	75	VDC	2,369	0,27
67	75	VAD	3,03	0,31
68	75	VAD	2,97	0,29
69	75	VAD	2,73	0,3
70	75	VDD	2,464	0,34
71	75	VDD	1,942	0,2
72	75	VDD	2,056	0,22

Tabela 8 – Teste multivariável de significância

	<b>Teste</b>	<b>Valor</b>	<b>F</b>	<b>Efeito</b>	<b>Erro</b>	<b>p</b>
Intercepto	Wilks	0,002976	7872,154	2	47	0,00
Ângulo	Wilks	0,029502	113,318	4	94	0,00
Estratégia	Wilks	0,093388	15,257	14	94	0,00
Ângulo*Estratégia	Wilks	0,047227	12,091	28	94	0,00

## ANEXOS

### ANEXO A – Equipamentos

#### 1 - Microfone

Fabricante: Behringer

Modelo: ECM8000

Tipo: condensador

Padrão polar: Omnidirecional

Impedância: 200 Ohms

Sensibilidade: 70 dB

Frequência Resposta: 20-20000 Hz

Conector: Banhado a ouro

Tensão de alimentação: +15V a +48V

Peso: 136 g

#### 2 - Interface de Áudio

Fabricante: Behringer

Modelo: U-Phoria Umc22

Tipo: 2x2

Resolução: 48kHz

Frequência resposta: entrada e saída: 10Hz a 30kHz (0 / -0,5dB)

Entrada: XLR – sem transformador

Impedância de entrada: Aprox. 3K $\Omega$

Máx. nível de entrada: +7 dBu / -20dB

Conector de saída: XLR – sem transformador

Alimentação para microfone: Phantom Power de 48 V

Máx. nível de saída: 0 dBu

Dimensões: 46,45 x 163 x 125 mm

Peso: 0,5kg

#### 3 - Analisador de Vibrações

Fabricante: Teknikao

Modelo: SDAV-2

Comunicação: USB

Entrada: 2 sensores dinâmicos/ conectores BNC

Alimentação: USB (5V)

#### 4 - Sensor Acelerômetro

Marca: PCB Piezotronics

Modelo: 603C01

Sensibilidade ( $\pm 10\%$ ) 100 mV/g (10.2 mV/(m/s<sup>2</sup>))

Faixa de frequências: ( $\pm 3\text{dB}$ ) 30 a 600000 cpm (0.5 a 10000 Hz)

Elemento de detecção: Cerâmica

Faixa de medição:  $\pm 50$  g ( $\pm 490$  m/s<sup>2</sup>)

Peso: 51 g

#### 5 - Centro de Usinagem

Marca: Romi

Modelo: D600

Cone do eixo-árvore: ISO 40

Potência do motor principal: 22,5 cv / 16,5 kW

Nº de ferramentas admissível: 20

Dimensões da mesa: 840 x 500 mm

Comando: Siemens Sinumerik 828D

Curso (XYZ): 600 x 530 x 580 mm

#### 6 - Durômetro

Marca: Mitutoyo

Série: 963-101

#### 7 - Retífica Plana Tangencial

Marca: Sulmecânica

Modelo: RAPH-60

Ano: 1977

#### 8 - Torno Mecânico Universal

Modelo: Tormax 20A

## 9 - Programas

Simulação CNC: Siemens Sinutrain®

Modelagem e Detalhamento: Solidworks© 2016

Análise de Áudio: Audacity®

Análise de Vibrações: Sistema Digital de Análise de Vibrações – SDAV  
2017

## 10 - Rugosímetro

Marca: Mitutoyo

Modelo: SJ-210

Capacidade de Medição: Eixo X = 17,5mm; 360µm (-200µm ~ +160µm)

Velocidade: Medição 0,25; 0,5; 0,75 mm/s; Retorno: 1mm/s

Sensor: Raio Ponta 5 µm; Range / Resolução: 25 µm / 0,002 µm

Comp. Avaliação: 0,08; 0,25; 0,8; 2,5 mm

## 11 - Perfilômetro ótico

Marca: Taylor Hobson

Modelo: Talysurf CCI

Ampliação: X2. 5 X5 X10 X20 X50

Abertura Numérica: 0.075 0.13 0.3 0.4 0.55

Distância de trabalho (mm): 10.3 9.3 7.4 4.7 3.4

Resolução Óptica (\*m) 7.2 3.6 1.8 0.9 0.36

Declive Máximo (Passo): 2.7 5.3 10.5 17.0 27.5

Área do Mesurando (mm) 7.2X7.2 3.6X3.6 1.8X1.8 0.9X0.9 0.36X0.36

Temperatura / Umidade: 15 – 30C° / 80°

## 12 - Fresa de topo esférico

Marca: Kennametal

Modelo: KDMB12R130A12SN

Material: Aço

Diâmetro da haste: 12mm

Diâmetro do inserto: 12mm

Diâmetro rebaixado: 11mm

Comprimento: 130mm

Fixação do inserto: parafuso

13 - Inserto intercambiável

Marca: Kennametal

Modelo: KDMB12M0ERG

Classe: KC505M

Geometria: GN