



Avaliação do Desempenho de Ferramentas de Corte na Maquinagem de Componentes Críticos para Construções Mecânicas

PEDRO COSTA ROCHA COELHO

julho de 2026



Avaliação do Desempenho de Ferramentas de Corte na Maquinagem de Componentes Críticos para Construções Mecânicas

Pedro Costa Rocha Coelho

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Mecânica, Área de Especialização em Construções Mecânicas

Orientador: Engenheiro Filipe Daniel Fernandes, Professor Doutor, ISEP

Co-orientador: Engenheiro Gustavo Filipe Pinto, Professor Doutor, ISEP

Júri:

Presidente:

Hernâni Lopes, Professor Doutor, ISEP

Vogal:

Andresa Baptista, Professora Doutora, IPVC

Porto, junho de 2026

Agradecimentos

Gostaria de agradecer às seguintes pessoas ou instituições:

Ao Engenheiro Filipe Fernandes, por todo o apoio e disponibilidade durante a execução deste trabalho;

Ao Engenheiro Gustavo Pinto, pelo apoio durante os ensaios de maquinagem e posterior interpretação dos dados;

Ao Professor Hernâni Lopes, pelo *software* e *hardware* de interpretação dos dados de vibração dos ensaios;

Ao Senhor Vítor Moreira, pelo apoio na programação e *set-up* para os ensaios de maquinagem;

Ao Vasco Almeida, Ricardo Ferreira e Rui Sá, colegas da Walter FMT, pelo apoio e pela validação dos parâmetros de corte utilizados;

Aos meus pais e à Margarida Coelho, minha namorada, pela motivação para concluir o Mestrado;

À FCT (Fundação para a Ciência e a Tecnologia), pelo financiamento através dos projetos: UNIVLUB (2023.17357.ICDT) e NOFRICTION (2024.14121.PEX).

Resumo

Este estudo investiga o desempenho de fresas de metal duro revestidas com AlTiN na fresagem do aço P20+Ni HH, essencial na indústria dos moldes. Os ensaios foram realizados num centro de maquinagem CNC com monitorização em tempo real das forças de corte e vibrações, seguida da avaliação da rugosidade superficial da peça maquinada e do desgaste das ferramentas. Foram variados três parâmetros: profundidade de corte radial (1,38 mm, 1,84 mm e 2,23 mm), axial (0,05 mm, 0,10 mm e 0,15 mm) e avanço por cortante (0,01 mm/z e 0,035 mm/z). Constatou-se que avanços reduzidos intensificam as forças da maquinagem devido ao efeito de esmagamento, mas garantem maior estabilidade vibratória e melhor acabamento. Inversamente, avanços elevados promovem maiores vibrações e desgaste abrasivo severo. A profundidade de corte axial apresentou um comportamento não linear, em que o valor máximo utilizado de 0,15 mm induz o amolecimento térmico e a adesão do material. A severidade máxima registou-se em regime de *full slotting*, onde a evacuação do calor e a extração da apara maximiza o desgaste do flanco e degrada o perfil maquinado. A análise das vibrações confirmou maior instabilidade no eixo Y da máquina. Em resumo, a otimização da maquinagem exige um compromisso rigoroso, dado que parâmetros mais agressivos agravam a instabilidade mecânica e induzem o amolecimento térmico do material provocado por temperaturas extremas.

Palavras-chave: Facejamento, desgaste, revestimento AlTiN, forças de corte, rugosidade

Abstract

This study investigates the performance of AlTiN-coated carbide end mills when milling P20+Ni HH steel, which is essential in the mould-making industry. The tests were carried out on a CNC machining centre with real-time monitoring of cutting forces and vibrations, followed by an assessment of the surface roughness of the machined workpiece and tool wear. Three parameters were varied: radial cutting depth (1.38 mm, 1.84 mm and 2.23 mm), axial cutting depth (0.05 mm, 0.10 mm and 0.15 mm) and feed per tooth (0.01 mm/z and 0.035 mm/z). It was found that reduced feed rates increase machining forces due to the crushing effect, but ensure greater vibrational stability and a better finish. Conversely, high feed rates lead to greater vibrations and severe abrasive wear. The axial cutting depth exhibited non-linear behaviour, with the maximum value used of 0.15 mm inducing thermal softening and material adhesion. The highest severity was recorded under full slotting conditions, where heat dissipation and chip removal maximise flank wear and degrade the machined profile. Vibration analysis confirmed greater instability along the machine's Y-axis. In summary, machining optimisation requires careful balancing, as more aggressive parameters exacerbate mechanical instability and induce thermal softening of the material caused by extreme temperatures.

KEYWORDS: Face milling, wear, AlTiN coating, cutting forces, surface roughness

Índice

Lista de Figuras.....	xi
Lista de Tabelas.....	xv
Acrónimos e Símbolos.....	xvii
1. Introdução.....	1
1.1. Contextualização	1
1.2. Objetivos	1
1.3. Metodologia utilizada	2
1.4. Estrutura.....	3
2. Revisão Bibliográfica	5
2.1. Processo de maquinagem por arranque de apara.....	5
2.1.1. Torneamento	7
2.1.2. Fresagem.....	8
2.1.3. Furação e mandrilamento.....	10
2.2. Materiais das ferramentas de corte.....	11
2.2.1. Aço rápido - HSS (High Speed Steel)	11
2.2.2. Metal duro	12
2.2.3. Material cerâmico-metálico - Cermet.....	13
2.2.4. Nitreto de boro cúbico - <i>Cubic Boron Nitride</i> (CBN)	14
2.2.5. Diamante policristalino - <i>Polycrystalline Diamond</i> (PCD)	14
2.3. Mecanismos de desgaste nas ferramentas de corte	16
2.4. Tecnologias de revestimentos.....	17
2.4.1. Classificação quanto ao método de deposição.....	17
2.4.2. Classificação dos revestimentos quanto à sua arquitetura – revestimentos monocamada.....	19
2.4.3. Classificação dos revestimentos quanto à sua arquitetura – revestimentos multicamada.....	20
2.4.4. Classificação dos revestimentos quanto à sua arquitetura – revestimentos nanocompósitos	22
2.5. Revestimentos para maquinagem de aços para molde.....	23
2.5.1. Revestimentos duros	23
2.5.2. Revestimentos auto-lubrificantes.....	24
2.5.3. Análise crítica da revisão bibliográfica.....	27
3. Materiais, equipamentos e métodos.....	29
3.1. Materiais e equipamentos	29
3.1.1. Material de base	29

3.1.2. Ferramenta utilizada	30
3.1.3. Máquina CNC e equipamentos associados	31
3.2. Métodos	34
3.2.1. Análise da morfologia e composição química dos revestimentos.....	34
3.2.2. Caracterização do desgaste	34
3.2.3. Ensaios de maquinagem	35
3.2.4. Caracterização das ferramentas de corte	39
3.2.5. Avaliação da rugosidade superficial das peças maquinadas	40
4. Resultados e Discussão	41
4.1. Caracterização do revestimento	41
4.2. Forças de corte	43
4.3. Vibrações.....	46
4.4. Rugosidade.....	50
4.5. Desgaste das ferramentas.....	53
4.5.1. Análise quantitativa do desgaste	53
4.5.2. Identificação dos mecanismos de desgaste.....	55
5. Conclusão	65
5.1. Conclusões finais	65
5.2. Limitações e trabalhos futuros.....	66
Referências.....	69
Declaração de Integridade	75
Anexo A	77
Anexo B	95

Lista de Figuras

Figura 1 - Esquema de formação de apara (adaptado de [3]).	6
Figura 2 – Fresa de metal duro de encabadouro cilíndrico Z3 [6].	6
Figura 3 – Operações de torneamento [9].	7
Figura 4 – Fresa em “T” [11].	9
Figura 5 – Diferentes geometrias de topo de fresas (da esquerda para a direita) – Z2 com corte ao centro, Z4 com corte ao centro e Z4 sem corte ao centro [12].	9
Figura 6 – Mandris com guias [13].	10
Figura 7 – Macho de corte em HSS [14].	12
Figura 8 – Microestruturas de diferentes amostras de WC (da esquerda para a direita) – grão ultra-fino, abaixo de micron, fino, médio, grosseiro e muito grosseiro [15].	13
Figura 9 – Ferramentas com arestas de corte em PCD [21].	15
Figura 10 – Esquema de aplicação do CVD (adaptado de [26]).	18
Figura 11 – Esquema de aplicação do PVD (adaptado de [28]).	18
Figura 12 – Desenho da fresa utilizada.	31
Figura 13 – HAAS VF-2.	31
Figura 14 – Dinamómetro KISTLER.	32
Figura 15 – Acelerómetro PCB 352A24.	33
Figura 16 – Correspondência de eixos entre a máquina CNC e acelerómetro.	33
Figura 17 – HITACHI SU3800.	35
Figura 18 – Montagem da ferramenta na máquina CNC.	37
Figura 19 – Maquinagem de aço P20+Ni HH.	38
Figura 20 – Bloco maquinado após o primeiro ensaio.	38
Figura 21 – Obtenção do desgaste de flanco no ensaio R1.	40
Figura 22 – Análise da camada de revestimento.	42
Figura 23 – Evolução da força máxima de corte (resultante no plano XY) em função da profundidade de corte radial (mm), axial (mm) e avanço por cortante (mm/z).	45
Figura 24 – Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R1 de maquinagem.	46
Figura 25 – Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC em função da profundidade de corte axial (mm), radial (mm) e avanço por cortante (mm/z).	48
Figura 26 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC em função da profundidade de corte axial (mm), radial (mm) e avanço por cortante (mm/z).	49
Figura 27 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC em função da profundidade de corte axial (mm), radial (mm) e avanço por cortante (mm/z).	49
Figura 28 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC em função da profundidade de corte axial (mm), radial (mm) e avanço por cortante (mm/z).	50

Figura 29 – Evolução da rugosidade transversal obtida nos ensaios em função da profundidade de corte axial (mm), radial (mm) e avanço por cortante (mm/z).	52
Figura 30 – Imagens obtidas pelo SEM das ferramentas do ensaio R1, R2 e R3.	53
Figura 31 – Evolução do desgaste do flanco em função da profundidade de corte radial (mm), axial (mm) e avanço por cortante (mm/z).	55
Figura 32 – Análise BSE da ferramenta do ensaio R1.	56
Figura 33 – Análise BSE da ferramenta do ensaio R2.	58
Figura 34 – Análise BSE da ferramenta do ensaio R3.	61
Figura 35 - Evolução da força máxima de corte (resultante no plano XY) em função da profundidade de corte axial (mm), com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.....	79
Figura 36 - Evolução da força máxima de corte (resultante no plano XY) em função da profundidade de corte axial (mm), com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.	79
Figura 37 - Evolução da força máxima de corte (resultante no plano XY) em função da profundidade de corte axial (mm), com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.....	80
Figura 38 - Evolução da força máxima de corte (resultante no plano XY) em função da profundidade de corte axial (mm), com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.....	80
Figura 39 - Evolução da força máxima de corte (resultante no plano XY) em função da profundidade de corte axial (mm), com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.....	81
Figura 40 - Evolução da força máxima de corte (resultante no plano XY) em função da profundidade de corte axial (mm), com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.....	81
Figura 41 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.	82
Figura 42 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.....	82
Figura 43 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.	83
Figura 44 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.....	83
Figura 45 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.	84
Figura 46 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.....	84
Figura 47 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.	85
Figura 48 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.....	85
Figura 49 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.	86
Figura 50 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.....	86
Figura 51 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.	87

Figura 52 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.	87
Figura 53 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.	88
Figura 54 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.	88
Figura 55 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.	89
Figura 56 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.	89
Figura 57 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.	90
Figura 58 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.	90
Figura 59 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.	91
Figura 60 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.	91
Figura 61 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.	92
Figura 62 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.	92
Figura 63 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.	93
Figura 64 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.	93
Figura 65 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R1 de maquinagem.	97
Figura 66 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R2 de maquinagem.	97
Figura 67 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R3 de maquinagem.	98
Figura 68 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R4 de maquinagem.	98
Figura 69 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R5 de maquinagem.	99
Figura 70 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R6 de maquinagem.	99
Figura 71 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R7 de maquinagem.	100
Figura 72 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R8 de maquinagem.	100
Figura 73 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R9 de maquinagem.	101
Figura 74 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R10 de maquinagem.	101
Figura 75 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R11 de maquinagem.	102
Figura 76 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R12 de maquinagem.	102
Figura 77 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R13 de maquinagem.	103
Figura 78 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R14 de maquinagem.	103
Figura 79 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R15 de maquinagem.	104
Figura 80 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R16 de maquinagem.	104
Figura 81 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R17 de maquinagem.	105

Figura 82 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R18 de maquinagem.	105
--	-----

Lista de Tabelas

Tabela 1 – Principais mecanismos de desgaste das ferramentas de corte.....	16
Tabela 2 – Revestimentos monocamada.	19
Tabela 3 – Revestimentos multicamada.	21
Tabela 4 – Revestimentos auto-lubrificantes.	25
Tabela 5 – Composição química média do aço P20+Ni HH.....	29
Tabela 6 – Propriedades mecânicas do aço P20+NI HH.....	30
Tabela 7 – Propriedades das fresas utilizadas.	30
Tabela 8 – Especificações da HAAS VF2 utilizada.....	32
Tabela 9 – Parâmetros de corte utilizados.....	36
Tabela 10 – Avanços utilizados.	37
Tabela 11 – Elementos detetados na zona de controlo do revestimento.	42
Tabela 12 – Força de corte resultante XY máxima, obtida a partir da combinação das componentes F_x e F_y para todas as fresas testadas.	44
Tabela 13 – Valores de declive e ordenada na origem obtidos.	47
Tabela 14 – Resultados de rugosidade longitudinal medidos na superfície do bloco maquinado	51
Tabela 15 – Média do desgaste do flanco dos ensaios.....	54
Tabela 16 – Análise química da ferramenta do ensaio R1.....	57
Tabela 17 – Análise química da ferramenta do ensaio R2.....	59
Tabela 18 – Análise química da ferramenta do ensaio R3.....	62

Acrónimos e Símbolos

Lista de Acrónimos

AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
CBN	<i>Cubic Boron Nitride</i>
CNC	<i>Computer Numerical Control</i>
CVD	<i>Chemical Vapour Deposition</i>
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung</i>
EDS	Espectoescopia de Raios-X por Dispersão de Energia
HH	<i>High Hardness</i>
HSS	<i>High Speed Steel</i>
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
JIS	<i>Japanese Industrial Standards</i>
MEV/SEM	Microscópio Eletrónico de Varrimento
MT-CVD	<i>Medium Temperature Chemical Vapour Deposition</i>
MQL	<i>Minimum Quantity Lubrication</i>
PACVD	<i>Plasma Assisted Chemical Vapour Deposition</i>
PCBN	<i>Polycrystalline Cubic Boron Nitride</i>
PCD	<i>Polycrystalline Diamond</i>
PVD	<i>Physical Vapour Deposition</i>
RMS	<i>Root mean square</i>

Lista de Símbolos

a_e	Profundidade de corte radial
a_p	Profundidade de corte axial
F	Avanço
f_z	Avanço por cortante
n	Velocidade de rotação da ferramenta
R	Raio de canto da ferramenta
R_a	Valor médio da rugosidade superficial
V_B	Desgaste de flanco
Z	Número de cortantes

1. Introdução

O presente capítulo dedica-se a uma breve contextualização do tema da tese de mestrado, à definição dos objetivos, à descrição dos métodos propostos para alcançar esses objetivos, e à apresentação da estrutura geral do documento.

1.1. Contextualização

A indústria moderna está assente sobre diversos pilares, entre os quais se destaca a maquinagem. Este processo é responsável pelo fabrico de peças e componentes de elevada precisão, tendo uma aplicação universal nos setores automóvel, aeronáutica e energia. Apesar da introdução de novos processos de fabrico, como a fabricação aditiva, a maquinagem continua a ser indispensável para cumprir requisitos dimensionais exigentes, acabamentos superficiais de qualidade e garantir alta cadência produtiva.

A indústria dos moldes é um exemplo significativo, visto que, nesta área, a maquinagem é essencial para a produção de componentes críticos com tolerâncias dimensionais e geométricas apertadas, além de assegurar um elevado padrão de acabamento superficial. Estas necessidades justificam o estudo de ferramentas de corte cada vez mais avançadas, capazes de suportarem condições de trabalho exigentes durante um maior tempo de vida. De mencionar que o recurso a ferramentas de corte sem lubrificação interna é um passo importante a dar no caminho para uma indústria sustentável, reduzindo o consumo de fluidos de corte, os custos associados à sua aquisição, armazenamento, manutenção e eliminação, bem como os impactos ambientais decorrentes do seu descarte. Adicionalmente, a redução da utilização destes fluidos diminui os riscos para a saúde dos operadores, associados à exposição a névoas e substâncias químicas potencialmente nocivas, e simplifica as operações de limpeza das peças e dos equipamentos. Desta forma, a utilização de ferramentas de corte capazes de operar eficientemente em condições de maquinagem a seco ou com mínima lubrificação representa um passo importante rumo a uma indústria mais sustentável, económica e ambientalmente responsável.

1.2. Objetivos

O presente trabalho tem como objetivo avaliar o desempenho de fresas revestidas com o revestimento AlTiN na maquinagem do aço P20+Ni HH, analisando a influência dos parâmetros de corte na sua vida útil e no comportamento durante o processo de fresagem. Paralelamente,

pretende-se estudar de forma integrada a influência da variação de vários parâmetros de corte na qualidade superficial das peças maquinadas, no desgaste da ferramenta, nos diferentes mecanismos de desgaste, nas forças de corte e vibrações geradas, procurando estabelecer relações entre eles. Para atingir este objetivo geral, foram definidos os seguintes objetivos:

- Caracterizar a secção transversal, a espessura e composição química do revestimento AlTiN depositado nas ferramentas de corte;
- Quantificar as forças de corte geradas durante o processo de fresagem e analisar a sua relação com o desgaste da ferramenta;
- Quantificar os níveis de vibração durante a maquinagem, avaliando a sua influência na estabilidade do processo e na integridade da ferramenta;
- Estudar o efeito do aumento do avanço por cortante, profundidade de corte radial e axial no desgaste das ferramentas, nas forças de corte, nas vibrações e no acabamento superficial das peças produzidas;
- Identificar os mecanismos de desgaste originados pelas diferentes condições de corte e relacionar com o desgaste originado.

Através da análise conjunta destes fatores, pretende-se contribuir para uma melhor compreensão da interação entre as propriedades dos revestimentos, os parâmetros de corte e o desempenho de ferramentas, promovendo o desenvolvimento de soluções mais eficientes, sustentáveis e adequadas às exigências da indústria dos moldes.

1.3. Metodologia utilizada

Para a realização deste estudo, identificaram-se inicialmente os pilares fundamentais da maquinagem, complementados por uma breve apresentação das principais operações de maquinagem por arranque de apara. Foi ainda efetuada uma análise descritiva da geometria geral das ferramentas de corte, abordando os seus principais elementos funcionais, tais como arestas de corte, canais de evacuação de apara e encabadouro, de modo a estabelecer uma base para a compreensão do seu comportamento em operação. Adicionalmente, foram descritos os principais mecanismos de desgaste, bem como as tecnologias de revestimentos de ferramentas atualmente disponíveis e as respetivas classificações. Por fim, procedeu-se a uma revisão do estado da arte com o apoio da literatura recente sobre a temática, baseada na análise de literatura científica recente, incluindo artigos publicados em revistas internacionais da área da maquinagem e da engenharia de fabrico. Esta revisão permitiu identificar tendências atuais, limitações existentes e oportunidades de investigação no domínio do desempenho de ferramentas revestidas em operações de fresagem.

1.4. Estrutura

A estrutura deste projeto está dividida em três capítulos principais:

- **Introdução:** tem como objetivo apresentar o tema central do estudo, contextualizar o leitor quanto à sua importância no panorama atual da indústria e da investigação. Nesta secção são também identificados os principais desafios associados ao tema, bem como as motivações que justificam a realização do trabalho, permitindo ao leitor compreender desde o início o enquadramento e a relevância da análise proposta.
- **Revisão Bibliográfica:** reúne os fundamentos teóricos necessários para uma compressão completa do estudo, onde são analisados conceitos, processos e tecnologias mais relevantes, de modo a fornecer ao leitor uma base sólida de conhecimentos. Além disso, apresenta o estado da arte, destacando-se os avanços mais recentes na área, as tendências e as lacunas existentes na literatura. Por outras palavras, este capítulo permite clarificar o ponto em que se encontra o conhecimento atual e justificar, por conseguinte, a pertinência de aprofundar o tema. No final, será realizada uma análise crítica do estado da arte. Serão, ainda, apontados os desafios futuros e possíveis oportunidades para investigações adicionais, reforçando a importância do contínuo desenvolvimento e tecnológico na área.
- **Métodos e aplicação:** detalha a estratégia e a metodologia experimental adotada para a concretização do estudo. Neste capítulo, são rigorosamente descritos os procedimentos laboratoriais, a matriz de ensaios, os parâmetros de corte estabelecidos, bem como os equipamentos de laboratório e as técnicas de caracterização utilizadas. O propósito é garantir a transparência do processo técnico, fornecendo ao leitor todas as informações necessárias.
- **Resultados:** foca-se na apresentação, análise estruturada e interpretação técnica dos dados obtidos através da campanha experimental. Além disso, é onde se realiza uma discussão crítica e fundamentada por conjugação dos diferentes resultados.
- **Conclusão:** resume os principais resultados e conclusões da investigação, evidenciando de forma clara e objetiva como os resultados alcançados respondem às motivações e aos desafios propostos no início do estudo. Esta secção engloba também uma reflexão crítica sobre as limitações inerentes ao desenvolvimento do trabalho prático e culmina com a apresentação de propostas e diretrizes relevantes para futuras linhas de investigação.

Introdução

2. Revisão Bibliográfica

A maquinagem assume um papel determinante na indústria transformadora, sendo responsável pela produção de peças de elevada precisão e acabamento superficial em setores muito diversificados, tais como a indústria automóvel e a indústria aeronáutica [1]. Na indústria automóvel, a alta cadência produtiva implica a utilização de ferramentas de corte cada vez mais duras e resistentes, de forma a maximizar produtividade no menor tempo possível. Por outro lado, na indústria aeronáutica, o desafio está presente nas ligas difíceis de maquinar, como, por exemplo, as ligas de níquel e titânio com alta precisão dimensional e geométrica. Em ambos os casos, a maquinagem, principalmente por arranque de apara, é um processo indispensável, dada a sua alta versatilidade e fiabilidade, mas também pela qualidade das peças que pode produzir. Assim, no âmbito das construções mecânicas, o estudo e otimização dos processos de maquinagem e das ferramentas de corte constitui uma área de elevada relevância científica e industrial, com impacto direto na eficiência dos processos de fabrico e na competitividade da indústria.

2.1. Processo de maquinagem por arranque de apara

A maquinagem por arranque de apara é um termo genérico que engloba diversos processos de fabrico nos quais se remove material de uma peça por meio de ferramentas de corte. Este processo permite a produção de peças com elevado grau de precisão, ao retirar material de uma peça em bruto, normalmente obtida por fundição, até alcançar a peça final, pronta para utilização.

O princípio fundamental deste processo baseia-se no facto de que a ferramenta de corte deve ter uma dureza superior à da peça a ser maquinada. Dessa forma, quando a aresta de corte da ferramenta entra em contacto com a peça, aplicando uma força que supera a tensão de cedência do material ocorre uma deformação plástica intensa do material, que corresponde à formação da apara [2]. Desta forma, a apara desliza sobre a superfície da ferramenta, gerando calor devido ao atrito, sendo fundamental que as ferramentas conservem a sua elevada dureza e resistência à oxidação durante o uso. Estas têm também que ser resistentes ao desgaste. Na Figura 1, está representado o esquema da formação de apara.

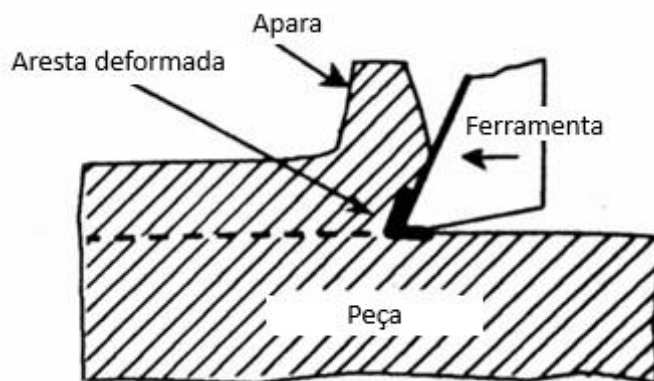


Figura 1 - Esquema de formação de apra (adaptado de [3]).

No caso de fresas para corte, o encabadouro, localizado na parte superior da ferramenta, distingue-se por ser o segmento responsável por garantir a fixação da ferramenta ao *spindle* (ou árvore) da máquina ou ao porta-ferramenta [4]. Estes podem ter geometrias variadas, como cilíndricas ou *Weldon*, no caso de ferramentas desenhadas para fixar ao porta-ferramenta, e DIN 69893 HSK ou JIS B6339 BT, no caso de ferramentas sólidas ou monobloco, geralmente com o corpo da ferramenta em aço.

O corpo da ferramenta corresponde à parte situada entre o encabadouro e a aresta de corte, sendo responsável por alojar os canais de evacuação da apra, conhecidos como *flutes*, podendo assumir uma forma helicoidal ou reta. Enquanto os *flutes* retos são mais rígidos, quando comparados com os helicoidais, a evacuação da apra é mais limitada, logo, o tipo de *flute* a aplicar vai depender da zona a maquinar. Além disso, estes canais são responsáveis por permitir a entrada do fluido de corte, no caso de a ferramenta ter lubrificação interna. De destacar que o número de *flutes* na ferramenta está diretamente relacionado com o número de cortantes presentes na mesma [5]. Na Figura 2, apresenta-se uma fresa de metal duro com três canais helicoidais de evacuação de apra. Consequentemente, estão presentes três arestas de corte.

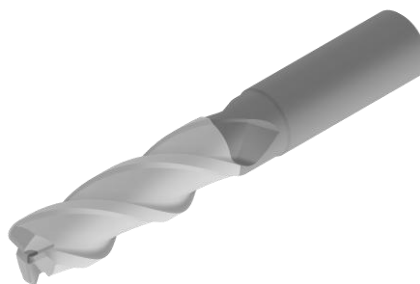


Figura 2 – Fresa de metal duro de encabadouro cilíndrico Z3 [6].

Evidentes nos elementos cortantes de ferramentas, as arestas de corte são as zonas ativas responsáveis pela remoção de material da peça a ser maquinada, as quais são dependentes do ângulo de ataque da ferramenta, encarregado por definir a facilidade de corte da ferramenta e a forma da aparta. O ângulo de alívio, por sua vez, é responsável por controlar o atrito direto entre a ferramenta e a peça. O ângulo de topo define como a extremidade da ferramenta penetra no material, podendo ser reto, como no caso das fresas de topo, ou angular, como no caso das brocas mais convencionais. Um topo de ferramenta plano, distribui a carga pela ferramenta, enquanto um topo angular torna a carga pontual, facilitando a penetração [7].

Finalmente, na ponta das ferramentas de corte encontra-se a alma da ferramenta, correspondente à região maciça restante e que pode ser inscrita em uma circunferência com centro no eixo da ferramenta. Quanto menor for a espessura da alma, menor será a resistência estrutural da ferramenta [4].

De entre os diferentes processos de maquinagem, destacam-se o torneamento, a fresagem, a furação e o mandrilamento, por serem os métodos mais amplamente utilizados na indústria para a produção de componentes mecânicos. Estes processos permitem obter peças com elevada precisão dimensional, boa qualidade superficial e elevada produtividade, sendo aplicáveis a uma vasta gama de materiais e geometrias, o que justifica a sua predominância nos contextos industrial e tecnológico atuais. De seguida detalha-se o princípio de funcionamento de cada um desses processos.

2.1.1. Torneamento

O torneamento é um dos processos mais antigos da indústria metalomecânica e continua a ser utilizado atualmente, tanto em tornos convencionais quanto em tornos CNC avançados. O seu princípio de funcionamento consiste em fazer a peça a ser maquinada girar em torno de um eixo, enquanto uma ferramenta permanece estacionária em contacto com ela. Durante esse contacto, a interação entre a ferramenta e a peça em rotação gere aparta, permitindo, de acordo com o princípio fundamental desta técnica de fabricação, a obtenção de peças de revolução [8]. Na Figura 3, estão representadas três operações realizadas de torno: torneamento interno, externo ou de facejamento.



Figura 3 – Operações de torneamento [9].

Dada a sua versatilidade, dependendo da ferramenta a usar, o torneamento pode ser usado para reduzir ao diâmetro exterior ou para aumentar o diâmetro interior. Além disso, é possível realizar o facejamento, permitindo a obtenção de uma face plana na peça a maquinar, assim como perfilar a peça, sendo todas estas operações derivações das duas operações fundamentais referidas. Também é viável a criação de veios ou furos roscados, bem como a execução de chanfros e raios nas peças.

Normalmente, a ferramenta de corte em um torno é composta por uma pastilha substituível e um porta-ferramenta, embora também existam ferramentas cilíndricas e/ou monobloco. A geometria da aresta de corte é determinante neste processo, uma vez que influencia diretamente a qualidade superficial, a evacuação da apara e as forças de corte.

2.1.2. Fresagem

A fresagem é um dos processos de maquinagem por arranque de apara mais versáteis e difundidos na indústria. Este caracteriza-se pela utilização uma ferramenta rotativa, com uma ou várias arestas de corte. Durante a operação, a fresa roda sobre o seu próprio eixo e é colocada em contacto com a peça a maquinar, quer por avanço do *spindle*, quer por avanço da mesa da máquina, o que causa, conseqüentemente, a formação de apara, devido à remoção de material [10]. Este processo é bastante versátil, dado que pode ser usado para maquinar superfícies simples, para garantir tolerâncias de planeza gerais, ou para maquinar geometrias bastante complexas.

A indústria disponibiliza uma ampla variedade de fresas, sendo possível destacar alguns tipos, tendo em conta a sua geometria e função que desempenham na peça a maquinar, por exemplo:

- Fresas laterais (ou periféricas): o eixo da ferramenta, quando em trabalho, estará paralelo à face a maquinar. Desta forma, o corte será feito, principalmente, pelas arestas de corte laterais da ferramenta.
- Fresas de topo: o eixo da ferramenta está perpendicular à face maquinar, sendo o corte realizado pelas arestas no topo da ferramenta. É possível distinguir entre fresa plana, esférica e em disco.
 - Fresas planas: possuem um ângulo de topo de 180 graus, permitindo a criação de geometrias retas.
 - Fresas esféricas (ou *ballnose*): possuem uma ponta radial, o que possibilita a criação de geometrias tridimensionais mais complexas.
 - Fresas em disco (ou fresas em “T”, dada a sua forma): podem ser usadas para criar rasgos no interior de um alojamento ou furo. O seu diâmetro deve ser menor que o do furo em que irão operar e, para isso, a ferramenta deve posicionar-se por interpolação, tendo em consideração o furo a ser maquinado, ou seja, será necessário maquinar por interpolação. Na Figura 4, está representada uma fresa em “T”.



Figura 4 – Fresa em “T” [11].

Além das famílias de fresas referidas anteriormente, existem ainda as fresas angulares, desenhadas para a criação de chanfros e de superfícies inclinadas.

No caso de um perfil geométrico muito complexo e específico, são utilizadas as fresas de perfil (ou fresas de forma), adequadas para altas séries de produção de perfis complexos. Finalmente, a criação de roscas também é possível com o recurso às fresas de roscar. Estas permitem a criação de roscas internas, como alternativa ao uso de machos, através de interpolação.

A escolha do número de cortantes de uma fresa está intimamente relacionada com o tipo de operação a realizar. No caso da fresa ser para desbaste, o número de cortantes deve ser reduzido (com número de dentes Z igual a $Z2$ ou $Z3$), promovendo, não só a boa evacuação da aparas, mas também a boa resistência estrutural da ferramenta, uma vez que o propósito é retirar grandes quantidades de material. No caso de uma ferramenta de acabamento, uma fresa com mais cortantes será a melhor opção. Desta forma, como a quantidade de material a remover é menor, os cortantes não precisam de tanto apoio estrutural como nas ferramentas de desbaste, promovendo assim uma melhor distribuição das forças de corte, reduzindo a vibração, e um melhor acabamento superficial.

Enquanto o número de cortantes influencia diretamente a taxa de remoção do material, a geometria do centro da ponta da ferramenta vai determinar a entrada da mesma na peça a maquinar. As fresas com corte ao centro possuem um cortante que ultrapassa o eixo da ferramenta. Desta forma, permite a entrada axial no material a maquinar (ou entrada em *plunge*), tal como uma broca. Estas ferramentas são aptas a desbastar cavidades previamente a cheio. Na Figura 5, estão representadas diferentes geometrias de topo para fresas.

Center vs. Non-Center Cutting

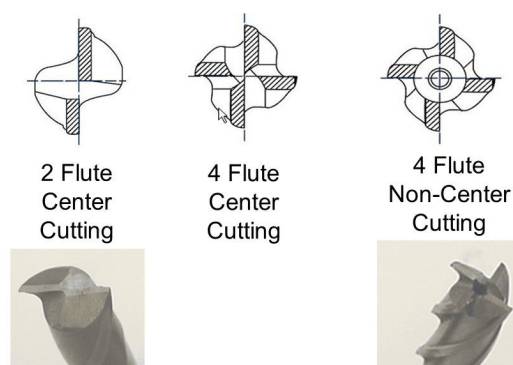


Figura 5 – Diferentes geometrias de topo de fresas (da esquerda para a direita) – $Z2$ com corte ao centro, $Z4$ com corte ao centro e $Z4$ sem corte ao centro [12].

É importante referir que as fresas devem apresentar um ângulo de ataque positivo, que favorece um corte mais suave e com menor esforço de corte, ideal para materiais macios ou dúcteis, como o alumínio, ou um ângulo negativo, indicado para operações de desbaste pesado em materiais como o ferro fundido, pois proporciona uma aresta de corte mais robusta, com menor suavidade, maior esforço de corte e maior geração de calor.

2.1.3. Furação e mandrilamento

Tal como a fresagem, a furação é um dos processos da maquinagem e consiste na entrada em *plunge*, isto é, de forma axial, da ferramenta rotativa na peça a maquinar. Durante esse contacto, gera-se a aparta e uma cavidade com o contorno da ferramenta. Este método pode ser aplicado tanto em operações de desbaste, quanto de acabamento, e pode ser realizado em furadoras manuais, tornos ou máquinas CNC avançadas.

As brocas helicoidais são as mais comuns usadas na furação, apresentando, geralmente, um topo angular que concentra a carga em um ponto e, graças aos *flutes* helicoidais, oferecem excepcional evacuação de aparta. Estas podem ser em metal duro integral, ou em HSS, porém, para a execução de furos de baixa tolerância dimensional, são utilizados mandris de alta precisão, o qual é caracterizado pela sua baixa taxa de remoção de material, mas elevada qualidade superficial e tolerâncias apertadas. Normalmente, são usados para operações de acabamento, após a execução de um desbaste.

Em furos interrompidos, para preservar a qualidade do furo, utilizam-se guias (*guide pads*) nas ferramentas, tanto no desbaste quanto no acabamento, como representado na Figura 6. Estas são dimensionadas e retificadas para ficarem ligeiramente abaixo do diâmetro de corte da ferramenta, atuando na redução de vibrações, melhorando a qualidade do acabamento e garantindo que o diâmetro final se aproxime com precisão do da ferramenta utilizada.



Figura 6 – Mandris com guias [13].

A definição geométrica das brocas é fundamental para o seu bom funcionamento, condicionando a formação da aparta, a evacuação da mesma e a qualidade final do furo. Estes parâmetros são variáveis e dependem do tipo de furo e material onde a ferramenta vai maquinar.

Primeiramente, o ângulo de hélice corresponde ao ângulo formado entre o eixo da ferramenta e a linha que define a hélice, formando os flutes da ferramenta. Este ângulo é mais aberto, cerca de 30 graus, para materiais que formam aparas longas, como o alumínio, já que a evacuação de aparas é melhor. No caso de materiais menos dúcteis, como no caso do ferro fundido, o ângulo de hélice é mais fechado, aproximadamente, 15 graus. Uma outra dimensão angular fundamental nas brocas é o ângulo de *gashing* (ou ângulo de corte ao centro), referente à inclinação e forma da ponta da broca, cuja função é reduzir a pressão de corte central e melhorar a perfuração inicial. Este ângulo é mais fechado quanto menos dúctil for o material, tal como o ângulo de hélice.

2.2. Materiais das ferramentas de corte

A seleção dos materiais das ferramentas de corte é um fator crucial na sua conceção, pois está diretamente relacionada à produtividade, à durabilidade e à qualidade das peças maquinadas. Com o avanço da maquinagem, os materiais das ferramentas evoluíram para atender às crescentes exigências das peças e das operações.

Nos primórdios da indústria metalomecânica moderna, o material mais utilizado nas ferramentas de corte eram ligas de aço ao carbono. Contudo, pelos padrões modernos, este material apresenta sérias limitações, pois perde a sua dureza quando exposto a temperaturas em torno de 250 °C. Considerando que arestas de corte frequentemente atingem mais de 400 °C, a vida útil das ferramentas feitas desse material seria severamente comprometida. A estas limitações, acrescenta-se o facto que, na época, as ligas não eram tão controladas quanto hoje, resultando numa maior presença de impurezas químicas nas ligas.

2.2.1. Aço rápido - HSS (High Speed Steel)

Com a crescente demanda por maior produtividade, impulsionada pela emergente indústria automóvel, e pela famosa linha de montagem desenvolvida por Henry Ford, o aço rápido (HSS) foi desenvolvido em 1905 por Frederick Taylor e Maunsel White. Este novo material pode manter a sua dureza até aos 600 °C, substancialmente mais alta quando comparada com uma liga de aço ao carbono. Isto deve-se à composição química do HSS, já que este contém tungsténio (18%), crómio (4%) e vanádio (1%), para além de carbono. A adição de tungsténio confere ao aço elevada dureza a quente e resistência ao desgaste, formando carbonetos duros estáveis em altas temperaturas. Por esse motivo, o molibdénio é frequentemente utilizado como substituto do tungsténio.

De acordo com o *American Iron and Steel Institute* (AISI), com base no seu principal elemento de liga, as ligas podem ser classificadas em duas grandes famílias:

- Tipo Tungsténio (*T-grade*): apresenta o tungsténio como elemento principal de liga.
- Tipo Molibdénio (*M-grade*): contém molibdénio, em combinação com o tungsténio.

O desempenho de corte aumenta de forma linear à medida que a percentagem de qualquer um dos elementos de liga cresce. No entanto, os HSS do Tipo M são considerados mais tenazes e,

embora apresentem uma menor dureza a quente, são a família mais popular devido à sua combinação de desempenho e baixo custo. O cromo é adicionado para aumentar a dureza em profundidade, pois, na forma de carboneto, dissolve-se na austenite durante o ciclo de endurecimento, constituindo uma fonte primária de martensite no aço temperado ou revenido. Além disso, os carbonetos de cromo melhoram a resistência à abrasão e a dureza a quente. A adição de vanádio, por sua vez, aumenta ainda mais a resistência ao desgaste, uma vez que os carbonetos de vanádio são significativamente mais duros que os de cromo ou ferro. O vanádio também contribui para a estabilidade da estrutura, inibindo o crescimento do grão e, conseqüentemente, melhorando a tenacidade do aço.



Figura 7 – Macho de corte em HSS [14].

O HSS ainda é amplamente empregado nos dias atuais, devido à sua combinação de tenacidade, facilidade de recondicionamento e baixo custo, mesmo diante da popularidade metal duro. Esta liga é a escolha ideal quando a velocidade de corte não é elevada, já que maiores velocidades aumentam significativamente a temperatura da aresta de corte.

Este material é muito utilizado para a produção de brocas helicoidais e machos de roscar, podendo ser usadas numa vasta gama de materiais, como alumínio, latão, aços de baixa liga, ferro fundido e materiais compósitos, como representado na Figura 7. Também utilizado na produção de mandris, especialmente adequados para ligas leves, e em fresas pequenas de topo, indicadas para desbaste leve e acabamentos de ligas leves. também é possível em HSS, embora estes sejam mais adequados para ligas leves. No entanto, não é recomendado para maquinar ligas de titânio, níquel ou aços temperados, pois a temperatura da aresta de corte pode facilmente ultrapassar 800 °C, comprometendo, deste modo, a durabilidade da ferramenta.

2.2.2. Metal duro

A origem do metal duro não está diretamente relacionada com as ferramentas de corte. Em 1923, o inventor e diretor do departamento de investigação e desenvolvimento da Osram Karl Schröter, regista a primeira patente para os carbonetos cementados. Este material era para ser aplicado nas fieiras de trefilagem dos filamentos das lâmpadas em tungsténio, mas mais tarde foi testado para se aplicar nas ferramentas de corte [8]. O metal duro é constituído por dois elementos principais. Primeiramente, a fase dura, formada por partículas de materiais refratários, como o carboneto de tungsténio, titânio, tântalo ou nióbio. Entre eles, o carboneto de tungsténio é o principal componente, já que muitas vezes os termos “carboneto cementado” e “carboneto de tungsténio” são usados sem distinção [1]. As partículas duras são unidas por um material mais macio e dúctil, denominado fase aglomerante. O aglomerante principal é o cobalto, que confere tenacidade ao material, mas também podem ser utilizados o ferro ou níquel. Na Figura 8, estão representadas diferentes microestruturas de metal duro, onde é possível distinguir a matriz ligante e a fase dura.

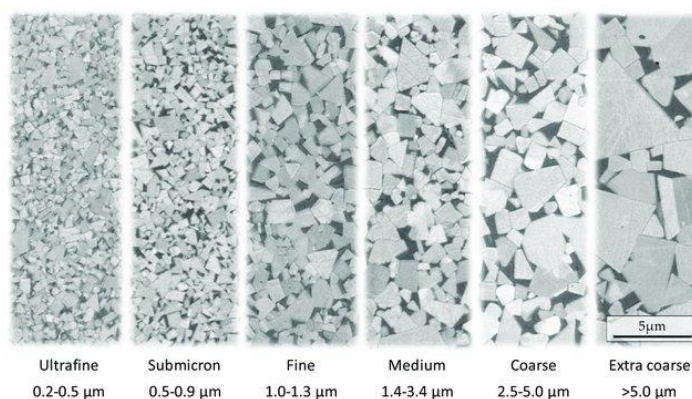


Figura 8 – Microestruturas de diferentes amostras de WC (da esquerda para a direita) – grão ultra-fino, abaixo de micron, fino, médio, grosseiro e muito grosseiro [15].

Quando comparado com o HSS, o metal duro apresenta uma maior dureza a quente, o que permite a utilização de velocidades de corte muito superiores [7]. Porém, a sua tenacidade é inferior, isto é, o HSS é mais tolerante ao choque e a condições não ideais. Devido à presença dos carbonetos, a resistência ao desgaste do metal duro é superior ao HSS [4]. As ferramentas de metal duro podem ser integrais com encabadouro cilíndrico, e podem realizar todo o tipo de operações, como fresagem, furação e mandrilamento, assim como podem ser pastilhas intercambiáveis para torno, fresagem e mandrilamento para ferramentas de corpo em aço. Estas ferramentas podem maquinar diversos materiais como alumínio, sem necessidade de revestimento, ferro fundido, aços temperados e inoxidáveis, com tempo de vida útil melhorada com a utilização de revestimentos, temática que será abordada posteriormente. Além disso, o metal duro pode também ser utilizado para maquinar ligas de titânio e níquel, embora a utilização de uma baixa velocidade de corte e revestimentos é fundamental para o bom desempenho da ferramenta. No entanto, não é adequado para maquinar materiais com durezas superiores a 60 HRC [16].

2.2.3. Material cerâmico-metálico - Cermet

“Cermet”, derivado da combinação das palavras “cerâmica e “metal” [10], são materiais à base de carbonitreto, com uma fase dura cerâmica ligados através de uma matriz metálica, semelhante ao metal duro [17, 18]. Na fase dura, é usado o carbonitreto de titânio [10], mas também é possível ter combinações de carboneto de titânio e/ou nitreto de titânio [8]. Na fase ligante, os elementos mais comuns são o níquel e/ou o molibdénio, em que o teor de ligante varia entre 10% e 20% em peso.

O desempenho dos cermets situa-se entre o metal duro e o das cerâmicas, tema que será detalhado no subcapítulo seguinte. Comparados ao carboneto de tungsténio, os cermets apresentam maior estabilidade térmica e química, embora sejam limitados pela sua tenacidade. Apresentam também maior resistência ao desgaste, mas possuem condutividade térmica inferior [7], concentrando mais calor na zona maquinada. Além disso, a sua baixa resistência ao choque térmico, restringe o uso de fluídos de corte.

Os cermetes são usados para maquinar ligas como aços ao carbono, aços inoxidáveis e ferros fundidos. As principais áreas de operação do cermet são o acabamento ou semi-acabamento. O uso de avanços mais baixos permite, muitas vezes, eliminar a operação de retificação [1]. Tendo em conta que o cermet apresenta um baixo desgaste da aresta de corte, esta característica permite garantir uma consistência das peças maquinadas [4]. No caso de uma operação com corte interrompido, os cermetes apresentam algumas limitações, dada a sua baixa resistência ao choque [10].

2.2.4. Nitreto de boro cúbico - *Cubic Boron Nitride (CBN)*

O CBN é um material que foi sintetizado, pela primeira vez, em 1957, pela General Electric. É um material não natural muito duro, superado apenas pelo diamante [7]. O CBN é composto por duas redes cúbicas de face centradas interpenetrantes, uma de átomos de boro e outra de azoto, o que torna a estrutura extremamente rígida. Durante a produção do CBN, com a combinação dos átomos de boro e azoto, é formado o nitreto de boro hexagonal (HBN). Assim, para criar o CBN, o HBN é submetido a temperaturas e pressões extremas [7].

Para aplicações em ferramentas de corte, o CBN é sinterizado com um aglomerante, para formar o nitreto cúbico de boro policristalino (PCBN) [19]. O teor de cristais varia entre 40% a 95%, e os aglomerantes podem ser cobalto, tungsténio ou materiais cerâmicos. Estas combinações permitem distinguir dois tipos de PCBN. Para operações de desbaste, a concentração de CBN é de 90%, o que aumenta a tenacidade e oferece um bom desempenho em cortes interrompidos ou quando as forças de corte são elevadas. Já nas operações de acabamento, adiciona-se uma fase cerâmica, reduzindo a tenacidade, proporcionando maior estabilidade térmica e química [7].

2.2.5. Diamante policristalino - *Polycrystalline Diamond (PCD)*

O diamante sintético policristalino é um material bastante duro, com uma dureza superior a 3000 HV. A sua criação é considerada como o terceiro grande passo nos materiais das ferramentas de corte [7]. Para obter o PCD, o carbono, na forma de grafite, é submetido a temperaturas e pressões muito altas, na ordem dos 2000 °C e 7 GPa, respetivamente, transformando a estrutura hexagonal da grafite numa estrutura cúbica de face centrada [7]. De forma a tornar este processo mais económico, é usado um catalisador, no formato de metal solvente, geralmente o cobalto. As plaquetas e pastilhas de PCD consistem numa capa de PCD ligada integralmente a um substrato de metal duro, o que torna o material mais resistente e económico [20].



Figura 9 – Ferramentas com arestas de corte em PCD [21].

O PCD é quimicamente estável, possui elevada condutibilidade térmica, prevenindo a formação de pontos quentes na ferramenta, e apresenta alta tenacidade, embora inferior à dos metais duros [22]. Este material é utilizado para maquinar ligas de alumínio-silício, assim como maquinar materiais compósitos, como polímeros reforçados, sendo a fibra de carbono um dos exemplos mais comuns. Além disso, é possível utilizar PCD para atuar como revestimentos de ferramentas, uma temática que será abordada posteriormente [7]. Pode realizar praticamente qualquer tipo de operação de maquinagem, embora seja especialmente indicado para o acabamento das ligas de alumínio-silício, dada a sua elevada dureza e resistência ao desgaste, pode ser usado para maquinar peças altamente solicitadas, como as superfícies dos rolamentos. Uma vez que é resistente a choques térmicos, o PCD pode maquinar com ou sem lubrificação [7]. Numa produção em grande escala, o PCD é altamente rentável, devido à sua repetibilidade, vida útil, e qualidade da peça maquinada. Geralmente, as ferramentas de PCD de mais alta precisão, como os mandris com patins, são acompanhadas de um sistema de ajuste modular. Este é responsável por garantir o alinhamento e precisão necessário de forma a obter uma alta repetibilidade. Na Figura 9, estão representadas ferramentas com este sistema de ajuste. No entanto, o seu custo é um fator altamente limitativo, pois uma ferramenta de metal duro é 20 a 30 vezes mais barata quando comparada com uma de PCD. No caso de uma ferramenta mais complexa e exigente, esta pode ser 150 vezes mais cara. Além disso, o fabrico de ferramentas de PCD é altamente complexo. Assim, como as ferramentas de PCBN, o sistema de maquinagem terá de ser altamente rígido.

O PCBN é adequado para maquinar ligas duras e resistentes ao calor, como ferro fundido cinzento, aços endurecidos e superligas resistentes ao calor [20], sendo recomendado para torneamento, especialmente para superfícies contínuas, como os discos de travão [19]. Pode ser também utilizado para operações de fresagem, furação e mandrilagem.

O PCBN pode ser um substituto à retificação, em determinadas ocasiões, contudo, o custo do CBN é mais elevado em comparação com o material cerâmico, o que leva muitas empresas a preferirem ferramentas de metal duro, apesar das maiores velocidades de corte possíveis. Além disso, todo o sistema de maquinagem (máquina, ferramenta e dispositivo de aperto) deve ser o mais rígido possível. Portanto, conclui-se que o seu uso para maquinar materiais dúcteis não é recomendado.

2.3. Mecanismos de desgaste nas ferramentas de corte

Durante a maquinagem, o desgaste é um fenómeno inevitável, o qual resulta da interação tribológica entre a ferramenta, a peça e a apra, influenciada pelas condições de corte e pela presença de lubrificação. Na Tabela 1, apresentam-se os principais mecanismos de desgaste nas ferramentas de corte [7].

Tabela 1 – Principais mecanismos de desgaste das ferramentas de corte.

Mecanismo de desgaste	Descrição do fenómeno	Causas principais	Consequências no processo
Abrasão	Remoção mecânica do material da ferramenta devido à presença de partículas abrasivas	Materiais com elevada dureza, ausência de fluído de corte	Desgaste progressivo, aumento das forças de corte
Adesão	Fragmentos do material da peça aderem à ferramenta	Maquinagem de materiais dúcteis, atrito elevado	Formação de aresta postiça, vibrações, mau acabamento superficial
Difusão	Transferência de átomos entre a ferramenta e a apra	Altas temperaturas, afinidade entre o material a maquinar e da ferramenta	Formação de crateras, perda de dureza
Oxidação	Formação de óxidos que fragilizam a ferramenta	Exposição prolongada ao ar a altas temperaturas	Aumento da taxa de desgaste, perda de resistência
Desgaste de flanco	Desgaste na superfície lateral da ferramenta em contacto com a peça	Atrito contínuo, operações longas, lubrificação insuficiente	Perda de precisão dimensional e qualidade de acabamento
Fratura	Rutura localizada	Choques mecânicos, vibrações, baixa tenacidade	Falha imediata da ferramenta, possíveis danos na peça

Para contornar e reduzir os efeitos do desgaste, podem ser adotadas uma ou mais estratégias. Em primeiro lugar, é possível reforçar a aresta de corte por meio de biselamento simples, também conhecido como “quebra de aresta”. Quando realizado corretamente, este procedimento melhora a distribuição de tensões, a dissipação do calor e, principalmente, a resistência da aresta de corte [10].

Em segundo lugar, é a possível otimizar os parâmetros de corte. Reduzindo o avanço e a velocidade de corte, diminui-se a temperatura gerada na ferramenta, e uma redução adicional do avanço pode trazer benefícios ainda maiores [17]. Além disso, a utilização de lubrificação nas operações de maquinagem permite melhorar a vida útil das ferramentas [5]. A composição do fluido de corte deve ser projetada considerando o efeito Rehbinder, ou seja, o fluido de corte deve facilitar o corte da peça [23]. Pode ser também utilizado o arrefecimento criogénico, por exemplo, com azoto líquido, para arrefecer as arestas de corte [24]. No entanto, as estratégias de controlo térmico e lubrificação representam apenas uma parte das soluções disponíveis para minimizar o desgaste. O desenvolvimento de revestimentos duros aplicados às ferramentas de corte tem proporcionado melhorias significativas na resistência ao desgaste, na estabilidade térmica e na eficiência global da maquinagem.

2.4. Tecnologias de revestimentos

Os revestimentos constituem um dos avanços mais significativos nas ferramentas de corte. Atualmente, esta tecnologia é tão essencial que praticamente todas as ferramentas indexáveis de metal duro são revestidas [4]. Com isso, os efeitos de desgaste por difusão podem ser erradicados, aumentando consideravelmente a vida útil da ferramenta. Além disso, os revestimentos melhoram a relação tribológica entre ferramenta e peça, bem como entre ferramenta e apra [23].

A classificação dos revestimentos aplicados a ferramentas de corte pode ser realizada tendo em conta a sua estrutura ou processo de deposição.

2.4.1. Classificação quanto ao método de deposição

Existem dois métodos principais para deposição de revestimentos para ferramentas de corte: o CVD (*Chemical Vapour Deposition* – Deposição química em fase de vapor) e PVD (*Physical Vapour Deposition* – Deposição física em fase de vapor).

- CVD: envolve o aquecimento da ferramenta numa atmosfera inerte [4]. Para este processo são necessários gases precursores, como o tetracloreto de titânio ou metano, os quais reagem na superfície quente da ferramenta, formando o revestimento [25]. A temperatura atingida durante este processo varia entre os 800 °C e 1050 °C [16]. O processo está esquematizado na Figura 10.
- MT-CVD (*Medium Temperature*): utiliza temperaturas entre os 700 °C e 900 °C, para reduzir tensões residuais e aumentar a dureza nos cortantes.
- PACVD (*Plasma Assisted CVD*): usa temperaturas ainda mais baixas, na ordem dos 250 °C, obtendo uma boa adesão do CVD com menos danos térmicos ao substrato [1]. Este processo é particularmente útil na situação de cortes interrompidos [20].

Regra geral, o CVD produz espessuras de revestimentos entre 8 e 12 µm [17]. Estes revestimentos apresentam alta densidade, boa estequiometria e uma forte ligação metalúrgica [10]. No entanto, as suas superfícies tendem a apresentar maior rugosidade.

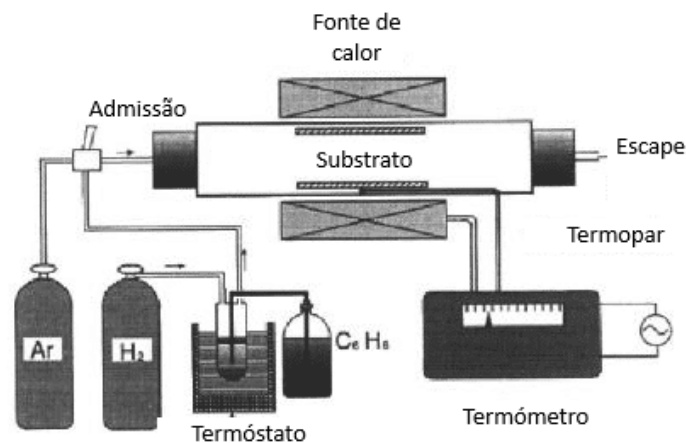


Figura 10 – Esquema de aplicação do CVD (adaptado de [26]).

Por outro lado, no PVD, o revestimento depositado utilizando alvos (placas de material com os elementos que se querem depositar). Os átomos do revestimento são obtidos por evaporação, ou por pulverização, e reagem com um agente gasoso (por exemplo, azoto) na superfície do substrato [20]. Um método utilizado anteriormente, denominado por pulverização reativa, utiliza uma elevada tensão elétrica para bombardear o alvo (por exemplo titânio) com um gás inerte (por exemplo árgon), libertando átomos e/ou iões para formar o revestimento na ferramenta (neste caso TiN) [4]. A temperatura a que este processo ocorre é inferior à do CVD, por volta dos 500 °C ou até menos [27]. O processo encontra-se esquematizado na Figura 11.

Esta temperatura é crítica no caso de materiais mais sensíveis ao calor, como o HSS, uma vez que, desta forma, evita-se a perda de dureza do material do substrato [18]. Regra geral, os revestimentos feitos a partir de PVD são mais finos que os de CVD, podendo ter menos de 1 µm até 3 µm [4]. Desta maneira, obtém-se uma estrutura bastante lisa com um baixo coeficiente de atrito [20]. As ferramentas revestidas por PVD são mais adequadas para aplicações que envolvem choque térmico ou corte interrompido, pois a menor espessura torna-as menos suscetíveis à fissuração [17]. Além disso, em operações de maquinaria sem lubrificação, os revestimentos obtidos por PVD são recomendados [4].

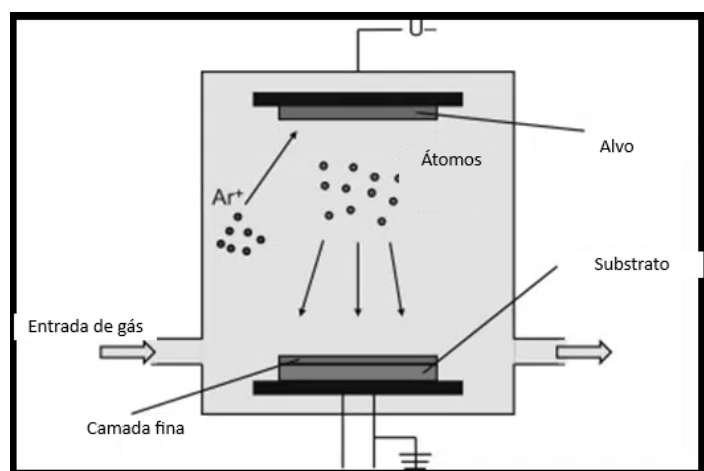


Figura 11 – Esquema de aplicação do PVD (adaptado de [28]).

2.4.2. Classificação dos revestimentos quanto à sua arquitetura – revestimentos monocamada

A primeira geração de revestimentos surgiu como revestimentos simples, isto é, apenas com uma camada de material [19], sendo o pioneiro o carboneto de titânio (TiC). Este revestimento era aplicado usando a técnica de CVD, tendo uma espessura entre 10 e 12 μm . Durante a gênese deste processo, foi descoberta uma falha: a deposição consumia carbono da superfície do substrato, resultando na formação de um composto frágil na interface entre o revestimento e o substrato. Este composto é conhecido como camada “eta” ($\text{Co}_3\text{W}_3\text{C}$), com espessura aproximada à do revestimento. A sua elevada fragilidade tornava as primeiras pastilhas revestidas sensíveis à abrasão [7]. Na Tabela 2, são apresentados alguns exemplos de revestimentos monocamada.

Tabela 2 – Revestimentos monocamada.

Revestimento principal	Processo de deposição	Características	Fontes
Nitreto de titânio (TiN)	PVD CVD	Revestimento para aplicações gerais, de cor dourada. Reduz o coeficiente de atrito da ferramenta e o desgaste por adesão e a formação de aresta postiça. Tem uma dureza na ordem dos 2300 HV. Muito utilizado em ferramentas de HSS quando aplicado por PVD.	[2], [16], [23], [25], [27], [29]
Óxido de alumínio (Al_2O_3)	CVD	Altamente resistente à oxidação e ao choque térmico. Mantém uma dureza elevada a altas temperaturas, sendo muito utilizado par maquinagem rápida. Resistente à abrasão e à formação de aresta postiça.	[1], [8], [25]
Carbonitreto de titânio (TiCN)	PVD CVD	Mais resistente ao desgaste que o TiN. Elevada resistência à fratura e à abrasão. Usado para maquinagem geral mas mais indicado para aços. Dureza até 3000 HV até aos 750 °C.	[16], [20]
Nitreto de titânio e alumínio (TiAlN)	PVD	Revestimento de alto desempenho, dada a sua elevada resistência a quente e elevada dureza, sendo adequado para maquinagem a seco. Forma uma camada amorfa de óxido de alumínio, que confere as propriedades mecânicas a elevada temperatura. Tem uma dureza de cerca de 3200 HV.	[4]

Nitreto de crômio (CrN)	PVD	Revestimento duro, resistente ao calor. Apresenta uma dureza inferior quando comparado com os carbonetos ou nitretos de titânio, tendo uma dureza de cerca de 2025 HV.	[10], [20], [23], [27]
Dissulfureto de molibdênio (MoS₂)	PVD	Revestimento auto-lubrificante, baixando consideravelmente o coeficiente de atrito e o desgaste por adesão. Recomendado para maquinagem a seco de ligas de elevada adesão, como ligas de alumínio, titânio e níquel.	[20], [27]
<i>Diamond-like carbon (DLC)</i>	PVD CVD	Revestimentos auto-lubrificantes utilizados para maquinagem de ligas ultra duras.	[4], [10], [20], [23], [25]

2.4.3. Classificação dos revestimentos quanto à sua arquitetura – revestimentos multicamada

De forma a combinar as propriedades de dois ou mais revestimentos, os revestimentos multicamada surgem como uma alternativa possível [19]. Por exemplo, através da combinação de óxido de alumínio e de carboneto de titânio, obtém-se uma elevada resistência à abrasão e difusão, graças ao óxido de alumínio, e uma elevada dureza, graças ao carboneto de titânio [2]. Os revestimentos multicamada são essenciais para a maquinagem sem a utilização de fluído de corte [4], funcionando como uma barreira térmica, uma vez que têm uma menor condutividade térmica quando comparados com o substrato da ferramenta. Desta forma, só é possível utilizar parâmetros de corte mais agressivos, aumentando a produtividade da ferramenta [27]. Ao alternar as camadas de revestimento depositadas entre elevada e baixa tensão residual, obtém-se uma elevada dureza e boa adesão ao substrato. Através desta sequência, é possível impedir o avanço de microfissuras presentes nas interfaces. Uma fratura com início numa camada dura e frágil, é bloqueada por uma camada mais dura, o que torna toda a estrutura resistente à fratura [5]. A primeira camada aplicada serve como camada de adesão, assim, a escolha desta primeira camada tem de ser feita com atenção a, não só às suas propriedades de adesão, mas também ao seu coeficiente de expansão térmica. Este tem de ser semelhante aquele do substrato, de forma a minimizar as tensões de origem térmica [1]. Além disso, ao aplicar o revestimento através de PVD, este pode induzir tensões residuais compressivas no sistema, que retardam a formação de fissuras, especialmente nas zonas de aresta [16].

Na Tabela 3, estão apresentados os tipos de combinações de revestimentos em multicamada mais comuns.

Tabela 3 – Revestimentos multicamada.

Tipo de empilhamento	Objetivo principal	Exemplos	Fontes
Camadas duras-tenazes	Bloquear a propagação de fissuras e aumentar a resistência à fratura	Camada dura – B_4C , HfC , SiC Camada tenaz – Al , Cr , Ti , Si , Mg , Zr	[16]
Camadas duras-macias	Combinar uma camada dura interior para aumentar a resistência à abrasão e uma camada macia exterior para lubrificação e redução do coeficiente de atrito e calor gerado	Camada dura – $TiAlN$ Camada macia – MoS_2 , WC	[5], [17], [20], [23]
Nanocamadas	Camadas com espessura na ordem dos nanómetros, com dureza excepcional e resistência ao calor	$AlTiN$ nanocristalino combinado numa matriz amorfa de Si_3N_4	[4], [5], [27]

Estes revestimentos podem ser aplicados tanto por CVD como por PVD, no entanto, é usada uma combinação de ambos, visto que podem ser aproveitadas vantagens de ambas as partes. No caso do CVD, este é usado para produzir revestimentos multicamada de maior espessura (na ordem dos $10\text{ }\mu\text{m}$), onde a probabilidade de choque térmico é baixa [25]. No caso de revestimentos de menor espessura (inferior a $3\text{ }\mu\text{m}$), nanocamadas e substratos sensíveis a calor, como o HSS, o PVD pode ser utilizado [20].

Existe uma vasta gama de revestimentos multicamada, usados principalmente na maquinaria de aços e ferros fundidos [1]:

- $TiC + TiCN + TiN$: este sistema ternário é muitas vezes utilizado em operações de torneamento [17]. A camada mais próxima ao substrato é a de TiC , uma vez que garante boa adesão a este. A camada de $TiCN$ atua como camada de transição. Finalmente, a camada de TiN tem como objetivo baixar o coeficiente de atrito [2, 25].
- $TiC + Al_2O_3 + TiN$: sistema ternário onde o óxido de alumínio atua como isolante térmico e oferece resistência à corrosão [10].
- $Al_2O_3 + TiN$: sistema binário de camadas alternadas, de até oito camadas, tendo uma espessura máxima de $10\text{ }\mu\text{m}$. Cada camada de óxido de alumínio tem menos de $1\text{ }\mu\text{m}$, suportada por uma camada de nitreto de titânio de espessura semelhante. Este sistema é crítico para evitar uma estrutura frágil [1,17].

- AlCrN + TiAlN: sistema binário usado para a maquinagem de aços endurecidos. A camada de TiAlN permite uma boa adesão ao substrato e elevada resistência mecânica, enquanto a camada de AlCrN oferece uma elevada resistência a quente e à oxidação [5].
- AlTiN + TiSi_xN: sistema binário de “super-rede”, onde cada camada tem menos de 10 nm de espessura. Desta forma, é possível controlar o deslocamento das camadas e alcançar uma dureza elevada [30].
- TiN/TiAlN + MoS₂: sistema binário, onde a camada dura (TiN ou TiAlN) oferece a resistência ao desgaste e a camada exterior de dissulfureto de molibdénio atua como um lubrificante sólido, o que promove um bom escoamento da apanha e reduz significativamente o atrito. Este revestimento pode ter mais de 1200 camadas de dissulfureto de molibdénio, cada uma medindo apenas alguns angströmses [17, 20].

2.4.4. Classificação dos revestimentos quanto à sua arquitetura – revestimentos nanocompósitos

Os revestimentos nanocompósitos representam um avanço significativo na tecnologia das ferramentas de corte, devido ao seu desempenho superior, especialmente em altas temperaturas e velocidades de corte [17]. A estrutura típica de um revestimento nanocompósito é constituída por um composto nanocristalino disposto numa matriz amorfa. Esta morfologia cria uma estrutura semelhante a um favo de mel, sendo altamente compacta e resistente [4]. Alguns exemplos de aplicação desta tecnologia incluem o TiAlSiN, TiSiN e o AlCrSiN. Para desenvolver estes revestimentos, adiciona-se entre 7% a 14% de silício ao TiAlN, resultando na formação de uma estrutura nanocristalina densa [20].

Os revestimentos nanocompósitos possuem uma dureza elevada, na ordem dos 45 GPa (1 GPa é equivalente a 100 HV) [4]. Tendo em conta que cada grão nesta estrutura tem, aproximadamente, 100 nm, existe uma elevada densidade de fronteiras de grão. Apesar destes grãos terem uma dureza elevada, este grande número de fronteiras vai desenvolver uma camada amortecedora, o que confere ao revestimento uma ductilidade ligeiramente superior. Esta propriedade é importante, uma vez que permite que um revestimento seja duro e tenaz, mas sem as complicações e custos associados aos revestimentos de nanocamada [17]. A estabilidade térmica destes revestimentos é atribuída à ação do silício, pois este mantém a estrutura coesa a elevadas temperaturas, até cerca de 1200 °C [19]. Esta resistência térmica permite a utilização deste composto em maquinagem sem fluido de corte e alta velocidade [4].

Esta classe de revestimentos é geralmente usada em ligas de aço endurecidas, acima de 50 HRC, como as que são usadas na indústria dos moldes [5]. Além disso, também apresentam bons resultados durante a maquinagem de ligas de titânio, onde há uma elevada geração de calor [19]. Os revestimentos à base de AlCrSiN são também utilizados em aplicações onde a resistência à oxidação é essencial [30]. Em relação aos revestimentos tradicionais de uma ou multicamadas, regista-se uma notável resistência superior, onde, por exemplo, o TiN ou o TiCN, sofrem uma perda de dureza inevitável por volta dos 500 °C [19]. Além disso, alguns revestimentos nanocristalinos especiais, com um grão extra fino, reduzem a probabilidade de

formação de aresta postiça. Desta forma, o fluxo de apara ao longo do *flute* é otimizado, contribuindo para um acabamento superficial superior [4].

2.5. Revestimentos para maquinagem de aços para molde

Com a base teórica fundamental estabelecida, o próximo capítulo centra-se na análise da literatura atual sobre os revestimentos e a sua aplicação nos aços para moldes. Desta forma, será possível enquadrar o presente estudo no contexto científico atual.

2.5.1. Revestimentos duros

Os revestimentos mais adequados para a maquinagem de moldes são, na sua maioria, revestimentos aplicados por PVD multicamada, que contêm alumínio, titânio, silício, crómio ou tântalo. Embora seja possível utilizar revestimentos depositados por CVD, os depositados por PVD, recebem um maior destaque, dada a sua resistência em corte interrompido nas operações de maquinagem de moldes [31, 32].

O revestimento TiSiN demonstrou uma vida útil até quatro vezes maior que a do TiAlN, desempenho atribuído à sua menor suscetibilidade ao desgaste por abrasão [33]. Outro sistema que permitiu melhorar o desempenho na maquinagem de aços endurecidos é o revestimento multicamada de AlCrN e TiAlN. A camada de TiAlN atua como camada de adesão ao substrato e a camada de AlCrN promove a resistência a quente e à oxidação. Quando comparado com um revestimento simples de AlTiN, o tempo de vida da ferramenta aumenta em 100% [34]. Um outro estudo revela que, na maquinagem de um aço endurecido H13, este sistema multicamada melhora o tempo de via útil da ferramenta em 35% [35]. Um outro revestimento depositado por PVD nanocristalino, composto por TiAlCrSiYN e TiAlCrN, demonstra um melhor desempenho quando comparado com o revestimento nanocristalino monocamada TiAl₅CrSiYN na fresagem do aço endurecido H13. Deste estudo, resulta que o revestimento multicamada nanocristalino apresenta um melhor tempo de vida útil, menores esforços de corte e melhor formação de apara [36]. Na maquinagem de aço P20 (40 CrMnNiMo 8-6-4), a utilização de um revestimento multicamada composto por TiAlN e TiSiN atrasou a perda do afiamento da aresta de corte, quando comparado com o revestimento monocamada AlCrSiN [37]. Um requisito importante para a maquinagem de aços endurecidos é a combinação de uma elevada resistência à fratura com uma elevada resistência mecânica, quantificada como H^3/E^2 . A combinação de AlCrN e TiAlN evidencia esta característica, quando comparado com o AlTiN [34].

Embora a adesão seja amplamente reconhecida como o mecanismo de desgaste predominante em ferramentas de fresagem aplicadas a aços temperados, um estudo comparativo entre os revestimentos TiSiN e TiAlN na maquinagem do aço DIN 1.2711 revelou uma divergência nos modos de falha. No caso do revestimento de TiSiN, os mecanismos observados limitaram-se à abrasão, difusão e oxidação, não se tendo registado qualquer falha por adesão. Este comportamento evidencia que ambos os revestimentos conferem uma elevada resistência a este fenómeno [38]. Relativamente ao processo de deposição, constatou-se que o revestimento

PVD TiAlTaN, quando processado com uma tensão de polarização de -135 V, apresenta uma taxa de desgaste inferior e de natureza essencialmente abrasiva, por comparação ao desempenho obtido com uma polarização de -90 V [39].

Considerando as questões ambientais atuais, a maquinagem com quantidade mínima de fluido de corte, (MQL – *Minimum Quantity Lubrication*), surge como uma solução interessante. Para a maquinagem MQL deste tipo de aços, a utilização de TiAlN, com a utilização de óleo de palma com adição de alumina (0,9%), o desgaste foi reduzido em 19,35%, comparado com a lubrificação convencional [40]. Para uma maquinagem sem lubrificação, um estudo revelou que o uso de TiAlN modificado, através de microtexturização por laser de femtossegundo, e a aplicação adicional de um lubrificante sólido à base de dissulfureto de tungstênio, reduz significativamente o atrito e a temperatura na zona de corte. Desta forma, a vida útil da ferramenta e a resistência ao desgaste aumentam exponencialmente [41]. A aplicação destes revestimentos duros é especialmente benéfica em operações de fresagem:

- A introdução de silício em TiAlN (formando TiAlSiN ou nanocompósitos como TiAlN/Si₃N₄) melhora a resistência à abrasão. Por vezes, o rendimento do revestimento TiAlN é ultrapassado por aquele referido anteriormente, em operações de fresagem de aços endurecidos [33, 38]. Um estudo revela que, uma fresa *ball-nose* revestida com TiAlSiN, mostra um desgaste menor na fresagem do aço W 1.2711, quando comparado com o TiAlN [38].
- A combinação de AlTiN e WC revela um rendimento muito superior a variantes de AlTiN na maquinagem de aço SKD11, demonstrando uma redução do atrito, e um aumento na prevenção da adesão e do isolamento do calor [42]. De forma semelhante, um revestimento bicamada CrAlN-TiAlN, duplicou o tempo de vida de uma ferramenta revestida com AlTiN simples na maquinagem de aço H13, devido à sua superior resistência à fadiga por fratura [43].

2.5.2. Revestimentos auto-lubrificantes

Os revestimentos auto-lubrificantes são usados para diminuir o atrito e o desgaste entre duas superfícies com movimento relativo, especialmente quando o uso de lubrificante líquido não é viável [44]. Atualmente, o uso de lubrificantes sólidos, como é o caso destes revestimentos, é particularmente atraente, dado o impacto ambiental numa linha de produção com várias máquinas a usar lubrificante líquido.

Existem dois princípios de funcionamento elementares destes lubrificantes sólidos:

- Os lubrificantes sólidos possuem uma camada que tem uma resistência muito baixa ao corte, mas uma elevada estabilidade mecânica [45]. Esta propriedade deriva de uma estrutura cristalina anisotrópica, como as estruturas dispostas por camadas (dissulfureto de molibdénio ou grafite). Estas camadas são mantidas por ligações relativamente mais fracas, tipicamente ligações de Van der Waals, o que permite o movimento relativo entre elas, reduzindo o coeficiente de atrito entre a ferramenta e a peça [46].

- Alguns lubrificantes à base de metais combinam a baixa resistência ao corte com uma elevada ductilidade [45]. Quando são submetidos às temperaturas elevadas da maquinaria, os componentes metálicos podem atingir o seu ponto de fusão. Desta forma, cria-se um lubrificante líquido *in situ*, que reduz a pressão de contacto, aumentando, assim, o tempo de vida da camada dura inferior do revestimento [45].

Os lubrificantes sólidos podem ser orgânicos ou inorgânicos, sendo que estes últimos oferecem um leque maior de temperaturas de funcionamento aceitáveis para a maquinaria [44]. Na Tabela 4, apresenta-se um compilado dos revestimentos auto-lubrificantes mais utilizados.

Tabela 4 – Revestimentos auto-lubrificantes.

Revestimento	Composição	Vantagens	Limitações	Fontes
Dissulfureto de molibdénio	Dicalcogeneto de metal de transição em camadas	Baixo coeficiente de atrito, quimicamente estável, eficaz no vácuo	Estável até os 300 °C, rendimento depende da temperatura e da carga	[44], [47]
Dissulfureto de tungsténio	Dicalcogeneto de metal de transição em camadas	Baixa resistência ao cisalhamento, usado a altas temperaturas	Degrada-se a temperaturas extremamente elevadas	[48], [49]
Grafite	Carbono, estrutura laminar hexagonal	Baixo atrito, excelente condutividade térmica, apto para temperatura média-alta	Requer filmes adsorvidos (vapor de água ou oxigénio) para lubrificação ideal, sofre oxidação aos 400 °C	[44]
Nitreto de boro hexagonal	Camadas ligadas por ligações covalentes ou van der Waals	Elevada estabilidade térmica e inércia química	Mantém propriedades até os 900 °C	[44], [50]
Diamond-like carbon (DLC)	Carbono amorfo (sp^2/sp^3)	Elevada dureza (10-90 GPa), elevada resistência à abrasão	Elevada tensão compressiva e baixa resistência, suscetivo à laminação	[44]

No que diz respeito ao processo de maquinagem, os efeitos destes revestimentos auto-lubrificantes são amplos. Um estudo revela que um revestimento à base de alumínio e silício, na maquinagem de uma liga de níquel Inconel 718, mostra um coeficiente de atrito entre 0,08 e 0,1. Uma ferramenta de metal duro, na maquinagem do mesmo material, mostra um coeficiente de atrito de 0,2 [45]. Com a diminuição do atrito, a evacuação da apara é altamente melhorada e as forças de corte diminuem [37, 51]. Para ferramentas revestidas com AlCrN, a adição de uma camada de DLC reduz as forças de corte em 13,6% e a temperatura de corte por 19,1%. Esta redução resulta numa menor energia de corte específica [42, 52]. Além disso, a utilização destes revestimentos reduz a afinidade química e a probabilidade de adesão entre a apara e a aresta de corte, mitigando a formação de aresta postiza. Esta característica é particularmente importante para a maquinagem de aços de molde, que exibem uma elevada dureza e tendência para adesão [45].

Tipicamente, os revestimentos auto-lubrificantes são depositados por PVD, formando uma camada macia na superfície, ou interligada em uma matriz dura [42, 50]. Esta sinergia de camadas é benéfica para as operações de maquinagem, uma vez que a zona de corte é mantida a baixa temperatura, melhorando o acabamento superficial, particularmente crítico na indústria de moldes [35, 43]. Além disso, esta estrutura por camadas pode dissipar a energia termo-mecânica, impedindo o crescimento de microfissuras ao longo das interfaces das camadas, aumentando o tempo de vida útil da ferramenta [36]. O efeito destas camadas combinadas é evidente em aplicações de fresagem.

Foi realizado um estudo acerca da maquinagem de aço AISI P20 e AISI 1035, mais especificamente, fresagem de topo com ferramentas revestidas com nitreto de cromo e alumínio dopado com diferentes quantidades de prata (CrAlNAg) [53]. À temperatura de trabalho, a prata atua como um lubrificante sólido, dada a sua elevada ductilidade. Desta forma, o calor gerado promove a difusão da fase macia da prata para a superfície do revestimento, criando um filme lubrificante auto-regenerável na interface ferramenta-apara. Este fenómeno promove o bom movimento relativo entre as duas camadas deslizantes [53]. Quando comparado com o mesmo revestimento sem prata, a dopagem de 8,6% de prata reduz o esforço de corte em 10% e a temperatura da apara em 11% em operações de desbaste. Em condições de acabamento, quando comparado com o mesmo revestimento sem prata, a rugosidade é menor em cerca de 18%. Embora a resistência ao desgaste tenha sido satisfatória, o aumento da quantidade de prata dopada promove uma excessiva difusão de lubrificante, o que resulta na ausência de lubrificante no futuro. Utilizando o mesmo conceito, um estudo concluiu que a utilização de fluoreto de cálcio (CaF_2) em ferramentas de Cermet para a maquinagem do aço Cr12 aumenta a distância de vida útil da ferramenta para 8500 m, um valor aproximadamente 5,7 vezes superior a uma ferramenta de metal duro não revestida [54]. Um outro estudo revela que a adição de vanádio ao TiSiN, para a maquinagem da liga Ti-6Al-4V, reduz em 23% a altura da camada de adesão e a rugosidade da interface apara-ferramenta [55]. Isto deve-se à formação de fases de Magnéli (como o V_2O_5) derivados da oxidação a altas temperaturas. Estes óxidos têm um baixo ponto de fusão e atuam como “lubrificantes líquidos”, reduzindo o coeficiente de atrito.

2.5.3. Análise crítica da revisão bibliográfica

Neste subcapítulo, apresenta-se uma análise crítica e a síntese da revisão bibliográfica realizada, a partir da qual se identifica a principal lacuna de investigação que motivou o desenvolvimento do presente trabalho. Em particular, verifica-se que, apesar dos avanços significativos na otimização dos processos de maquinagem e no desenvolvimento de ferramentas de corte revestidas, ainda existe uma lacuna relevante no estudo da maquinagem de aços para moldes em condições de ausência de lubrificação, sobretudo em operações de fresagem de elevada exigência. A revisão bibliográfica permitiu consolidar uma visão abrangente dos principais processos de maquinagem utilizados na indústria, com destaque para o torneamento, fresagem, furação e mandrilamento, bem como dos mecanismos de desgaste associados às ferramentas de corte. Foi igualmente possível identificar os principais parâmetros e condições de corte e a sua influência direta no desempenho das ferramentas, na estabilidade do processo e na qualidade superficial das peças produzidas. Adicionalmente, analisaram-se as principais estratégias de melhoria do desempenho das ferramentas de corte, com especial foco na aplicação de revestimentos protetores. Foram estudadas as tecnologias de deposição mais utilizadas industrialmente, nomeadamente os processos PVD e CVD, assim como diferentes tipologias de revestimentos, incluindo nitretos, carbonetos, oxinitretos e sistemas multicamada. A literatura revela que estes revestimentos permitem aumentar a resistência ao desgaste, reduzir o atrito, melhorar a estabilidade térmica e contribuir para o aumento da produtividade e da qualidade superficial das peças maquinadas.

Apesar destes avanços, a revisão da literatura evidencia limitações importantes, nomeadamente no que se refere ao desempenho de ferramentas revestidas em condições de maquinagem sem lubrificação, especialmente quando aplicadas a aços de elevada dureza utilizados na indústria dos moldes. A ausência de fluido de corte implica condições térmicas e tribológicas mais severas, ainda pouco exploradas de forma sistemática na literatura, particularmente no que respeita à interação entre revestimentos e condições de corte extremas.

Neste contexto, o principal objetivo do estudo consiste em avaliar o desempenho de fresas revestidas com AlTiN na maquinagem de aço para moldes, sob diferentes condições de corte e na ausência de lubrificação. Pretende-se, assim, analisar o impacto destas condições no desgaste das ferramentas, nas forças de corte, nas vibrações e na qualidade superficial, contribuindo para o aprofundamento do conhecimento nesta área ainda pouco explorada e altamente relevante para a indústria de moldes e para o domínio das Construções Mecânicas.

3. Materiais, equipamentos e métodos

Neste capítulo são apresentados os materiais, equipamentos e metodologias experimentais utilizados ao longo da presente tese. Inicialmente, são descritos os materiais utilizados nos ensaios de maquinagem, nomeadamente o material da peça e as ferramentas de corte empregues, bem como os equipamentos de caracterização e monitorização utilizados durante os ensaios experimentais. O objetivo deste estudo consiste em avaliar a influência de diferentes condições de corte no desempenho de fresas revestidas com AlTiN durante a maquinagem de um aço para moldes, material amplamente utilizado no fabrico de componentes de elevada exigência na área das construções mecânicas.

De forma a facilitar a compreensão e interpretação dos resultados apresentados nos capítulos seguintes, este capítulo encontra-se organizado em duas secções principais: “Materiais e equipamentos”, onde são descritos todos os recursos utilizados no estudo, e “Métodos”, na qual são detalhados os procedimentos experimentais, as condições de ensaio e as técnicas de caracterização adotadas.

3.1. Materiais e equipamentos

Neste subcapítulo, está discriminada toda a informação relativa aos materiais e equipamentos usados no estudo, como as ferramentas, material da peça a maquinar e informação relativa ao centro CNC utilizado.

3.1.1. Material de base

O material de base utilizado foi um bloco de aço P20+Ni HH, fornecido pela TJ Aços, Lda. (Marinha Grande, Portugal), com forma de prisma retangular. A composição química e propriedades mecânicas do aço estão apresentadas na Tabela 5 e Tabela 6, respetivamente [56].

Tabela 5 – Composição química média do aço P20+Ni HH.

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni
0,40	0,30	1,45	Máx 0,03	Máx 0,03	1,95	0,20	1,05

Tabela 6 – Propriedades mecânicas do aço P20+NI HH.

Propriedades	Valor	Unidade
Massa específica (ρ)	7800	kg/m ³
Módulo de elasticidade (E)	205 x 10 ⁹ (20 °C)	Pa
Tensão de cedência ($R_{p0,2}$)	980 x 10 ⁶	Pa
Tensão de rotura (R_m)	1150 x 10 ⁶	Pa
Dureza	35-40	HRC

A seleção do material em estudo justifica-se pela sua elevada resistência no setor metalomecânico, sendo amplamente utilizado no fabrico de moldes para injeção de polímeros. A inclusão do níquel na sua composição química assume um papel preponderante: por um lado, assegura uma dureza homogênea ao longo de toda a secção geométrica, mesmo em blocos de elevadas dimensões elevadas; por outro lado, incrementa significativamente a tenacidade da matriz metálica. Esta última característica, embora crucial para a integridade estrutural do molde, eleva a complexidade do processo de corte, tornando o estudo da sua maquinabilidade particularmente devido ao aumento da resistência mecânica e da tendência para o endurecimento por deformação induzidos por este elemento de liga.

3.1.2. Ferramenta utilizada

Para a realização dos ensaios, foram utilizadas fresas de metal duro, fornecidas pela Zhangjiagang Ruizheng Precision Tool Co., Ltd. Apresentam uma configuração Z2, com corte ao centro, o que permite a entrada em *plunge* na peça a maquinar e a execução de interpolações helicoidais de alta precisão. Na Tabela 7, apresentam-se as principais características das ferramentas.

Tabela 7 – Propriedades das fresas utilizadas.

Característica	Valor/Especificação
Material da ferramenta	XF30S
Revestimento	AS16
Diâmetro de corte (mm)	Ø2,23
Diâmetro do encabadouro (mm)	Ø4 h6
Número de cortantes	2
Ângulo de hélice (°)	35
Ângulo de saída radial (°)	8
Espessura de alma (mm)	Ø1,1
Capacidade de corte ao centro	Sim

No que toca ao grão da ferramenta, o XF30S, este está frequentemente associado ao portefólio da ZCC (*Zhouzhou Cemented Carbide Group*), sendo o presente classificado como “S (*Super*) Series”, de alto rendimento. Apresenta um grão fino, ou micro-grão, com 88% de carboneto de tungsténio e uma matriz ligante de 12% de cobalto. Dada a percentagem reforçada de cobalto, a resistência à flexão é elevada, com valores próximos de 4000 N/mm². Para além disso, apresenta uma elevada dureza, tipicamente compreendida entre os 81 a 83 HRC. Na Figura 12, apresenta-se o desenho da ferramenta fornecido pelo fabricante.

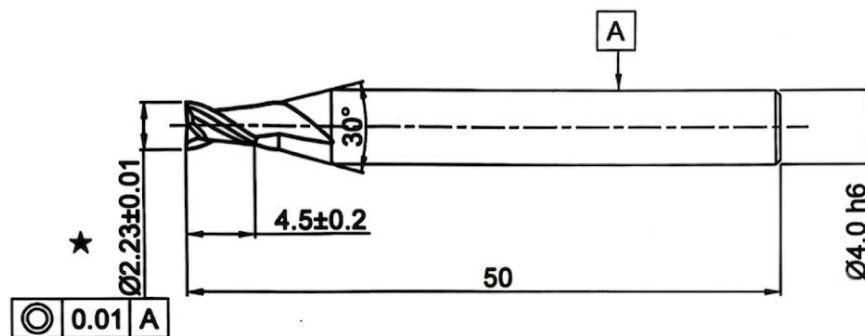


Figura 12 – Desenho da fresa utilizada.

3.1.3. Máquina CNC e equipamentos associados

Para este estudo, foi utilizada uma máquina CNC HAAS VF2, representada na Figura 13, pertencente ao Laboratório de tecnologia mecânica do departamento de engenharia mecânica do Instituto Superior de Engenharia do Porto. As suas características técnicas apresentam-se na Tabela 8.



Figura 13 – HAAS VF-2.

Tabela 8 – Especificações da HAAS VF2 utilizada.

Parâmetro	Especificação
Tipologia	5 eixos, vertical
Cursos úteis (X/Y/Z) (mm)	762/408/508
Velocidade máxima da árvore (RPM)	10.000
Encaixe da ferramenta	MAS 403 BT-30

A aquisição em tempo real das três componentes da força de corte foi realizada com recurso a um dinamómetro KISTLER, modelo 9171A. Este equipamento baseia-se no princípio piezoelétrico, utilizando cristais de quartzo que, ao serem submetidos a tensões mecânicas durante a operação de facejamento, geram uma carga elétrica estritamente proporcional à força aplicada. Com este equipamento, foi possível obter as forças de avanço, transversal e de penetração ou axial. Uma vez que os sinais brutos gerados pelos sensores possuem fraca amplitude, o dinamómetro foi acoplado a um sistema de aquisição de sinais KISTLER 5697A1. Este equipamento atuou como interface de condicionamento, responsável por converter e amplificar o sinal elétrico recolhido na zona de corte. Os dados transmitidos pelo módulo de aquisição foram registados e posteriormente tratados num computador com *software* dedicado. O dinamómetro utilizado encontra-se na Figura 14.

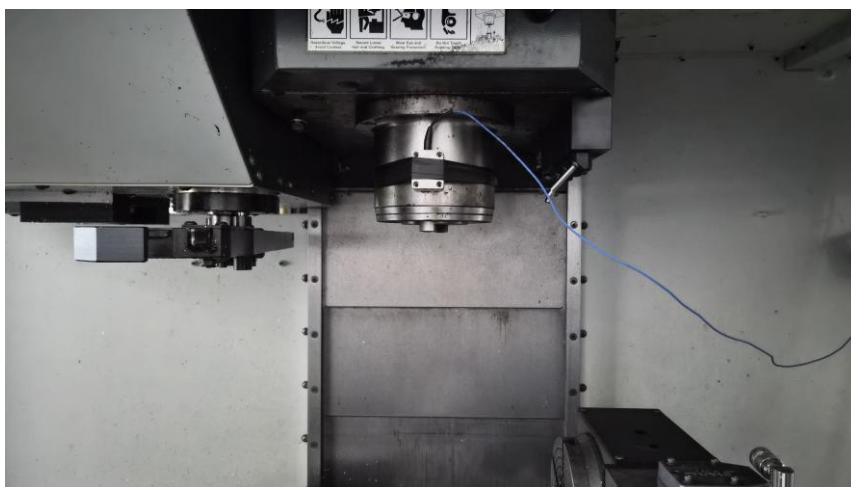


Figura 14 – Dinamómetro KISTLER.

De forma a complementar o estudo, em cada ensaio, foi também medido o nível de vibrações utilizando um acelerómetro de modelo PCB 352A24. Este foi montado ortogonalmente próximo da árvore da máquina. Os dados foram recolhidos pelo equipamento National Instruments NI-4431 e processados pelo *software* LabVIEW® 2017.

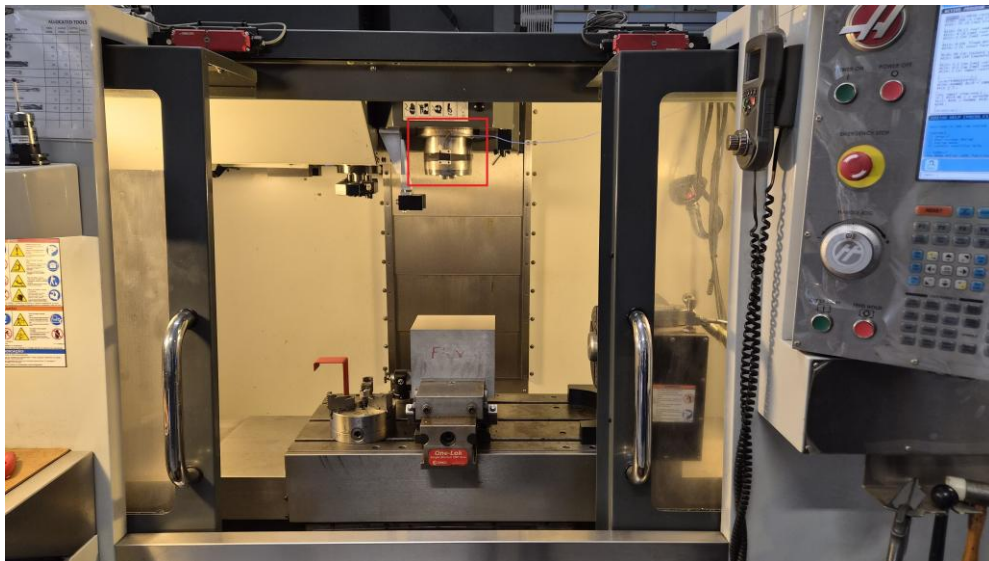


Figura 15 – Acelerómetro PCB 352A24.

No processamento dos dados recolhidos, foi utilizado também o Matlab® 2013, no qual foi utilizado um código de programação que é responsável por converter os dados brutos obtidos em valores organizados e filtrados, tendo sido possível a criação de gráficos.

Apesar dos eixos entre a máquina/dinamómetro e acelerómetro serem ortogonais, estes não são coincidentes. Desta forma, foi necessário fazer a correspondência dos eixos da máquina CNC, dinamómetro e do acelerómetro, conforme a Figura 16. Assim, o plano XY da máquina, correspondente ao plano da mesa, é o equivalente ao plano YZ do acelerómetro.

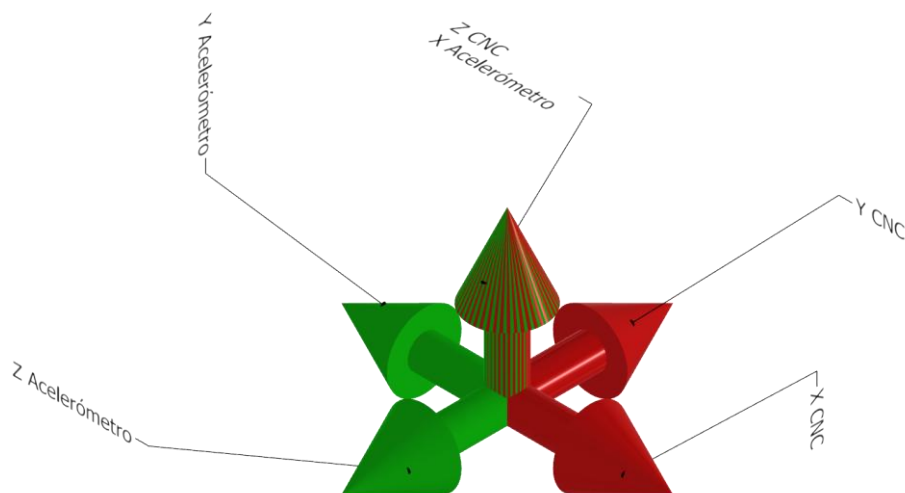


Figura 16 – Correspondência de eixos entre a máquina CNC e acelerómetro.

3.2. Métodos

Neste subcapítulo, está discriminada toda a informação relativa ao procedimento experimental utilizado neste estudo.

3.2.1. Análise da morfologia e composição química dos revestimentos

A morfologia e a composição química do revestimento foram avaliadas com recurso a um microscópio eletrónico de varrimento, contendo um detetor de espectroscopia de energia dispersiva (EDS). Para além disso, no mesmo equipamento, foi possível averiguar a espessura do revestimento. Para análise da morfologia e da espessura foi necessário proceder à preparação destrutiva de uma fresa não utilizada, a qual seccionada com recurso a um disco abrasivo e posteriormente quebrada com um martelo para se observar uma superfície virgem.

A determinação quantitativa da espessura da camada protetora foi efetuada por metrologia digital direta sobre as micrografias obtidas em corte transversal, recorrendo ao *software* da Autodesk, AutoCAD, para assegurar o rigor dimensional a partir da escala da imagem.

3.2.2. Caracterização do desgaste

Para além da observação morfológica, a caracterização dos mecanismos de desgaste das ferramentas foi complementada através de análise química pontual e mapeamento elementar, recorrendo à técnica de Espectroscopia de Raios-X por Dispersão de Energia (EDS). Para este efeito, utilizou-se um Microscópio Eletrónico de Varrimento (SEM) da marca HITACHI, modelo SU3800, equipado com detetor EDS. A integração desta tecnologia analítica revelou-se crucial para identificar a composição química exata nas zonas de contacto, permitindo corroborar de forma inequívoca a ocorrência de fenómenos de adesão severa – através da deteção dos elementos constituintes do P20+Ni HH na aresta da ferramenta – e avaliar o grau de perda do revestimento original. O equipamento encontra-se representado na Figura 17.



Figura 17 – HITACHI SU3800.

3.2.3. Ensaios de maquinagem

De forma a avaliar a influência das diferentes combinações de parâmetros de corte na maquinagem do aço P20, o bloco com dimensões 200x150 mm foi facejado de topo, de forma concordante e discordante, com as fresas referidas anteriormente, sem recurso a lubrificação, interna ou externa. A Tabela 9 apresenta as diferentes combinações de corte. Foram utilizados três valores diferentes de profundidade de corte radial e axial e dois valores diferentes de avanço por cortante. Desta forma, foram formados três grupos com seis condições cada um, atribuindo um valor de profundidade de corte radial a cada grupo. Os primeiros seis ensaios têm um valor de a_e de 1,38 mm, do ensaio R7 ao R12 foi usado um valor de 1,84 mm e nos últimos seis ensaios foi usado um valor de 2,23 mm. Cada grupo de profundidade de corte radial foi dividido em dois grupos para dois valores de avanço por cortante. Os primeiros três ensaios de cada grupo utilizaram um valor de f_z de 0,01 mm/z e os restantes três usaram um valor de 0,035 mm/z. No que toca ao valor da profundidade de corte axial, uma vez que foram utilizados três valores diferentes de a_p , este foi variado de forma crescente em grupos de três ensaios. Por exemplo, nos ensaios R1, R2 e R3, foi utilizado um avanço por cortante de, respetivamente, 0,05, 0,10 e 0,15 mm. Uma vez que o diâmetro das fresas é reduzido, quando comparado com a área da face do bloco em que vão maquinar, cada fresa foi responsável por facejar uma área de 200x75 mm.

Tabela 9 – Parâmetros de corte utilizados.

Ensaio	Profundidade de corte radial (a_e) (mm)	Avanço por cortante (f_z) (mm)	Profundidade de corte axial (a_p) (mm)
R1	1,38	0,01	0,05
R2	1,38	0,01	0,10
R3	1,38	0,01	0,15
R4	1,38	0,035	0,05
R5	1,38	0,035	0,10
R6	1,38	0,035	0,15
R7	1,84	0,01	0,05
R8	1,84	0,01	0,10
R9	1,84	0,01	0,15
R10	1,84	0,035	0,05
R11	1,84	0,035	0,10
R12	1,84	0,035	0,15
R13	2,23	0,01	0,05
R14	2,23	0,01	0,10
R15	2,23	0,01	0,15
R16	2,23	0,035	0,05
R17	2,23	0,035	0,10
R18	2,23	0,035	0,15

Dada a limitação da máquina CNC disponível de 10.000 RPM, foi necessário o cálculo do avanço da mesa (F), em mm/min. Para isso, foi usada a Equação (1). Como o avanço depende do avanço por cortante, número de cortantes e rotação da árvore, duas destas variáveis estão automaticamente bloqueadas. A única variável que não é fixa é o avanço por cortante, que varia entre dois valores. Na Tabela 10, estão apresentados os valores de avanço utilizados neste estudo, dados os dois valores de avanço por cortante.

$$F = f_z \times Z \times n \quad (1)$$

Tabela 10 – Avanços utilizados.

Avanço por cortante (f_z) (mm)	Avanço (F) (mm/min)
0,01	200
0,035	700

Desta forma, com todos os parâmetros de corte calculados, foi possível dar início ao ensaio. Para ser possível o registo das forças de corte e de vibrações, foi utilizado um dinamómetro e acelerómetro, respetivamente, fixados à árvore da máquina. Por outro lado, a fresa foi fixa a uma pinça que, por sua vez, foi fixa ao porta-pinça, ao qual estavam acoplados os equipamentos de medição, conforme se apresenta na Figura 18.

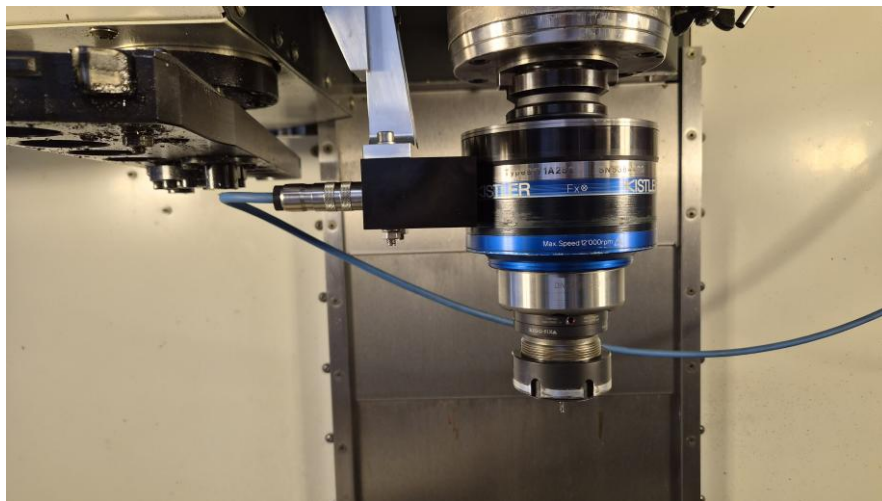


Figura 18 – Montagem da ferramenta na máquina CNC.

Antes de dar início à maquinação propriamente dita, foi necessário usar um apalpador para determinar o zero da ferramenta. Tendo o zero determinado, iniciou-se o facejamento, ilustrada na Figura 19.

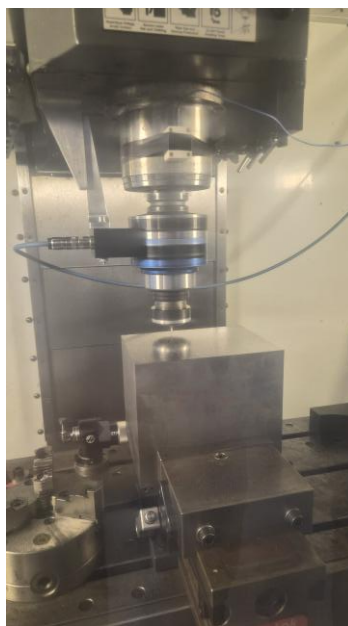


Figura 19 – Maquinagem de aço P20+Ni HH.

Apesar de terem sido registados os valores das três componentes da força, apenas foi analisada a resultante da componente F_x e F_y , uma vez que este é o plano da mesa da máquina. No que toca à análise das vibrações, a mesma abordagem foi tomada para o plano YZ, pela equivalência dos eixos. Na Figura 20, apresenta-se o bloco de aço maquinado após o primeiro ensaio.



Figura 20 – Bloco maquinado após o primeiro ensaio.

3.2.4. Caracterização das ferramentas de corte

A caracterização avançada das ferramentas de corte, tanto na sua condição original como após os ensaios, foi conduzida com recurso ao microscópio eletrónico de varrimento (SEM), equipado com um detetor de espectoscopia de raios-X. Numa primeira fase, com o objetivo de aferir a espessura exata da camada protetora depositada sobre o substrato, uma das fresas foi alvo de preparação destrutiva, tendo sido mecanicamente seccionada na sua secção transversal através de um processo de corte por serra. A observação desta interface foi realizada utilizando o detetor de eletrões secundários, cuja sensibilidade topográfica permitiu extrair a espessura do revestimento intacto.

Posteriormente à execução dos ensaios, a área de desgaste nas arestas da fresa foi avaliada no microscópio de varrimento eletrónico. Para ver o desgaste originado, as imagens foram obtidas recorrendo ao modo de imagem de eletrões secundários. A adoção deste detetor otimizou a visualização do contraste composicional, facilitando a identificação imediata das fronteiras entre o revestimento remanescente, as zonas de falha mecânica e as acumulações de material aderido.

Por fim, a avaliação dos mecanismos de desgaste e dos detritos presentes na zona de desgaste foi avaliada por SEM. Além de uma análise qualitativa, foi também efetuada uma avaliação quantitativa à zona de desgaste da ferramenta. Esta análise foi realizada de acordo com a norma ISO 8688-1. Segundo a norma, o desgaste das ferramentas divide-se em duas categorias: o desgaste progressivo, que resulta da perda gradual e contínua de material provocado pela fricção e ação abrasiva durante o processo de corte, e a fratura frágil (*chipping*), que ocorre da nucleação e propagação de fendas sob tensões termomecânicas cíclicas, o que resulta na perda de pequenos fragmentos do cortante. Assim, para quantificar de forma correta e padronizada esta degradação, a norma determina que a medição do desgaste do flanco (VB) deve ser feita segundo uma linha paralela à banda de desgaste e numa direção perpendicular à aresta de corte original, conforme a Figura 21. Além de normalizar a medição do desgaste das ferramentas de corte, a ISO 8688-1 impõe também valores limite para o desgaste de flanco que determinam o fim da vida útil da ferramenta, sendo este valor 0,35 mm [57].

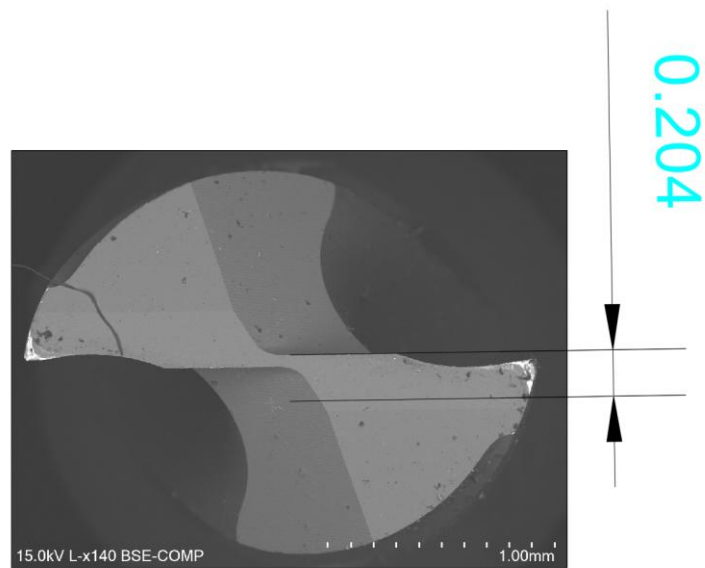


Figura 21 – Obtenção do desgaste de flanco no ensaio R1.

3.2.5. Avaliação da rugosidade superficial das peças maquinadas

No que toca à rugosidade da superfície maquinada, esta foi medida com recurso a um perfilómetro Mahr Perthometer M2 e de acordo com a norma DIN EN ISO 4288:1996 [58]. Utilizou-se um *cut-off* de 0,8 mm e um comprimento de medição de 5,6 mm. As medições foram apenas realizadas na direção do avanço da ferramenta.

4. Resultados e Discussão

Neste capítulo, são apresentados e discutidos os resultados obtidos nos ensaios experimentais realizados. A análise efetuada incide sobre a influência das condições de corte no desempenho das ferramentas revestidas, avaliando parâmetros como as forças de corte, as vibrações, o desgaste das ferramentas e a qualidade superficial das peças maquinadas. Sempre que adequado, os resultados serão interpretados à luz dos mecanismos de desgaste identificados e comparados com dados disponíveis na literatura, de forma a validar as tendências observadas e a evidenciar o contributo do presente estudo.

4.1. Caracterização do revestimento

No presente subcapítulo, apresenta-se a caracterização do revestimento depositado sobre as ferramentas de corte utilizadas nesta dissertação. A análise da secção transversal do revestimento foi feita por microscopia eletrónica de varrimento (SEM), sendo os respetivos resultados apresentados na Figura 22. A observação da secção transversal permite distinguir claramente duas regiões distintas: o substrato de metal duro e a camada de revestimento depositada sobre a sua superfície. Relativamente ao revestimento, verifica-se a presença de uma morfologia colunar característica dos revestimentos produzidos por deposição física em fase vapor (PVD), resultante dos mecanismos de crescimento inerentes a este processo de deposição, principalmente devido ao efeito de sombra (*shadowing effect*) [59]. Não foi possível diferenciar qualquer tipo de intercamada. Observa-se ainda que as colunas apresentam um crescimento contínuo ao longo de toda a espessura do revestimento, estendendo-se desde a interface revestimento-substrato até à superfície exterior da camada.

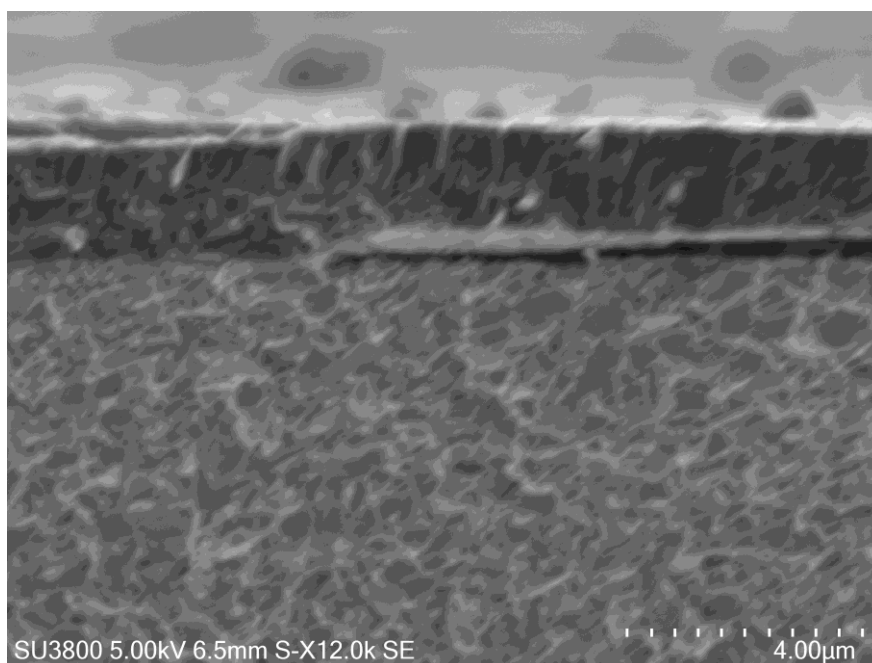


Figura 22 – Análise da camada de revestimento.

A determinação quantitativa da espessura da camada protetora foi efetuada através de medições lineares em quatro pontos distintos distribuídos ao longo da interface examinada. Assim, apurou-se uma espessura média de 1,77 μm para o revestimento original intacto.

A composição química avaliada por espectroscopia dispersiva de energia (EDS) mostra-se na Tabela 11.

Tabela 11 – Elementos detetados na zona de controlo do revestimento.

Elementos detetados	Percentagem atômica (% at.)
Azoto	60,70
Alumínio	15,98
Titânio	14,63
Carbono	8,69

A presença maioritária de azoto alumínio e titânio aponta para um revestimento da família dos nitretos de titânio e alumínio, portanto revelando ser um revestimento do sistema AlTiN. Este sistema tem normalmente uma estrutura cúbica de faces centradas (FCC) onde o titânio e o alumínio normalmente ocupam posições substitucionais na rede FCC, se a percentagem de alumínio não ultrapassar os 70% de percentagem atômica, sendo este o caso [60]. Adicionalmente, a análise da composição química revela que o teor de azoto é superior à soma das concentrações dos elementos metálicos presentes, sugerindo a existência de uma composição sobre-estequiométrica relativamente ao composto ideal do nitreto. Este excesso de azoto poderá estar associado às condições de deposição utilizadas, influenciando a microestrutura do revestimento e, conseqüentemente, as suas propriedades mecânicas e

tribológicas. A principal valência desta categoria de revestimentos AlTiN é a sua resistência à oxidação a altas temperaturas, uma vez que, durante o processo de corte, o calor intenso promove a difusão do alumínio contido no revestimento para a sua periferia, onde este reage com o oxigénio atmosférico e forma uma densa camada de óxido de alumínio [42, 61]. Esta camada atua como um isolante térmico de elevada eficácia que inibe a degradação da ferramenta, conferindo ao revestimento uma elevada estabilidade térmica e dureza a quente, características que o tornam a escolha ideal para maquinagem a seco.

Por fim, a presença de carbono no revestimento tem provavelmente origem de contaminação do revestimento, não tendo sido adicionado intencionalmente.

4.2. Forças de corte

A força de corte resultante máxima, obtida a partir da combinação das componentes F_x e F_y , encontra-se apresentada na Tabela 12. Deve-se notar que as forças de corte em ambos os eixos apresentam uma evolução crescente ao longo de cada ensaio experimental. Este aumento progressivo está diretamente associado à degradação gradual da ferramenta de corte, uma vez que o aumento do desgaste conduz ao aumento das forças necessárias para manter o progresso de remoção do material. Deste modo, o valor máximo da força de corte registado em cada ensaio corresponde ao valor observado no final da operação de maquinagem, momento em que o desgaste da ferramenta é mais pronunciado. Assim, este valor é utilizado como indicador representativo do estado final da ferramenta e da severidade das condições de corte. Assim, os valores da força de corte máxima encontram-se apresentados na Tabela 12. Para uma melhor interpretação da influência dos parâmetros de corte estudados, os resultados são igualmente representados graficamente na Figura 23, permitindo uma análise comparativa mais clara das tendências observadas entre os diferentes ensaios. Além disso, os gráficos onde apenas a profundidade de corte axial varia e a profundidade de corte radial e avanço por cortante são fixos estão presentes no Anexo A.

Tabela 12 – Força de corte resultante XY máxima, obtida a partir da combinação das componentes F_x e F_y para todas as fresas testadas.

Ensaio	Força XY máxima (N)
R1	146,2
R2	192,0
R3	94,4
R4	107,3
R5	170,3
R6	92,1
R7	155,9
R8	138,4
R9	214,1
R10	105,8
R11	200,1
R12	83,1
R13	144,2
R14	150,9
R15	177,9
R16	109,6
R17	122,6
R18	84,2

A avaliação conjunta da profundidade de corte radial (a_e), axial (a_p) e avanço por cortante (f_z) revelou interações complexas, evidenciando diferentes comportamentos, não podendo ser explicada por uma dependência isolada de cada parâmetro. De um modo geral, com o aumento do avanço por cortante, observa-se um comportamento não convencional das forças de corte, uma vez que a secção da apara removida é cada vez maior [62, 63, 64]. Os ensaios demonstram que, para condições idênticas de profundidade de corte radial e axial iguais, a adoção do avanço mais conservador gerou sistematicamente solicitações mecânicas superiores às registadas com o avanço mais elevado. Uma vez que é impossível as fresas apresentarem um raio de aresta igual a zero, existe sempre um raio de aresta inerente. Assim, ao impor um avanço de 0,01 mm/z, a espessura da apara aproxima-se ou é até inferior ao raio da aresta. Assim, o fenómeno de corte transita do corte puro para um regime de alto atrito e esmagamento plástico, designado por *ploughing* [38]. Este esmagamento induz um forte encruamento superficial na peça e eleva drasticamente as forças de repulsão radiais registadas pelo

dinamómetro. Por oposição, o uso de um avanço mais agressivo promove uma penetração eficaz no material.

No que toca à profundidade de corte axial, os resultados revelam que, ao aumentar o valor de 0,05 para 0,10 mm, regista-se o expectável aumento da força resultante máxima, associado ao aumento do volume de material removido por unidade de tempo [63]. No entanto, para o valor máximo de profundidade de corte axial (0,15 mm), existe uma queda generalizada dos valores da força. Uma vez que é fisicamente impossível que uma maior taxa de remoção de material resulte numa força de corte menor, esta anomalia indica a presença de um novo fenómeno termodinâmica, denominado amolecimento térmico. No contacto entre a peça e a ferramenta, existe uma concentração extrema de calor na zona de corte. Com o aumento da temperatura, o material a maquinar sofre um amolecimento forte, o que diminui a sua resistência mecânica. Desta forma, a força registada pelo dinamómetro é menor, uma vez que o material de base se deforma mais facilmente [53], [65].

Finalmente, em relação à profundidade de corte radial, foi possível observar novamente o paradoxo do aumento da área de contacto entre a ferramenta e a peça não gerar uma maior força de corte. O pico máximo da força foi atingido com a profundidade de corte radial intermédia ($a_e = 1,84$ mm), aliada com o avanço por cortante e profundidade de corte axial mais conservadores, e vai decrescendo com o aumento dos três parâmetros. Isto deve-se a uma sobreposição dos efeitos de atrito extremo com o amolecimento térmico do material. Num regime de *full slotting*, o tempo e a área de contacto da aresta com a peça são consideráveis e ininterruptos [66]. Além disso, foi demonstrado que, ao operar com avanços diminutos sobre trajetórias de corte longas, a ferramenta perde o seu afiamento e a relação entre a taxa de avanço e o raio da aresta degrada-se rapidamente [67]. O efeito *ploughing* contínuo ao longo de toda a área submersa induz um encruamento mecânico e uma resistência friccional de tal magnitude que anulam completamente os efeitos colaterais de suavização do amolecimento térmico.

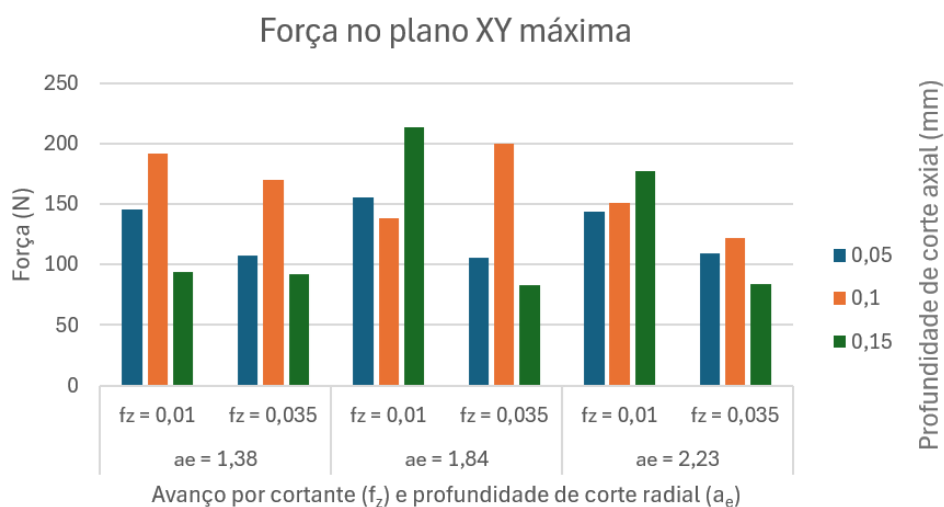


Figura 23 – Evolução da força máxima de corte (resultante no plano XY) em função da profundidade de corte radial (mm), axial (mm) e avanço por cortante (mm/z).

4.3. Vibrações

Neste capítulo, são apresentados e discutidos os resultados de vibrações obtidos pelo acelerômetro durante a maquinagem. A Figura 24 representa a evolução das vibrações adquiridas no ensaio de condição R1, representativa para todas as evoluções e respetiva regressão linear das velocidades em cada eixo.

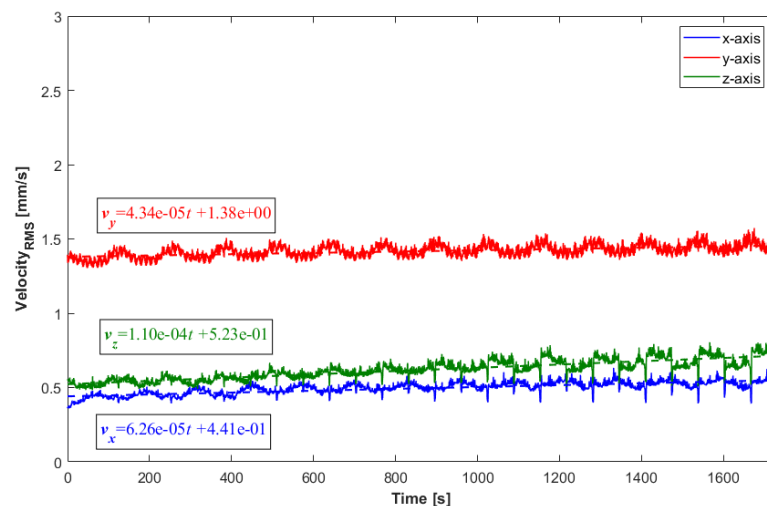


Figura 24 – Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R1 de maquinagem.

A figura revela que a evolução temporal da velocidade RMS é típica de um processo de corte estável, sem instabilidade ou ressonância. Ao longo do ensaio, as amplitudes vibratórias não ultrapassaram os 1,6 mm em todos os eixos. A decomposição vetorial do sinal evidencia comportamentos mecânicos distintos. No eixo Y, que corresponde ao eixo X negativo da máquina, regista-se a maior magnitude inicial de vibração, com cerca de 1,4 mm/s, sendo isto uma consequência direta do impacto frontal direto entre a ferramenta e a peça a maquinar. Contudo, é no eixo Z, que corresponde ao eixo Y invertido da máquina, que se observa a maior taxa de degradação ao longo do tempo. Apesar de iniciar o corte com valores inferiores, o declive da reta de regressão é maior, o que comprova que o desgaste dos cortantes prejudica a eficácia radial da ferramenta. Adicionalmente, é possível observar, em todos os eixos, uma oscilação periódica, induzida pela maquinagem em concordante e discordante.

Os valores do declive e da ordenada na origem, relativos a todos os ensaios realizados encontram-se sintetizados na Tabela 13. Adicionalmente, de forma a facilitar a interpretação dos resultados, a sua evolução gráfica é apresentada entre a Figura 25 e Figura 28. À semelhança do verificado para as forças de corte, os gráficos em que se varia exclusivamente a profundidade de corte axial, mantendo constantes a profundidade de corte radial e o avanço por cortante, foram compilados no Anexo A. Por fim, o Anexo B reúne os gráficos da velocidade RMS obtidos através do algoritmo usado em MatLab®.

Tabela 13 – Valores de declive e ordenada na origem obtidos.

Ensaio	b (X CNC)	m (X CNC) x 10⁵	b (Y CNC)	m (Y CNC) x 10⁵
R1	1,38	4,34	0,523	11,00
R2	1,12	30,70	0,562	39,00
R3	1,70	24,90	0,769	35,10
R4	1,77	38,60	0,826	47,90
R5	1,41	36,10	0,808	49,40
R6	1,87	49,60	1,080	54,10
R7	1,63	11,50	0,716	26,20
R8	1,69	22,20	0,595	40,90
R9	1,52	35,00	0,784	45,80
R0	1,62	35,30	0,716	46,90
R11	1,55	80,20	0,993	82,20
R12	1,96	43,70	1,070	55,80
R13	1,84	1,11	0,640	0,12
R14	1,75	16,00	0,701	33,40
R15	0,99	40,60	0,503	54,60
16	1,25	12,60	0,554	63,50
R17	1,36	70,90	1,010	90,50
R18	1,54	49,90	0,818	67,80

A maior magnitude de vibração observada na direção do avanço (eixo X) explica-se pela própria configuração cinemática do facejamento, onde a ferramenta e a progressão do corte fazem com que a força principal atue diretamente na direção do movimento da mesa, tornando esta componente vetorial dominante e com maior impacto mecânico inicial [53]. Em contrapartida, existe uma maior taxa de degradação e agravamento das vibrações no eixo transversal ao movimento (eixo Y), uma vez que, junto com a força axial e a potência consumida, a força de corte transversal é um dos parâmetros mais sensíveis e reativos à evolução do desgaste da ferramenta [68]. À medida que o cortante perde o seu afiamento e o seu mecanismo de desgaste transita de abrasão para uma fase de adesão, com a formação de aresta postiça, a instabilidade mecânica e a dispersão das vibrações tornam-se mais evidentes e pronunciadas no eixo transversal [68].

Relativamente ao avanço por cortante, a degradação vibratória acelerada ao utilizar 0,035 mm/z, em oposição ao valor mais conservador de 0,01 mm/z, deve-se ao facto de avanços mais elevados gerarem uma apara não deformada mais espessa, o que prolonga o contacto entre a apara e a ferramenta e exige uma aplicação de forças mais severa. Esta agressividade induz uma resposta de alta amplitude no sistema, elevando não só a vibração, mas também o consumo de potência da máquina e o desgaste acelerado devido á dificuldade do sistema dissipar o calor gerado tão rapidamente [32, 66]. Por outro lado, um avanço mais conservador, promove um penetramento suave na peça a maquinar, o que induz um melhor amortecimento natural do sistema [66].

Finalmente, o comportamento da vibração em função da profundidade de corte axial apresenta duas fases distintas. Em primeiro lugar, a subida inicial da degradação ao passar de 0,05 mm para 0,10 mm é o resultado mecânico direto do aumento do volume de material a remover, o que intensifica proporcionalmente as forças e a pressão de corte na interface, o que induz uma maior deflexão na ferramenta e, por conseguinte, a mais vibrações [66]. Contudo, a quebra expressiva e contraintuitiva na degradação da vibração ao atingir a profundidade máxima de 0,15 mm é justificada pelo fenómeno de amolecimento térmico, previamente descrito no subcapítulo anterior.

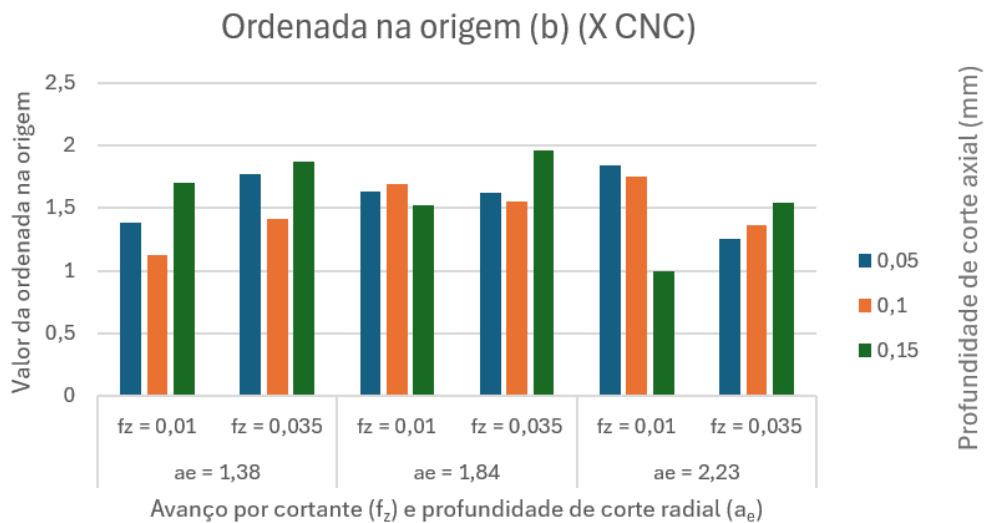


Figura 25 – Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC em função da profundidade de corte axial (mm), radial (mm) e avanço por cortante (mm/z).

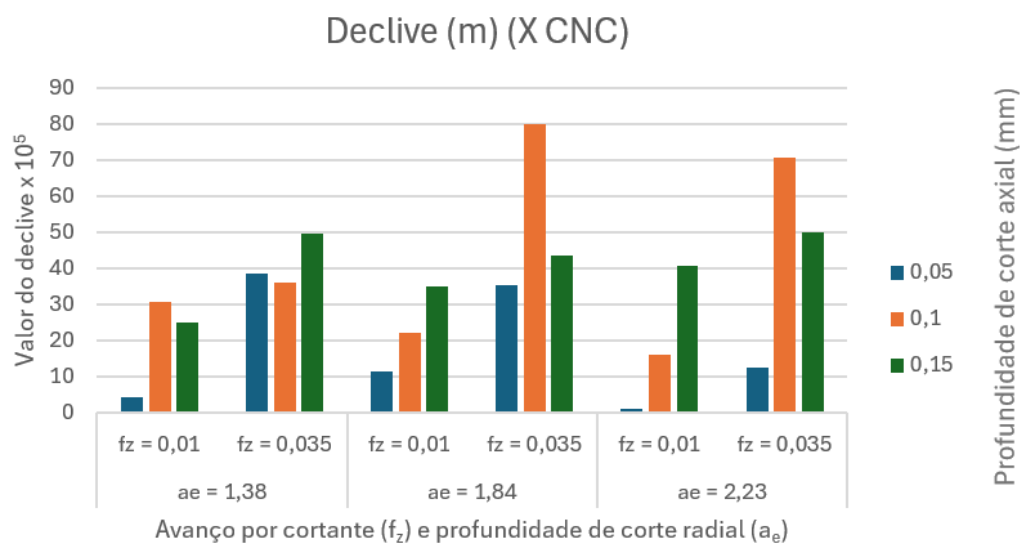


Figura 26 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC em função da profundidade de corte axial (mm), radial (mm) e avanço por cortante (mm/z).

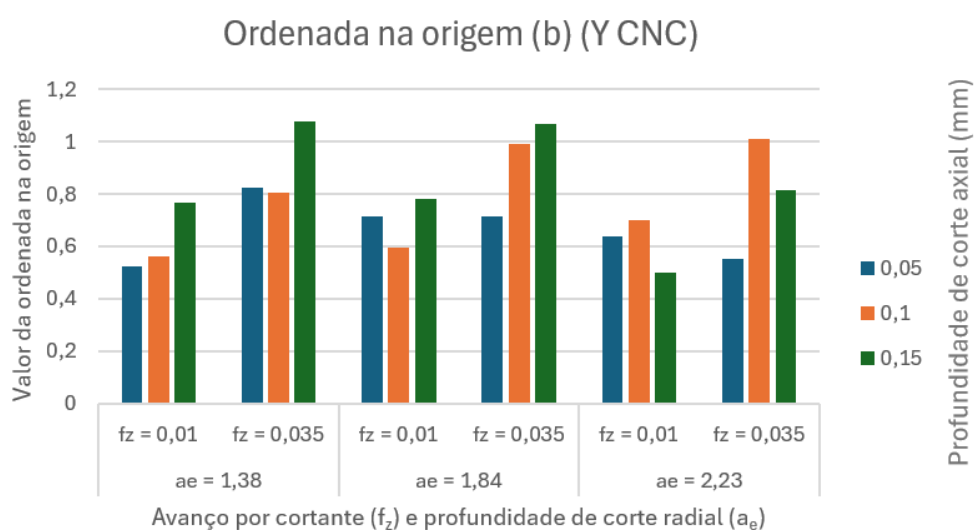


Figura 27 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC em função da profundidade de corte axial (mm), radial (mm) e avanço por cortante (mm/z).

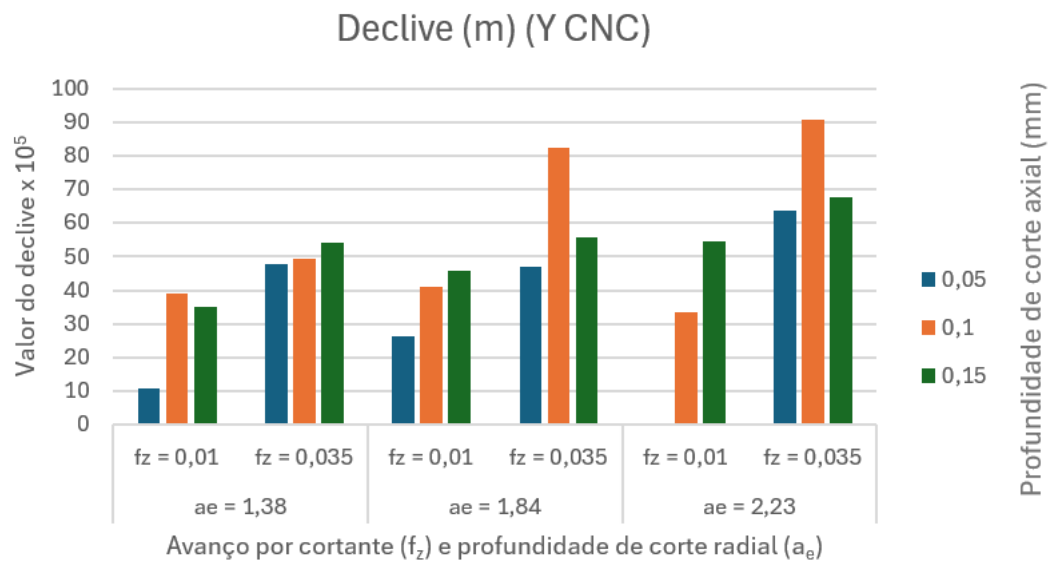


Figura 28 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC em função da profundidade de corte axial (mm), radial (mm) e avanço por cortante (mm/z).

4.4. Rugosidade

No presente capítulo, serão apresentados os resultados de rugosidades longitudinal, na direção do avanço da fresa. Na Tabela 14, estão resumidos os resultados obtidos.

Tabela 14 – Resultados de rugosidade longitudinal medidos na superfície do bloco maquinado

Ensaio	Rugosidade longitudinal (μm)
R1	0,152
R2	0,121
R3	0,118
R4	0,137
R5	0,263
R6	0,387
R7	0,105
R8	0,125
R9	0,119
R10	0,167
R11	0,341
R12	0,292
R13	0,143
R14	0,147
R15	0,116
R16	0,213
R17	0,462
R18	0,250

Relativamente ao avanço por cortante, verificou-se que a utilização de um avanço mais conservador mantém as rugosidades baixas, devido ao modelo geométrico e cinemático da formação de superfície. O perfil de rugosidade teórico é regido por uma relação quadrática com o avanço por cortante e inversamente proporcional ao raio de ponta da ferramenta, como demonstrado na Equação (2). Desta forma, quanto menor for o avanço por cortante, menor será a marca entre passagens, gerando um perfil liso [62, 69]. Além de ser um parâmetro que influencia drasticamente a rugosidade [32], o avanço por cortante aumenta drasticamente a energia de deformação e a incidência de vibrações [70].

$$R_a \approx \frac{f_z^2}{8} \times R \quad (2)$$

No regime de maior avanço, o pico de rugosidade registado ao aumentar a profundidade de corte axial de 0,05 mm para 0,10 mm acontece devido ao aumento de material a remover por passagem e, consequentemente, as forças de corte na interface [66, 71]. Esta solicitação

provoca deflexões microscópicas na ferramenta e amplifica as vibrações transversais, o que promove uma maior rugosidade na peça. Contudo, a diminuição contraintuitiva dos valores de rugosidade ao atingir a profundidade axial máxima de 0,15 m é, mais uma vez, produto do fenómeno do amolecimento térmico [72, 73]. Adicionalmente, embora o avanço por cortante seja um dos parâmetros mais influentes na qualidade superficial, o seu aumento está igualmente associado a maiores níveis de energia de deformação plástica e a uma maior suscetibilidade à ocorrência de vibrações no sistema máquina-ferramenta-peça, al como discutido anteriormente.

Por fim, a verificação de que o aumento contínuo da profundidade de corte radial agrava progressivamente os picos de rugosidade e culmina no pior acabamento possível durante a operação de *full slotting* prende-se com a evolução cinemática do arco de contacto. O envolvimento radial determina o ângulo de imersão mecânica e a área total da apara a ser removida num único ciclo de corte, desde o primeiro contacto entre a peça e o cortante até à saída [65, 66]. Ao operar em *full slotting*, toda a resta de corte está continuamente em trabalho, sujeitando a ferramenta a forças vetoriais opostas, impactos máximos e calor severo, sem tempo para descompressão e arrefecimento. Estes fatores, não só contribuem para uma fraca evacuação da apara, uma vez que estas são forçadas contra a face cortada, mas também sujeitam a máquina e o dispositivo de aperto da peça a vibrações elevadas durante o processo de maquinagem [62]. Na Figura 29, apresenta-se o gráfico resumo dos ensaios relativamente à rugosidade.

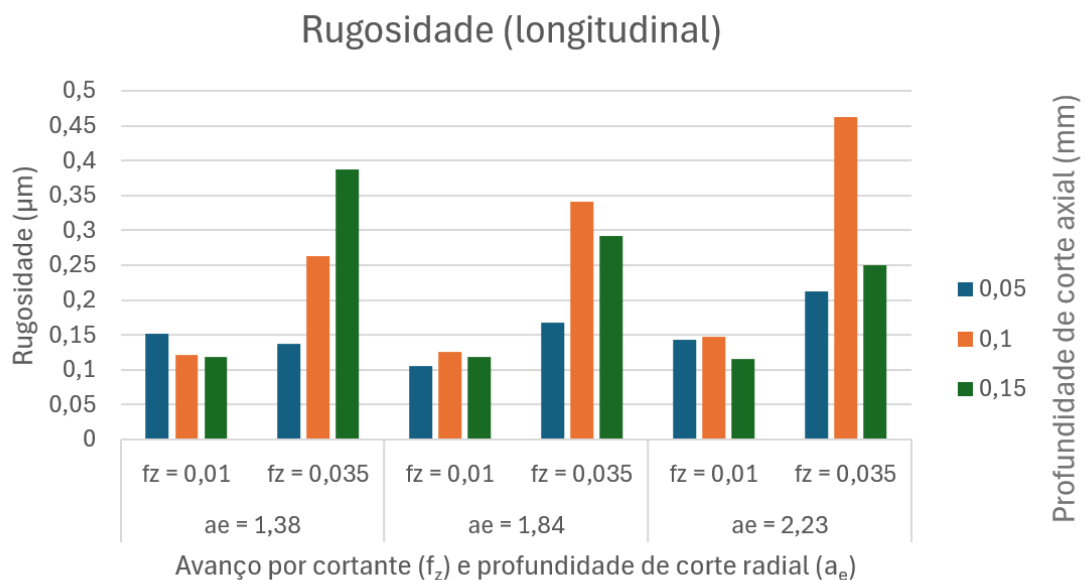


Figura 29 – Evolução da rugosidade transversal obtida nos ensaios em função da profundidade de corte axial (mm), radial (mm) e avanço por cortante (mm/z).

4.5. Desgaste das ferramentas

Para concluir a análise do desempenho da maquinagem, este subcapítulo avalia a evolução do desgaste físico das ferramentas.

4.5.1. Análise quantitativa do desgaste

A análise baseia-se na medição quantitativa estipulada pela norma ISO 8688-1, validada pela observação dos mecanismos de adesão e abrasão através de microscopia eletrónica de varrimento (SEM). A Figura 30 apresenta os três primeiros ensaios, R1, R2 e R3, para uma avaliação qualitativa do desgaste, representativo para todas as ferramentas.

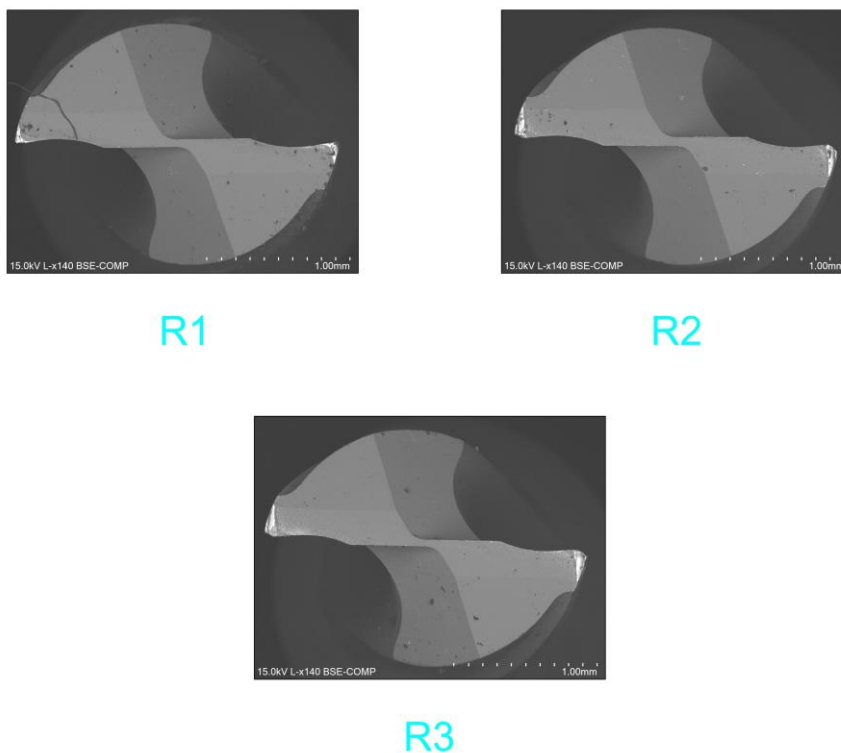


Figura 30 – Imagens obtidas pelo SEM das ferramentas do ensaio R1, R2 e R3.

No ensaio R1, a ferramenta exibe uma banda de desgaste de flanco estreita e uniforme, indicadora de um desgaste abrasivo estável que preserva a integridade da aresta original. Com o aumento da profundidade de corte axial em R2, regista-se um aumento na zona desgastada, acompanhada por sinais de desintegração do revestimento, o que revela a transição para um regime de desgaste mais severo e não uniforme. Por fim, no ensaio R3, sujeito á profundidade de corte axial máxima, a morfologia altera-se, com a ocorrência de adesão severa. A acumulação de material de base brasado na ferramenta denuncia a presença de aresta postiça.

Para a análise quantitativa, foram medidos os desgastes de flanco para ambos os cortantes para todas as ferramentas e calculada a média para cada ferramenta. Os resultados estão evidenciados na Tabela 15, e para melhor visualização representados na Figura 31.

Tabela 15 – Média do desgaste do flanco dos ensaios.

Ensaio	Desgaste do flanco (VB) (mm)
R1	0,20
R2	0,29
R3	0,29
R4	0,22
R5	0,21
R6	0,25
R7	0,28
R8	0,25
R9	0,29
R10	0,20
R11	0,26
R12	0,22
R13	0,20
R14	0,21
R15	0,30
R16	0,23
R17	0,19
R18	0,21

O impacto substancial do avanço por cortante na vida útil, onde o valor de 0,035 mm/z acelerou significativamente o desgaste, quando comparado com 0,01 mm/z, deve-se ao facto deste parâmetro ser a variável mais influente na progressão rápida do desgaste [62]. Além disso, um avanço por cortante elevado cria tensões mecânicas elevadas e maior geração de calor, o que promove a degradação térmica da ferramenta [66]. Este parâmetro também promove um aumento de raio de aresta da ferramenta por via do desgaste abrasivo [74].

Relativamente à profundidade de corte axial, o agravamento do desgaste na transição de 0,05 mm para 0,10 mm é o resultado direto do aumento da superfície de contacto e do aumento da pressão na interface [66]. Contudo, a estabilização paradóxica do desgaste aos 0,15 mm acontece devido aos efeitos do amolecimento térmico, uma vez que a taxa de

desgaste pode decrescer após um aumento inicial da profundidade, devido a alterações na dinâmica térmica [63]. No entanto, se o material a maquinar for submetido a cargas térmicas extremas, este vai formar uma barreira física protetora contra a abrasão, estabilizando temporariamente a progressão do desgaste do substrato [73].

Por fim, é possível observar que o aumento da profundidade de corte radial aumenta de forma notável o desgaste, uma vez que, no caso de um cenário de *full slotting*, a aresta de corte enfrenta um aprisionamento térmico severo, sem períodos para arrefecimento. Este mecanismo sujeita a ferramenta a impactos máximos e vibrações que aceleram a falha do revestimento e da aresta [65]. Na Figura 31, apresenta-se, sobre a forma gráfica, os resultados do desgaste de flanco dos ensaios.

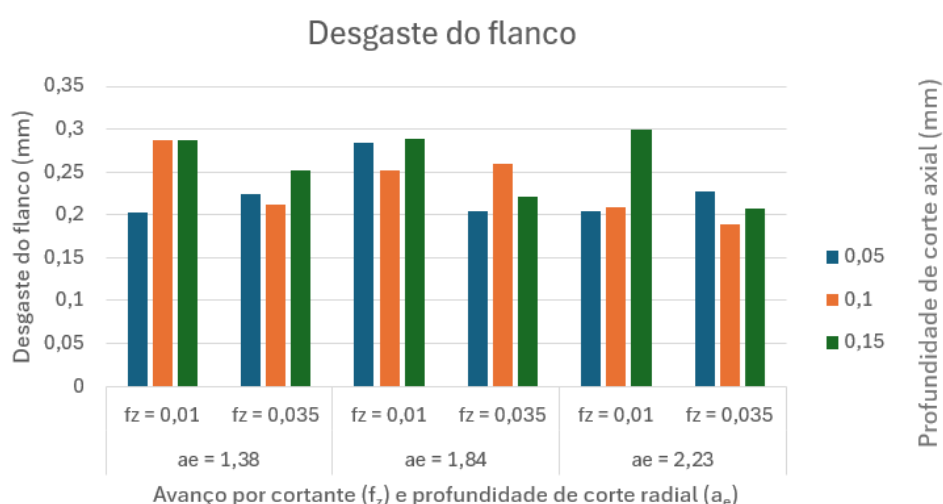


Figura 31 – Evolução do desgaste do flanco em função da profundidade de corte radial (mm), axial (mm) e avanço por cortante (mm/z).

4.5.2. Identificação dos mecanismos de desgaste

No seguinte subcapítulo, apresenta-se a caracterização morfológica e química dos mecanismos de desgaste desenvolvidos nas ferramentas, com o intuito de compreender a influência direta do incremento da sollicitação termodinâmica no tempo de vida útil da ferramenta. A avaliação da integridade das arestas de corte foi suportada pela observação topográfica com recurso a microscopia eletrónica de varrimento em modo de eletrões eletrodifundidos. Tal como nos capítulos anteriores, serão apresentadas apenas algumas imagens do desgaste, representativos dos outros ensaios. Posteriormente, será elaborada uma síntese dos resultados obtidos nos restantes ensaios.

Para dar início à análise, na Figura 32 e Tabela 16 encontram-se, respetivamente, a análise BSE da ferramenta do primeiro ensaio e a composição química obtida.

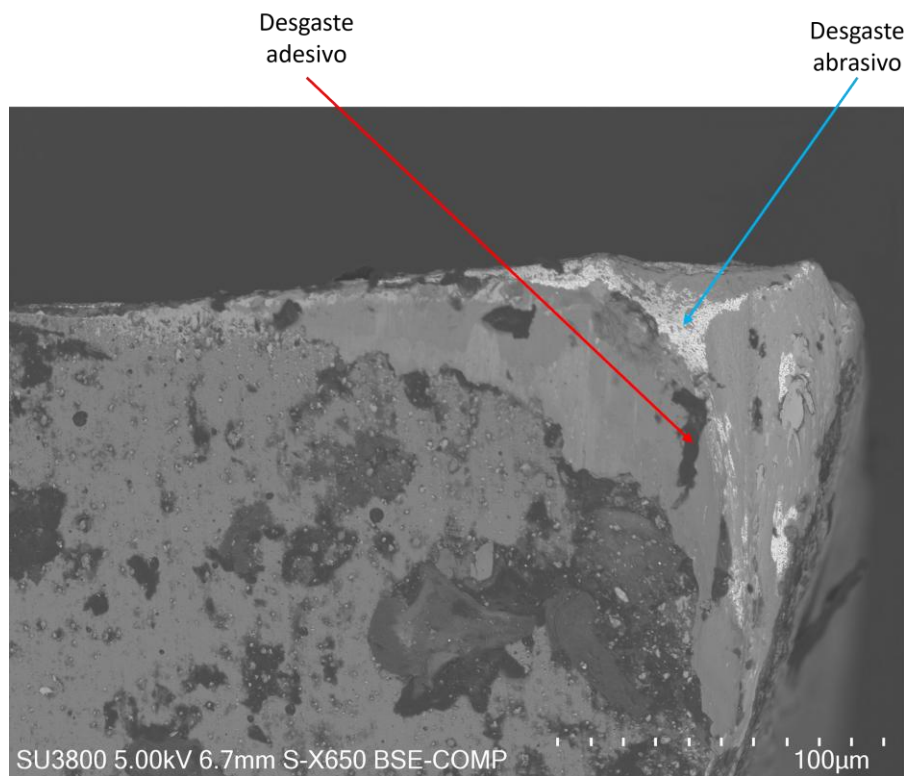
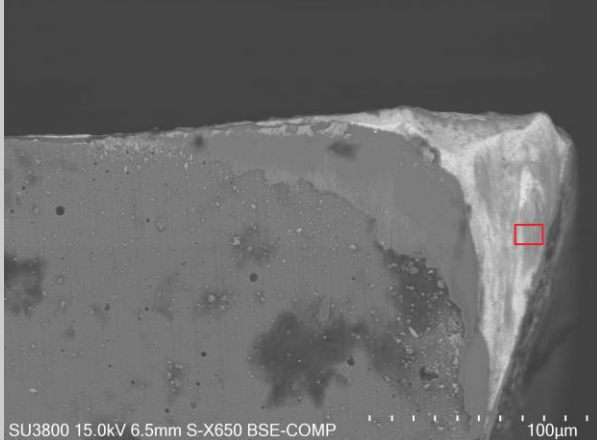
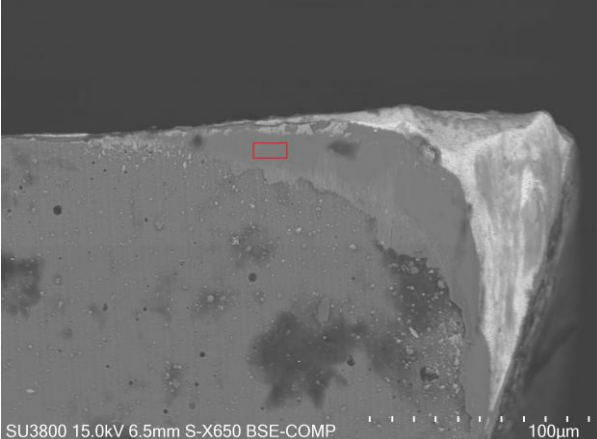
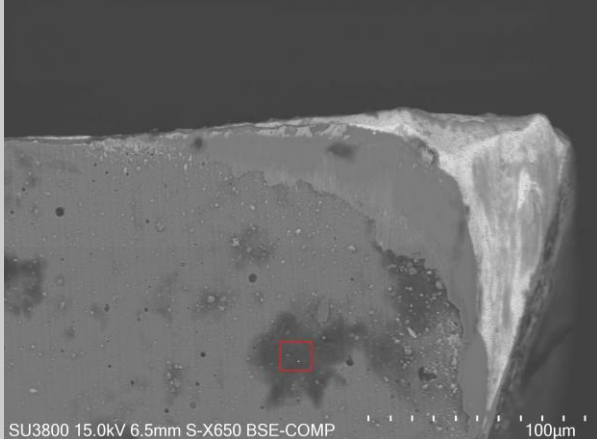


Figura 32 – Análise BSE da ferramenta do ensaio R1.

A partir da Figura 32, verifica-se o desenvolvimento de uma zona de desgaste de flanko regular e delimitado, cuja superfície lisa (faixa branca) indicia a atuação predominante de um mecanismo de desgaste abrasivo contínuo. Em sobreposição a este fenómeno, destacam-se depósitos de tons cinzentos claros ao longo da linha de corte. Este contraste indica visualmente a ocorrência de um desgaste adesivo, resultante da transferência e fixação mecânica do material da peça maquinada devido à pressão e atrito localizado.

Tabela 16 – Análise química da ferramenta do ensaio R1.

Zona a analisar	Elementos detetados (% at.)
 SU3800 15.0kV 6.5mm S-X650 BSE-COMP 100µm	Ferro – 30,5% at. Carbono – 25,5% at. Oxigénio – 25,0% at. Tungsténio – 9,7% at. Cobalto – 5,4% at. Crómio – 3,2% at. Vanádio – 0,7% at.
 SU3800 15.0kV 6.5mm S-X650 BSE-COMP 100µm	Azoto – 28,5% at. Titânio – 24,3% at. Ferro – 24,1% at. Alumínio – 23,0% at.
 SU3800 15.0kV 6.5mm S-X650 BSE-COMP 100µm	Azoto – 51,5% at. Alumínio – 23,1% at. Titânio – 22% at. Carbono – 3,4% at.

A primeira linha da Tabela 16 representa a principal aresta de corte que estava em contacto com o bloco a maquinar. A presença de tungsténio e cobalto, aliada à ausência de titânio, alumínio e azoto, prova que a camada revestida da ferramenta foi removida por abrasão. A presença de ferro, carbono e crómio correspondem diretamente aos elementos constituintes do aço P20 maquinado, denunciando a presença de formação de aresta postiça. Finalmente, a

presença de oxigénio reflete o impacto das temperaturas elevadas atingidas na zona de corte dada a falta de lubrificação. O oxigénio atmosférico reagiu rapidamente com o material da peça aderido e com os elementos da ferramenta, provocando oxidação que atua diretamente na interface do desgaste [75]. Na zona de transição entre a aresta de corte e a zona que não tocou no aço, correspondente à segunda linha da Tabela 16, verifica-se uma mistura entre os elementos do revestimento e ferro. Esta composição indica a fronteira de interação termomecânica da fresa, uma vez que o revestimento ainda não falhou, mas está sujeito a um forte atrito e à transferência do material da peça para a ferramenta, o que marca o início do desgaste adesivo [66, 75]. Na zona longe do ponto de contacto, correspondente à terceira linha da Tabela 16, a deteção quase exclusiva de azoto, alumínio e titânio confirma a assinatura química original do revestimento. A pequena percentagem de carbono é típica de contaminações ambientais pontuais e não indica desgaste [66].

Na Figura 33 e Tabela 17 encontram-se, respetivamente, a análise BSE da ferramenta do ensaio R2 e a composição química obtida.

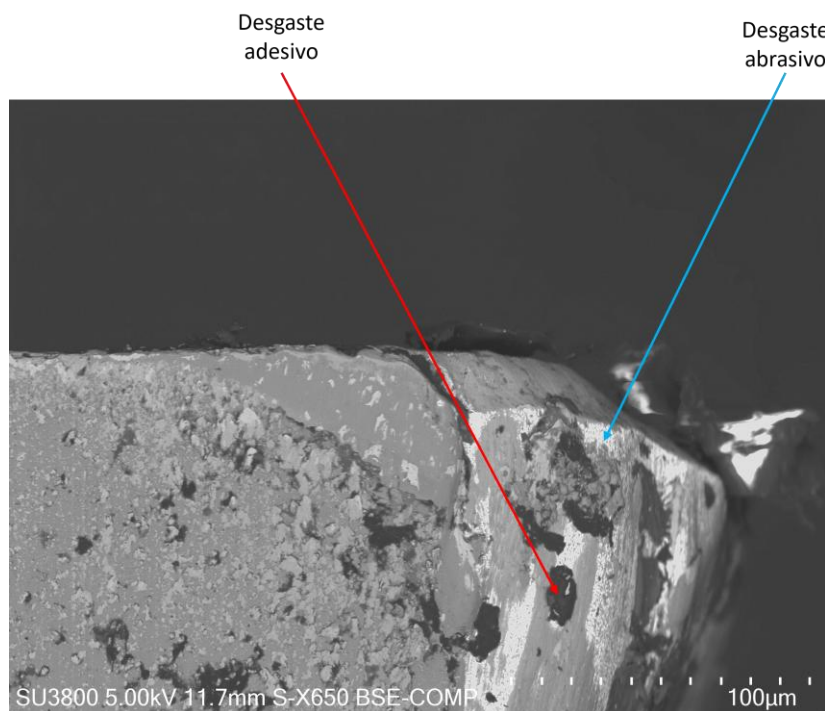
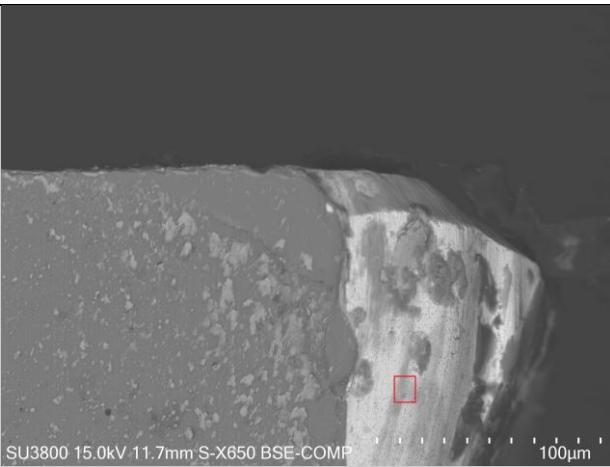
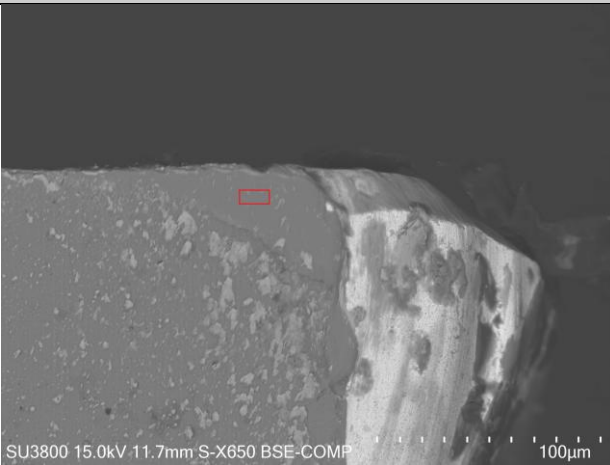
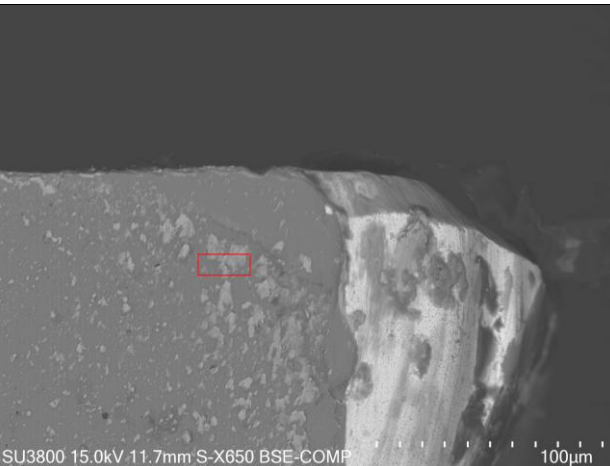
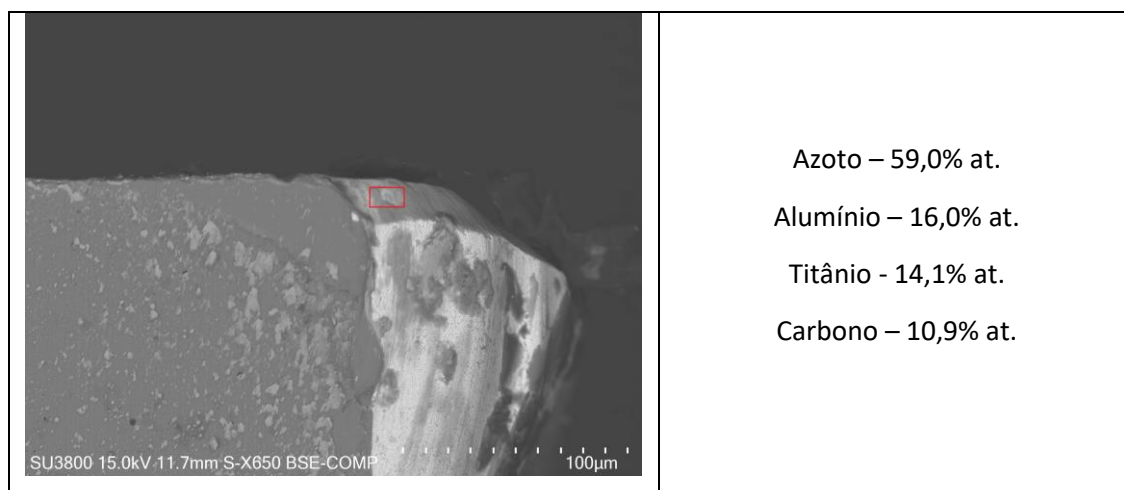


Figura 33 – Análise BSE da ferramenta do ensaio R2.

A partir da Figura 33, verifica-se um alargamento substancial da banda de desgaste de flanco, quando comparada com R1, cuja fronteira com o revestimento intacto se apresenta acentuadamente irregular e fragmentada. Simultaneamente, constata-se um agravamento severo do desgaste adesivo, materializado por depósitos irregulares de elevada luminosidade (tons brancos) distribuídos ao longo da aresta de corte e da face de alívio. Estes fortes contrastes composicionais atestam não só uma maior transferência de material da peça maquinada, como também a provável exposição pontual do substrato de metal duro face ao aumento da solicitação termomecânica.

Tabela 17 – Análise química da ferramenta do ensaio R2.

Zona a analisar	Elementos detetados (% at.)
	Oxigénio – 70,3% at. Silício – 16,4% at. Estrôncio – 11,6% at. Alumínio – 1,7% at. Titânio – 0,1% at.
	Azoto – 60,7% at. Alumínio – 16,0% at. Titânio – 14,6% at. Carbono – 8,7% at.
	Azoto – 43,1% at. Titânio – 23,6% at. Alumínio – 21,3% at. Oxigénio – 9,0% at. Carbono – 2,4% at. Ferro – 0,7% at.



Os resultados da análise química traduzem de forma clara evolução da degradação da ferramenta durante o facejamento a seco. A análise da segunda e quarta linha da Tabela 17 confirma a preservação integral do revestimento protetor, com uma composição dominada por azoto, alumínio e titânio. Tal como na análise de R1, o teor em carbono nestas zonas de controlo resulta de uma contaminação ambiental pontual, não sendo um indicador de desgaste [45].

Na zona de transição irregular, correspondente à terceira linha da Tabela 17, os dados ilustram a fronteira exata do sistema termomecânica. Embora o revestimento ainda subsista, a presença de ferro confirma o início do processo de adesão do P20 contra a ferramenta. A Introdução de oxigénio denuncia a ativação da oxidação promovida pelo aumento da temperatura na aresta de corte [75].

Em relação ao ponto extremo da ferramenta, retratado na primeira linha da Tabela 17, verifica-se que, dada a ausência quase total de titânio e alumínio comprova a destruição do revestimento. O elevado teor de oxigénio é indicativo de uma oxidação severa, promovida pelas elevadas temperaturas de corte. Verifica-se também uma presença contraditória de estrôncio, dado que nem o aço P20 nem o substrato da ferramenta possuem estrôncio na sua composição. Desta forma, conclui-se que este resultado é um falso positivo provocado pela sobreposição de picos de energia.

Finalmente, na Figura 34 e Tabela 18 encontram-se, respetivamente, a análise BSE da ferramenta do ensaio R3 e a composição química obtida.

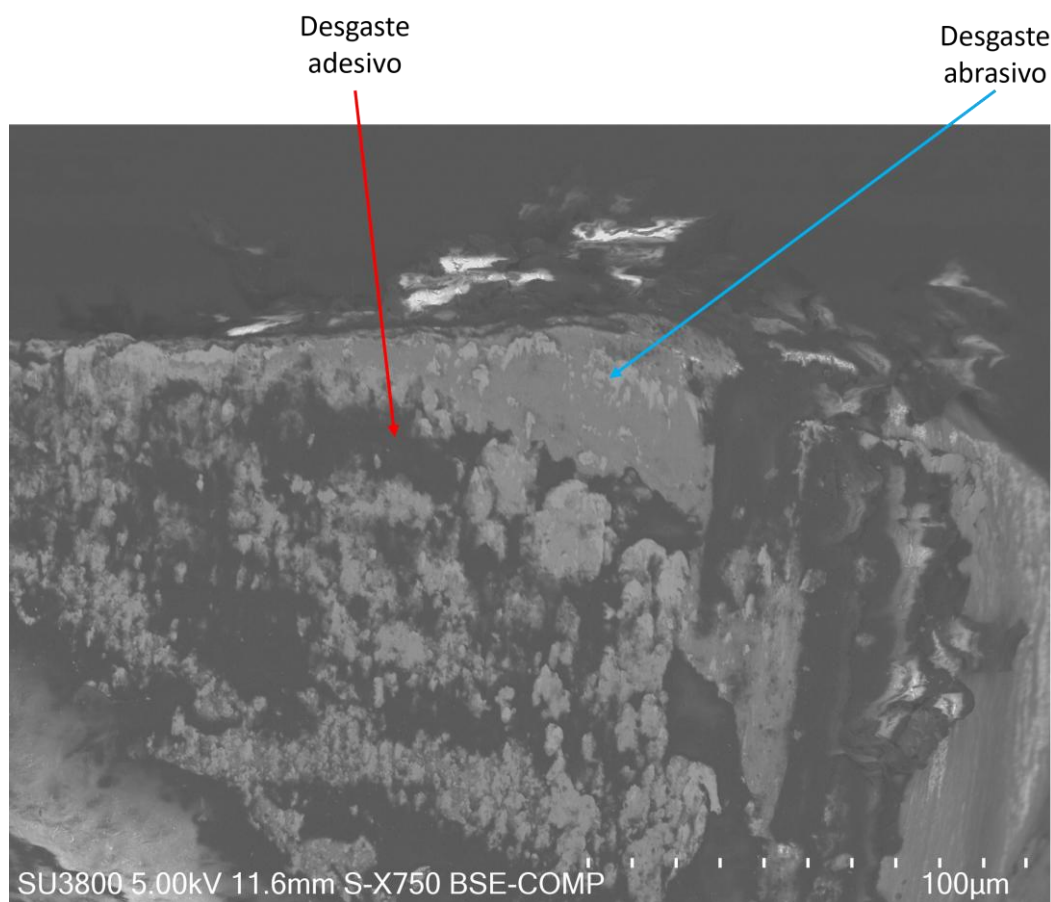
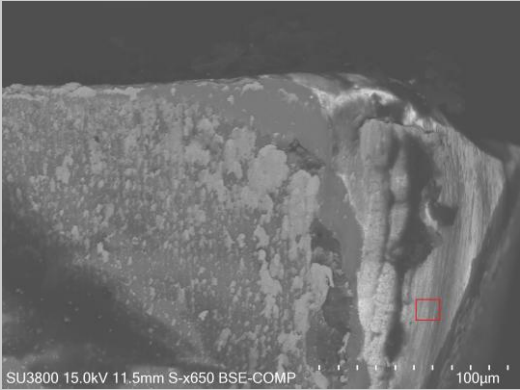


Figura 34 – Análise BSE da ferramenta do ensaio R3.

Nesta condição de maior severidade termomecânica, dada a profundidade de corte axial máxima de 0,15 mm, regista-se uma alteração topográfica drástica, na qual a geometria original da aresta e do raio de canto se encontram danificados por uma acumulação de material. Esta massa aderida exhibe uma morfologia rugosa e estratificada, caracterizando-se por um forte contraste luminoso que se expande de forma irregular e caótica pela zona de corte. Visualmente, este cenário indica uma formação de aresta postiça, consequência da intensa plastificação do aço P20+Ni HH.

Tabela 18 – Análise química da ferramenta do ensaio R3.

Zona a analisar	Elementos detetados (% at.)
 SU3800 15.0kV 11.5mm S-x650 BSE-COMP 100µm	Oxigénio – 53,7% at. Carbono – 19,0% at. Tungsténio – 10,8% at. Ferro – 6,3% at. Cobalto – 5,2% at. Manganês – 2,0% at. Crómio – 2,0% at. Vanádio – 1,0% at.
 SU3800 15.0kV 11.5mm S-x650 BSE-COMP 100µm	Azoto – 42,6% at. Alumínio – 22,1% at. Titânio – 21,6% at. Oxigénio – 7,5% at. Carbono – 5,7% at. Ferro – 0,6% at.
 SU3800 15.0kV 11.5mm S-x650 BSE-COMP 100µm	Ferro – 45,9% at. Oxigénio – 35,0% at. Carbono – 10,2% at. Titânio – 3,1% at. Crómio – 3,0% at. Alumínio – 1,5% at. Silício – 1,4% at.

	Carbono – 92,1% at. Oxigênio – 4,2% at. Silício – 1,4% at. Estrôncio – 1,4% at. Ferro – 0,5% at. Selênio – 0,1% at.
	Carbono – 39,0% at. Oxigênio – 18,6% at. Titânio – 13,4% at. Alumínio – 12,8% at. Azoto – 10,5% at. Ferro – 5,6% at.

A análise química dos diferentes pontos reflete com clareza o regime de extrema instabilidade ao operar com a profundidade axial máxima. Na área mais recuada e periférica, correspondente à segunda linha da Tabela 18, a detecção predominante de azoto, alumínio e titânio confirma que o revestimento preservou a sua integridade estrutural nas zonas de menor impacto mecânico, apresentando apenas contaminações superficiais de oxigênio e ferro, típicas da fronteira da zona de atrito. Contudo, na periferia da grande massa aderida, correspondente à primeira linha da Tabela 18, a queda abrupta dos elementos do revestimento e o forte registro de tungstênio e cobalto comprovam o desgaste abrasivo total da película protetora, expondo o substrato de carboneto de tungstênio. Esta zona exposta sofre uma oxidação severa, dado o elevado teor de oxigênio, impulsionada pelas altas temperaturas da maquinagem, acompanhada da transferência dos elementos da peça como ferro, manganês, cromo e vanádio. Em relação ao núcleo de massa volumosa brilhante, detalhada na terceira coluna da Tabela 18, a composição é dominada por ferro e oxigênio, juntamente com frações de carbono, cromo e silício, refletindo a composição do P20. Este aglomerado corresponde a uma aresta postíça, dado que o calor excessivo e a dissipação insuficiente de calor induziram o amolecimento térmico e a plastificação do aço, promovendo um processo de soldadura a frio. Na zona base de suporte adjacente à acumulação, correspondente à quinta linha da Tabela 18, a mistura de elementos residuais do revestimento com elevados teores de carbono, oxigênio e ferro ilustra uma fronteira de degradação onde o calor não só facilitou a adesão como catalisou uma forte carbonização e desgaste oxidativo da superfície remanescente. Por fim, as manchas escuras, ilustradas na quarta coluna da Tabela 18, acusam a presença de carbono e vestígios de estrôncio e selênio. Quando a diferença energética entre as linhas de emissão é inferior à

Resultados e Discussão

resolução do detetor, o *software* interpreta erradamente essa sobreposição como elementos inexistentes na amostra [76]. Assim, esta quarta zona representa unicamente uma deposição carbónica confinada.

5. Conclusão

Neste capítulo, apresentam-se as conclusões gerais resultantes do estudo experimental sobre o facejamento do aço P20+Ni HH, estabelecendo a correlação entre os parâmetros de corte e os indicadores de desempenho analisados. Adicionalmente, são delineadas perspectivas de desenvolvimento para investigações futuras nesta área de especialidade.

5.1. Conclusões finais

O presente trabalho desenvolveu um estudo aprofundado sobre a maquinabilidade do aço P20+Ni HH, um material de referência na indústria dos moldes para injeção de plástico, utilizando fresas de carboneto de tungstênio revestidas. Além disso, foi estudada a qualidade superficial da peça maquinada e a longevidade das ferramentas utilizadas. A investigação iniciou-se com uma pesquisa detalhada de bibliografia e revisão do estado da arte, que estabeleceu os fundamentos teóricos da mecânica do corte, da cinemática da fresagem, da dinâmica de vibrações estruturais e da integridade superficial, além de enquadrar os mecanismos de degradação e os critérios de fim de vida útil das ferramentas em conformidade com a norma ISO 8688-1. A metodologia experimental compreendeu o planejamento e execução de uma matriz sistemática de ensaios num centro de maquinagem CNC. O processo foi monitorizado em tempo real através da aquisição de forças de corte estáticas e da velocidade RMS de vibração nas três direções ortogonais da máquina-ferramenta. Após todos os ensaios, a caracterização dos resultados incluiu a medição da rugosidade transversal da peça e a avaliação quantitativa do desgaste do flanco, complementada por uma análise morfológica com recurso a microscopia eletrônica de varrimento.

O estudo realizado revela uma rede complexa de interações termomecânicas na operação de facejamento do aço P20+Ni HH, o que demonstra que a otimização do processo decorre de um compromisso crítico entre as solicitações mecânicas, o comportamento dinâmico e o acabamento superficial. Verificou-se que a aplicação de avanços por cortante reduzidos intensifica as forças estáticas resultantes devido à preponderância do efeito de esmagamento. Contudo, este regime assegura menores taxas de degradação vibratória e valores de rugosidade transversal controlados. Em sentido inverso, o aumento do avanço promove a mudança do mecanismo de desgaste para corte severo que atenua os picos de força estática inicial, mas acelera de forma severa o desgaste abrasivo e a instabilidade dinâmica, prejudicando a qualidade da peça maquinada. A profundidade de corte axial demonstrou um comportamento marcadamente não linear, em que o aumento de 0,05 mm para 0,10 mm aumenta

drasticamente os esforços mecânicos e a rugosidade. No entanto, o aumento para 0,15 mm promove um amolecimento térmico e a consequente adesão do material. A profundidade de corte radial provou ser o fator condicionante na severidade geométrica do corte. A condição de *full slotting* impõe um arco de corte ininterrupto de 180°, obstruindo a evacuação da apara e calor. Estas condições impuseram os maiores índices de desgaste de flanco e numa degradação severa do perfil transversal da peça maquinada. É importante realçar que, apesar de se registar desgaste nas ferramentas, o desgaste de flanco, segundo a ISO 8688-1, foi sempre inferior a 0,35 mm, o que indica que nenhuma ferramenta chegou ao fim de vida útil.

A análise dos dados vibratórios revela que a instabilidade dinâmica do processo de fresagem é marcadamente dimensional, com o eixo Y da máquina a apresentar declives de crescimento sistematicamente superiores ao do eixo X em praticamente todos os ensaios. Observa-se que a adoção de um avanço por cortante mais conservador garante estabilidade ao processo, traduzida em taxas vibratórias mínimas. O aumento do avanço acelera drasticamente a instabilidade mecânica, um efeito que é amplificado pela profundidade de corte axial de forma não linear, uma vez que o pico é atingido com o valor intermédio do a_p . Este comportamento corrobora a hipótese de que as elevadas temperaturas nestas condições extremas promovem o amolecimento térmico do material.

5.2. Limitações e trabalhos futuros

A realização de qualquer campanha experimental em ambiente laboratorial e industrial encontra-se inerentemente sujeita a restrições. Para uma correta e rigorosa contextualização dos resultados obtidos nesta dissertação, importa elencar as principais limitações de ordem logística, técnica e informacional que condicionaram o desenvolvimento do trabalho.

Numa primeira instância, a conciliação do estatuto de estudante-trabalhador do investigador com a logística de laboratório impossibilitou o acompanhamento presencial, contínuo e integral de todas as iterações dos ensaios de maquinagem. Esta restrição temporal exigiu uma gestão rigorosa do projeto, obrigando a que a recolha e análise de parte dos dados experimentais decorresse de forma assíncrona.

No que toca à documentação e caracterização prévia dos equipamentos, deparou-se com obstáculos ao nível da especificação das ferramentas de corte fornecidas. A interpretação da geometria exata das fresas foi dificultada pela barreira linguística, uma vez que os desenhos estavam redigidos em mandarim. Adicionalmente, verificou-se a total ausência de dados técnicos oficiais relativos à composição química e ao método de deposição do revestimento das ferramentas, uma lacuna que exigiu a estimativa teórica da sua constituição para efeitos de calibração e validação na análise espectrográfica.

Do ponto de vista puramente tecnológico e mecânico, a execução da matriz de ensaios enfrentou duas condicionantes com impacto direto na cinemática do corte. Devido a restrições de inventário, não foi possível garantir um lote de ferramentas perfeitamente homogéneo para a totalidade dos ensaios. Em paralelo, a máquina CNC utilizada apresentou uma limitação tecnológica no seu fuso principal, cuja velocidade de rotação se encontrava limitada a

10000 RPM. Sendo o facejamento realizado com ferramentas de diâmetro reduzido, esta limitação impossibilitou o uso de velocidades de corte ideais para este tipo de geometria.

Como continuidade da investigação desenvolvida e visando o aprofundamento do conhecimento científico sobre a maquinabilidade de aços de elevada dureza para moldes, delineiam-se diversas vias de estudo complementar. Afigura-se pertinente o alargamento da matriz experimental através da variação sistemática da velocidade de corte, com o propósito de mapear a janela de transição exata onde o fenómeno de amolecimento térmico cessa a sua função amortecedora e inicia um regime de desgaste térmico acelerado do revestimento. Adicionalmente, recomenda-se a avaliação de sistemas de lubrificação avançados, tais como a Quantidade Mínima de Lubrificação (MQL) ou a utilização de nanofluidos, para quantificar o seu impacto na dissipação térmica e na redução do atrito nas condições críticas de *full slotting*.

Ao nível da integridade superficial, o estudo poderá ser complementado através da medição de tensões residuais induzidas pelo processo de corte e da caracterização microestrutural da camada subsuperficial, permitindo verificar a eventual formação de microfissuras ou de fases metalúrgicas frágeis decorrentes dos gradientes de temperatura. Por fim, o desenvolvimento de sistemas de inteligência artificial alimentados pelos dados de monitorização vibratória obtidos neste estudo apresenta-se como uma perspetiva tecnológica promissora para a implementação de algoritmos preditivos, capazes de antecipar o fim de vida útil da ferramenta e evitar falhas em contexto industrial.

Conclusão

Referências

- [1] M. P. Groover, *Fundamentals of Modern Manufacturing: Materials, Processes, and Systems*, 5th edition. Hoboken, NJ: John Wiley & Sons, Inc., 2012.
- [2] T. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, e Y. Yamane, *Metal machining : theory and applications*. London: Arnold ; John Wiley & Sons, 2000.
- [3] H. Reddy Parinam, «Different types of chips and under what conditions does each chip form», Mechanical Education. Acedido: 15 de Dezembro de 2025. [Em linha]. Disponível em: <https://www.mechanicaleducation.com/types-of-chips-conditions-does-each-chip-form/>
- [4] G. T. Smith, *Cutting Tool Technology: Industrial Handbook*, 2nd edition. London, UK: Springer, 2008.
- [5] V. P. Astakhov, *Drills: Science and Technology of Advanced Operations*, 1st edition. Boca Raton, FL: CRC Press (Taylor & Francis Group), 2014.
- [6] Walter Tools, «Walter Tools». Acedido: 15 de Dezembro de 2025. [Em linha]. Disponível em: https://www.walter-tools.com/pt-pt/search/family/000849_12684182_Supreme?r=%7B%22ZFilter%22:%5B3%5D,%22Taxonomy%22:%5B%22milling%22%7C%22solid-carbide-pcd-and-ceramic-milling-tools%22%7C%22solid-carbide-milling-tools%22%7C%22shoulder-slot-milling-cutters%22%7C%22crouching-finishing-cutters%22%7C%22cmc326-supreme-sol-carb-shoulder-slot-mill-cut%22%5D%7D
- [7] S. Cardoso, W. Falco, e S.-P. Minas, *Aspectos Tribológicos Da Usinagem Dos Materiais*. São Paulo: Artliber Editora, 2007.
- [8] J. R. Davis e ASM International Handbook Committee, Eds., *ASM Handbook: Machining*, 9th ed., vol. 16. Metals Park, Ohio: ASM International, 1989.
- [9] Sandvik Coromant, «Torneamento geral». Acedido: 15 de Dezembro de 2025. [Em linha]. Disponível em: <https://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/knowledge/general-turning>
- [10] A. B. Chattopadhyay, *Machining and Machine Tools*, 1st edition. New Delhi: Wiley India Pvt. Ltd., 2011.
- [11] Kennametal, «Fresa de canal T - Polegada». Acedido: 15 de Dezembro de 2025. [Em linha]. Disponível em: <https://www.kennametal.com/br/pt/products/fam.fresa-de-canal-t-polegada.100000857.html>
- [12] CNC Cookbook, «Square End Mill: All You Need to Know». Acedido: 15 de Dezembro de 2025. [Em linha]. Disponível em: <https://www.cnccookbook.com/square-end-mill-all-you-need-to-know/>
- [13] MAPAL, «Ferramentas com barras de corrediça». Acedido: 15 de Dezembro de 2025. [Em linha]. Disponível em: <https://mapal.com/pt-br/produtos-e-solucoes/mandrilar-perfuracao-fina/ferramentas-com-barras-de-corredica>

Referências

- [14] Walter Tools, «HSS-E machine taps 2456062». Acedido: 15 de Dezembro de 2025. [Em linha]. Disponível em: <https://shop.walter-tools.com/en/walter-2456062>
- [15] J. García, V. Collado Ciprés, A. Blomqvist, e B. Kaplan, «Cemented carbide microstructures: A review», *Int. J. Refract. Metals Hard Mater.*, vol. 80, pp. 40–68, Dez. 2018, doi: 10.1016/j.ijrmhm.2018.12.004.
- [16] E. M. Trent e P. K. Wright, *Metal Cutting*, 4th Edition. Woburn, MA: Butterworth–Heinemann, 2000.
- [17] R. Edwards, *Cutting tools*. London: The Institute of Materials, 1993.
- [18] H. Tschätsch, *Applied Machining Technology*. Berlin: Springer, 2010.
- [19] J. P. Davim, Ed., *Machining of Hard Materials*. London: Springer London, 2011.
- [20] W. Grzesik, *Advanced Machining Processes Of Metallic Materials*, 2nd Edition. Amsterdam: Elsevier, 2016.
- [21] Walter Tools, «Ferramentas PCD». Acedido: 15 de Dezembro de 2025. [Em linha]. Disponível em: <https://www.walter-tools.com/pt-pt/industry-solutions/lwm-startpage/lwm-pcd>
- [22] V. Astakhov, S. Patel, e K. S. Woon, *Drilling Technology: Fundamentals and Recent Advances*, 1st edition. De Gruyter Oldenbourg, 2018. [Em linha]. Disponível em: <http://dnb.dnb.de>.
- [23] V. P. Astakhov, *Tribology of Metal Cutting*, 1st edition., vol. 52. Amsterdam: Elsevier Science / Elsevier Tribology and Interface Engineering Series, 2006.
- [24] D. Carou e J. P. Davim, Eds., *Machining of Light Alloys: Aluminum, Titanium, and Magnesium*, 1st edition. Boca Raton: CRC Press, Taylor & Francis Group, 2018. [Em linha]. Disponível em: <https://www.crcpress>
- [25] M. C. . Shaw, *Metal cutting principles*, 2nd edition. New York: Oxford University Press, 2005.
- [26] MCCT Carbide, «PVD ou CVD? Como escolher melhor revestimento para cortadores». Acedido: 15 de Dezembro de 2025. [Em linha]. Disponível em: <https://www.mcctcarbide.com/pt/choose-pvd-or-cvd-how-to-better-choose-the-coating-of-cutters/>
- [27] J. P. Davim, *Materials Forming, Machining and Tribology*. Berlin: Springer, 2013.
- [28] Chemist Notes, «Physical Vapor Deposition Process: Synthesis of Nanoparticles- Easy Explanation». Acedido: 15 de Dezembro de 2025. [Em linha]. Disponível em: <https://chemistnotes.com/nanochemistry/physical-vapor-deposition-process-synthesis-of-nanoparticles-easy-explanation/>
- [29] K. Hanson, *Machining For Dummies*, 1st edition. Hoboken: John Wiley & Sons, Inc., 2017.
- [30] K. D. Bouzakis, N. Michailidis, G. Skordaris, E. Bouzakis, D. Biermann, e R. M'Saoubi, «Cutting with coated tools: Coating technologies, characterization methods and performance optimization», *CIRP Ann. Manuf. Technol.*, vol. 61, n. 2, pp. 703–723, 2012, doi: 10.1016/j.cirp.2012.05.006.
- [31] A. R. Machado, L. R. R. da Silva, D. Y. Pimenov, F. C. R. de Souza, M. Kuntoğlu, e R. L. de Paiva, «Comprehensive review of advanced methods for improving the parameters of machining steels», 15 de Setembro de 2024, *Elsevier Ltd.* doi: 10.1016/j.jmapro.2024.07.044.
- [32] N. A. Özbek, O. Özbek, e F. Kara, «Statistical Analysis of the Effect of the Cutting Tool Coating Type on Sustainable Machining Parameters», *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 30, n. 10, pp. 7783–7795, Out. 2021, doi: 10.1007/s11665-021-06066-8.
- [33] C. Y. Wang, Y. X. Xie, Z. Qin, H. S. Lin, Y. H. Yuan, e Q. M. Wang, «Wear and breakage of TiAlN- and TiSiN-coated carbide tools during high-speed milling of hardened steel», *Wear*, vol. 336–337, pp. 29–42, 2015, doi: 10.1016/j.wear.2015.04.018.

- [34] B. D. Beake *et al.*, «Wear performance of different PVD coatings during hard wet end milling of H13 tool steel», *Surf. Coat. Technol.*, vol. 279, pp. 118–125, Out. 2015, doi: 10.1016/j.surfcoat.2015.08.038.
- [35] S. Chowdhury, B. Bose, A. F. M. Arif, e S. C. Veldhuis, «Improving coated carbide tool life through wide peening cleaning (WPC) during the wet milling of H13 tool steel», *Wear*, vol. 450–451, Jun. 2020, doi: 10.1016/j.wear.2020.203259.
- [36] G. S. Fox-Rabinovich *et al.*, «Emergent behavior of nano-multilayered coatings during dry high-speed machining of hardened tool steels», *Surf. Coat. Technol.*, vol. 204, n. 21–22, pp. 3425–3435, Ago. 2010, doi: 10.1016/j.surfcoat.2010.04.002.
- [37] A. S. Çam, T. O. Ergüder, G. Kaya, e F. Yildiz, «Improvement of structural/tribological properties and milling performances of tungsten carbide cutting tools by bilayer TiAlN/TiSiN and monolayer AlCrSiN ceramic films», *Ceram. Int.*, vol. 48, n. 18, pp. 26342–26350, Set. 2022, doi: 10.1016/j.ceramint.2022.05.318.
- [38] V. F. C. Sousa, F. J. G. Silva, R. Alexandre, J. S. Fecheira, e F. P. N. Silva, «Study of the wear behaviour of TiAlSiN and TiAlN PVD coated tools on milling operations of pre-hardened tool steel», *Wear*, vol. 476, Jul. 2021, doi: 10.1016/j.wear.2021.203695.
- [39] G. F. Lopes Correia Pinto *et al.*, «Correlating Cutting Performance and Surface Roughness under Different Bias Using TiAlTaN Coated Milling Tools», *Journal of Mechanical Engineering and Manufacturing*, p. 7, Ago. 2025, doi: 10.53941/jmem.2025.100007.
- [40] B. Sen, M. K. Gupta, M. Mia, U. K. Mandal, e S. P. Mondal, «Wear behaviour of TiAlN coated solid carbide end-mill under alumina enriched minimum quantity palm oil-based lubricating condition», *Tribol. Int.*, vol. 148, Ago. 2020, doi: 10.1016/j.triboint.2020.106310.
- [41] K. Zhang, J. Deng, Z. Ding, X. Guo, e L. Sun, «Improving dry machining performance of TiAlN hard-coated tools through combined technology of femtosecond laser-textures and WS₂ soft-coatings», *J. Manuf. Process.*, vol. 30, pp. 492–501, Dez. 2017, doi: 10.1016/j.jmapro.2017.10.018.
- [42] L. Jing, M. Chen, e Q. An, «Study on performance of pvd alтин coatings and alтин-based composite coatings in dry end milling of hardened steel skd11», *Metals (Basel)*, vol. 11, n. 12, Dez. 2021, doi: 10.3390/met11122019.
- [43] B. D. Beake *et al.*, «Wear performance of different PVD coatings during hard wet end milling of H13 tool steel», *Surf. Coat. Technol.*, vol. 279, pp. 118–125, Out. 2015, doi: 10.1016/j.surfcoat.2015.08.038.
- [44] H. Hedayati, A. Mofidi, A. Al-Fadhli, e M. Aramesh, «Solid Lubricants Used in Extreme Conditions Experienced in Machining: A Comprehensive Review of Recent Developments and Applications», 1 de Março de 2024, *Multidisciplinary Digital Publishing Institute (MDPI)*. doi: 10.3390/lubricants12030069.
- [45] S. Montazeri, M. Aramesh, S. Rawal, e S. C. Veldhuis, «Characterization and machining performance of a chipping resistant ultra-soft coating used for the machining of Inconel 718», *Wear*, vol. 474–475, Jun. 2021, doi: 10.1016/j.wear.2021.203759.
- [46] K. S. Novoselov, A. Mishchenko, A. Carvalho, e A. H. Castro Neto, «2D materials and van der Waals heterostructures», *Science (1979)*, vol. 353, n. 6298, p. aac9439, Jul. 2016, doi: 10.1126/science.aac9439.
- [47] S. K. Tiwari, T. Narayana, R. Tyagi, G. Pant, e P. C. Verma, «Recent Developments in Self-Lubricating Thin-Film Coatings Deposited by a Sputtering Technique: A Critical Review of Their Synthesis, Properties, and Applications», 1 de Agosto de 2025, *Multidisciplinary Digital Publishing Institute (MDPI)*. doi: 10.3390/lubricants13080372.

- [48] X.-B. Liu *et al.*, «Development and characterization of laser clad high temperature self-lubricating wear resistant composite coatings on Ti-6Al-4V alloy», *Mater. Des.*, vol. 55, pp. 404–409, 2014, doi: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2013.09.038>.
- [49] A. Kumar Das, «Effect of solid lubricant addition in coating produced by laser cladding process: A review», *Mater. Today Proc.*, vol. 56, pp. 1274–1280, Jan. 2022, doi: [10.1016/j.matpr.2021.11.217](https://doi.org/10.1016/j.matpr.2021.11.217).
- [50] T. Trzepieciński, «Approaches for Preventing Tool Wear in Sheet Metal Forming Processes», 1 de Junho de 2023, *MDPI*. doi: [10.3390/machines11060616](https://doi.org/10.3390/machines11060616).
- [51] L. Tian *et al.*, «Improving the Dry Machining Performance of AlCrN-Coated Tool through Femtosecond Laser Textures Combined with DLC Self-Lubricating Coatings», *J. Mater. Eng. Perform.*, 2025, doi: [10.1007/s11665-025-12001-y](https://doi.org/10.1007/s11665-025-12001-y).
- [52] K. Zhang, J. Deng, Z. Ding, X. Guo, e L. Sun, «Improving dry machining performance of TiAlN hard-coated tools through combined technology of femtosecond laser-textures and WS₂ soft-coatings», *J. Manuf. Process.*, vol. 30, pp. 492–501, Dez. 2017, doi: [10.1016/j.jmapro.2017.10.018](https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2017.10.018).
- [53] S. S. Rajput, C. Upadhyay, S. Gangopadhyay, e F. Fernandes, «Performance evaluation of CrAlNAg-coated inserts with varying Ag content during roughing and finishing operations in face milling», *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 136, n. 1, pp. 413–431, Jan. 2025, doi: [10.1007/s00170-024-14790-3](https://doi.org/10.1007/s00170-024-14790-3).
- [54] M. Yi *et al.*, «Cutting performance of (W,Ti,Ta)C/CaF₂ self-lubricating cermet tools on cutting Cr12 under dual lubrication conditions». [Em linha]. Disponível em: <https://ssrn.com/abstract=4765073>
- [55] C. S. Kumar, G. Urbikain, L. N. L. de Lacalle, S. Gangopadhyay, e F. Fernandes, «Investigating the effect of novel self-lubricant TiSiVN films on topography, diffusion and oxidation phenomenon at the chip-tool interface during dry machining of Ti-6Al-4V alloy», *Tribol. Int.*, vol. 186, Ago. 2023, doi: [10.1016/j.triboint.2023.108604](https://doi.org/10.1016/j.triboint.2023.108604).
- [56] LOBA, «Ramada Aços - 2738 HH». Acedido: 6 de Maio de 2026. [Em linha]. Disponível em: <https://www.ramada.pt/pt/produtos/acos/aa-os-de-construa-ao-ligados/2738-hh.html>
- [57] International Organization for Standardization, *ISO 8688-1: Tool life testing in milling — Part 1: Face milling*. 1989.
- [58] International Organization for Standardization, «Geometrical Product Specifications (GPS) - Surface texture: Profile method - Rules and procedures for the assessment of surface texture», Genebra, 1996.
- [59] F. Fernandes, S. Calderon V., P. J. Ferreira, A. Cavaleiro, e J. C. Oliveira, «Low peak power deposition regime in HiPIMS: Deposition of hard and dense nanocomposite Ti-Si-N films by DOMS without the need of energetic bombardment», *Surf. Coat. Technol.*, vol. 397, Set. 2020, doi: [10.1016/j.surfcoat.2020.125996](https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2020.125996).
- [60] Y. Y. Chang e C. C. Chuang, «Deposition of multicomponent AlTiCrMoN protective coatings for metal cutting applications», *Coatings*, vol. 10, n. 7, Jul. 2020, doi: [10.3390/coatings10070605](https://doi.org/10.3390/coatings10070605).
- [61] B. H. Qianxi e B. Eng, «COATING DEVELOPMENT FOR HIGH-SPEED TURNING OF STAINLESS STEEL ADDRESSING COMBINED WEAR MECHANISM».
- [62] A. Colpani, A. Fiorentino, E. Ceretti, e A. Attanasio, «Tool wear analysis in micromilling of titanium alloy», *Precis. Eng.*, vol. 57, pp. 83–94, Mai. 2019, doi: [10.1016/j.precisioneng.2019.03.011](https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2019.03.011).
- [63] P. Zhang, S. Wang, J. Zhang, Y. Sun, H. Zhou, e X. Yue, «Research on high speed machining mechanism and tool wear mechanism of nickel-based superalloy 718», *Vacuum*, vol. 229, Nov. 2024, doi: [10.1016/j.vacuum.2024.113538](https://doi.org/10.1016/j.vacuum.2024.113538).

- [64] A. R. Machado, L. R. R. da Silva, D. Y. Pimenov, F. C. R. de Souza, M. Kuntoğlu, e R. L. de Paiva, «Comprehensive review of advanced methods for improving the parameters of machining steels», 15 de Setembro de 2024, *Elsevier Ltd.* doi: 10.1016/j.jmapro.2024.07.044.
- [65] J. A. Ghani, I. A. Choudhury, e H. H. Masjuki, «Performance of P10 TiN coated carbide tools when end milling AISI H13 tool steel at high cutting speed», *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 153–154, n. 1–3, pp. 1062–1066, Nov. 2004, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2004.04.353.
- [66] S. Ehsan *et al.*, «Understanding the effects of cutting conditions on vibrations, surface integrity, machining temperature and tool wear mechanisms in end milling of AISI D2 Steel», *Tribol. Int.*, vol. 198, Out. 2024, doi: 10.1016/j.triboint.2024.109894.
- [67] P. Sahoo e K. Patra, «Cumulative reduction of friction and size effects in micro milling through proper selection of coating thickness of TiAlN coated tool: Experimental and analytical assessments», *J. Manuf. Process.*, vol. 67, pp. 635–654, Jul. 2021, doi: 10.1016/j.jmapro.2021.05.037.
- [68] A. Rivero, L. N. López de Lacalle, e M. L. Penalva, «Tool wear detection in dry high-speed milling based upon the analysis of machine internal signals», *Mechatronics*, vol. 18, n. 10, pp. 627–633, 2008, doi: 10.1016/j.mechatronics.2008.06.008.
- [69] S. Roy, S. Swain, A. Das, e S. R. Das, «Performance of AlTiN- and AlTiSiN-Coated Carbide Tools in Dry Turning of Hardened AISI 4140 Steel: A Comparative Investigation», *J. Mater. Eng. Perform.*, Jan. 2025, doi: 10.1007/s11665-025-11710-8.
- [70] I. P. Okokpuije, C. A. Bolu, e O. S. Ohunakin, «Comparative performance evaluation of TiO₂, and MWCNTs nano-lubricant effects on surface roughness of AA8112 alloy during end-milling machining for sustainable manufacturing process», *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 108, n. 5–6, pp. 1473–1497, Mai. 2020, doi: 10.1007/s00170-020-05397-5.
- [71] A. R. Machado, L. R. R. da Silva, D. Y. Pimenov, F. C. R. de Souza, M. Kuntoğlu, e R. L. de Paiva, «Comprehensive review of advanced methods for improving the parameters of machining steels», 15 de Setembro de 2024, *Elsevier Ltd.* doi: 10.1016/j.jmapro.2024.07.044.
- [72] P. Zhang, S. Wang, J. Zhang, Y. Sun, H. Zhou, e X. Yue, «Research on high speed machining mechanism and tool wear mechanism of nickel-based superalloy 718», *Vacuum*, vol. 229, Nov. 2024, doi: 10.1016/j.vacuum.2024.113538.
- [73] S. Güven, H. Gökkaya, G. Sur, e A. R. Motorcu, «Effects of cutting parameters on tool wear in milling inconel 625 superalloys with a SiAlON ceramic and the prediction of tool life», *Ceram. Int.*, vol. 51, n. 5, pp. 5646–5658, Fev. 2025, doi: 10.1016/j.ceramint.2024.12.012.
- [74] A. Dadgari, D. Huo, e D. Swailes, «Investigation on tool wear and tool life prediction in micro-milling of Ti-6Al-4V», *Nanotechnology and Precision Engineering*, vol. 1, n. 4, pp. 218–225, Dez. 2018, doi: 10.1016/j.npe.2018.12.005.
- [75] B. H. Qianxi e B. Eng, «COATING DEVELOPMENT FOR HIGH-SPEED TURNING OF STAINLESS STEEL ADDRESSING COMBINED WEAR MECHANISM».
- [76] M. R. Danelon *et al.*, «Microstructural and Mechanical Characterization of Nb-Doped MoS₂ Coatings Deposited on H13 Tool Steel Using Nb-Based Interlayers», *Coatings*, vol. 15, n. 1, Jan. 2025, doi: 10.3390/coatings15010057.

Referências

Declaração de Integridade

Declaro ter conduzido este trabalho académico com integridade. Não plagiei ou apliquei qualquer forma de uso indevido de informações ou falsificação de resultados ao longo do processo que levou à sua elaboração.

Declaro que o trabalho apresentado neste documento é original e de minha autoria, não tendo sido utilizado anteriormente para nenhum outro fim.

Declaro ainda que tenho pleno conhecimento do Código de Conduta Ética do P.PORTO.

NOME: Pedro Costa Rocha Coelho

ISEP, Porto, 14 de junho de 2026

Anexo A

Gráficos das forças de corte resultantes no plano XY, declive e ordenadas na origem, desgastes de flanco e valor de rugosidades obtidas separados por avanço por cortante e profundidade de corte radial.

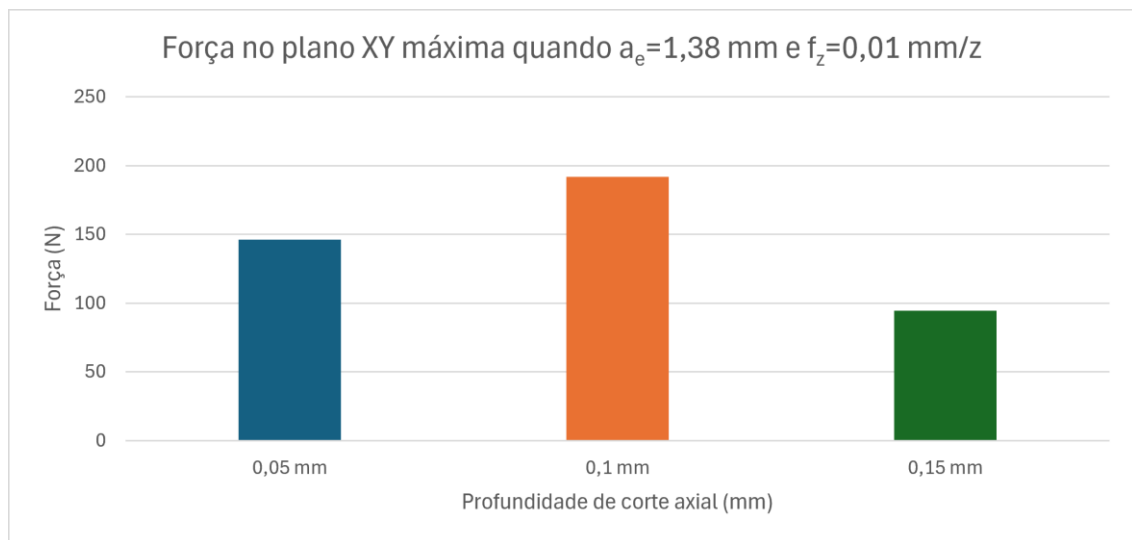


Figura 35 - Evolução da força máxima de corte (resultante no plano XY) em função da profundidade de corte axial (mm), com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.

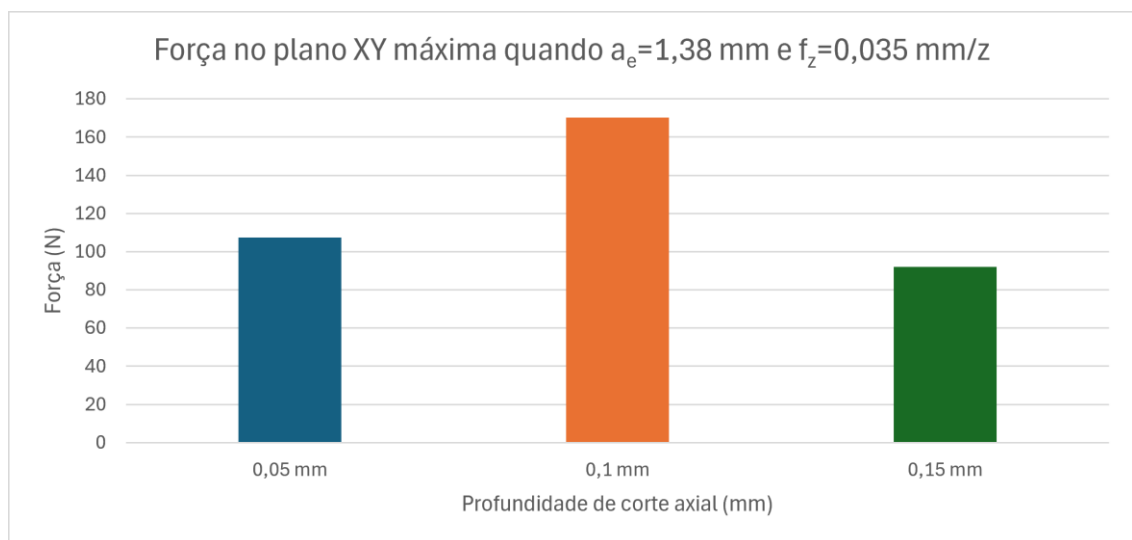


Figura 36 - Evolução da força máxima de corte (resultante no plano XY) em função da profundidade de corte axial (mm), com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.

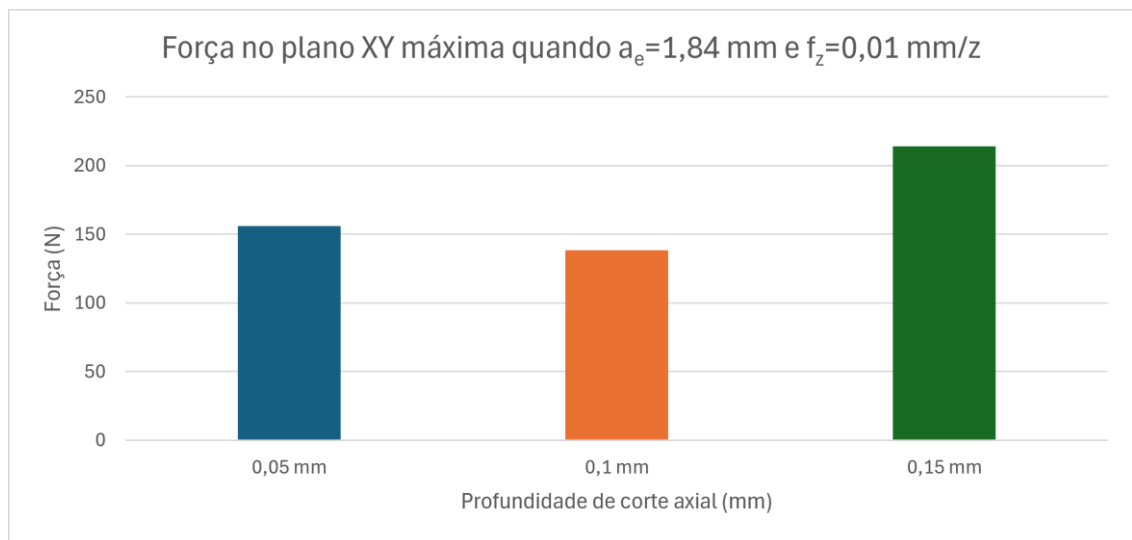


Figura 37 - Evolução da força máxima de corte (resultante no plano XY) em função da profundidade de corte axial (mm), com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.

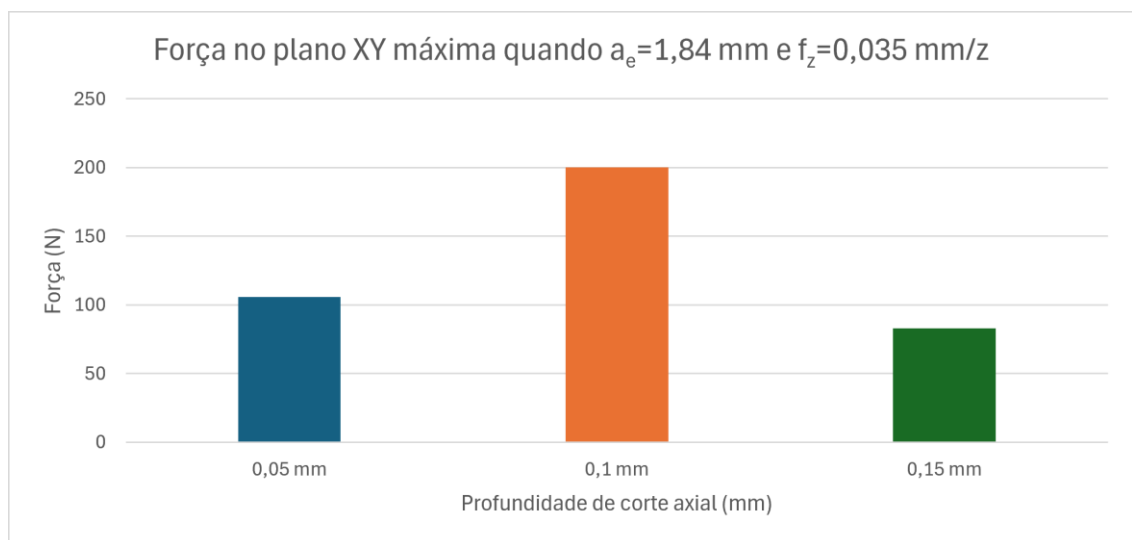


Figura 38 - Evolução da força máxima de corte (resultante no plano XY) em função da profundidade de corte axial (mm), com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.

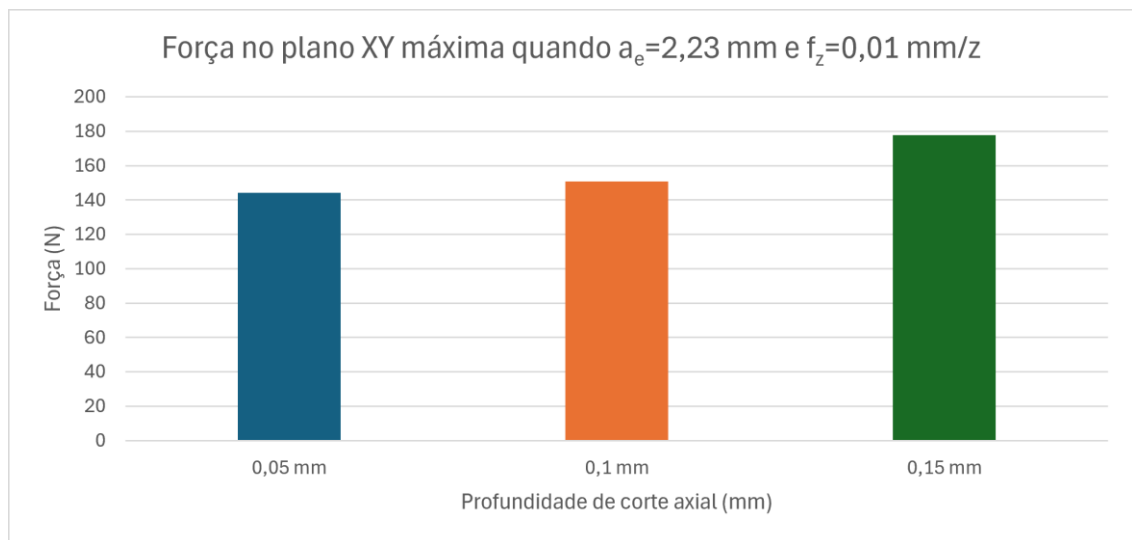


Figura 39 - Evolução da força máxima de corte (resultante no plano XY) em função da profundidade de corte axial (mm), com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.

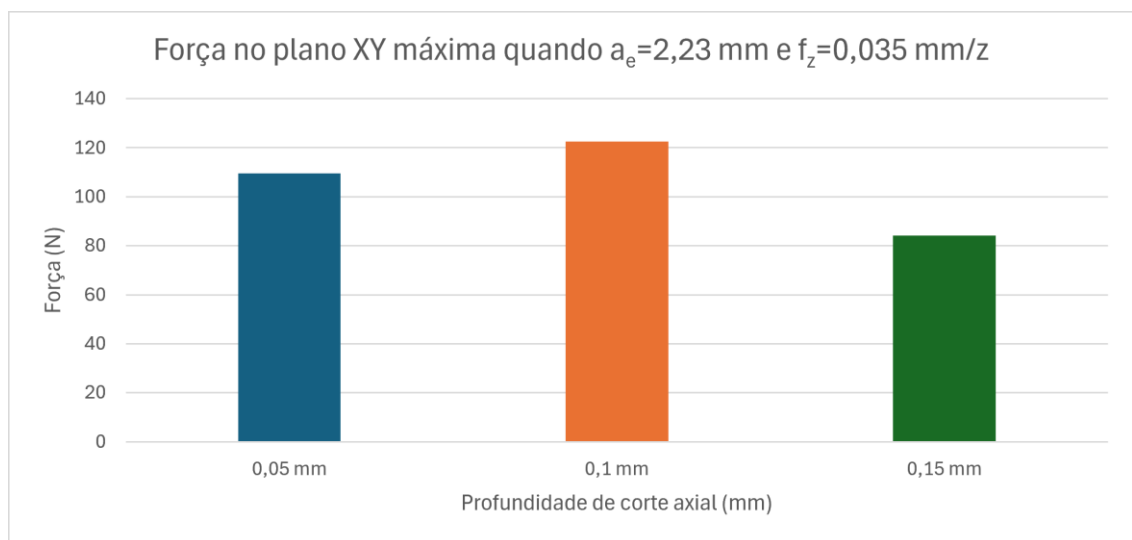


Figura 40 - Evolução da força máxima de corte (resultante no plano XY) em função da profundidade de corte axial (mm), com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.

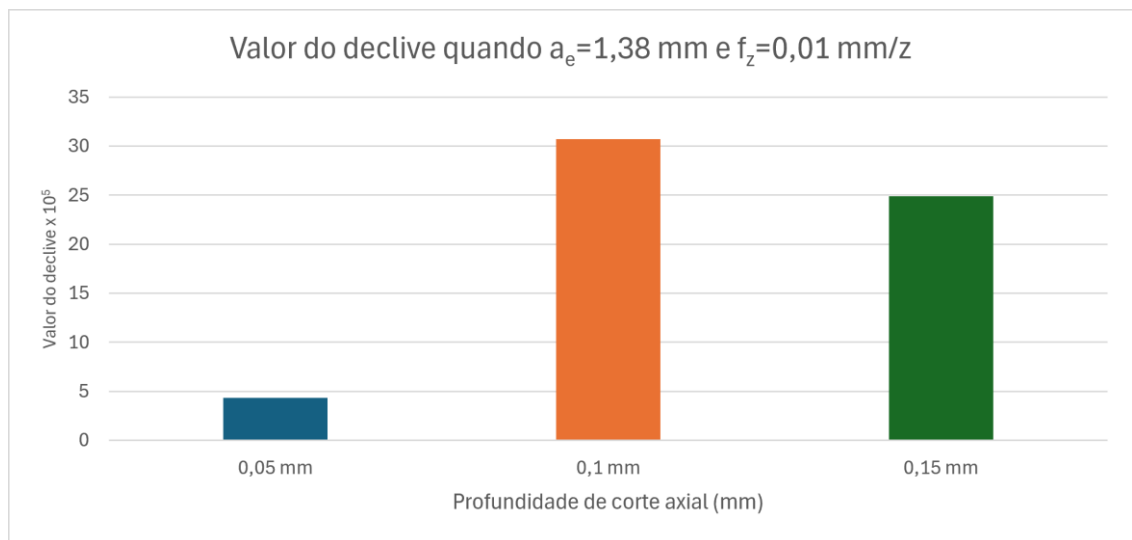


Figura 41 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.

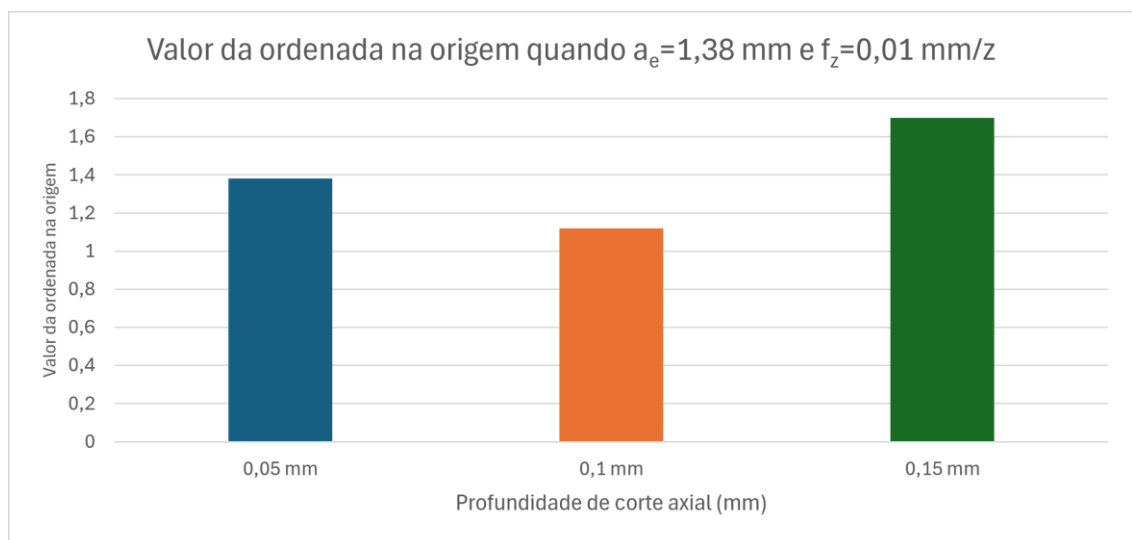


Figura 42 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.

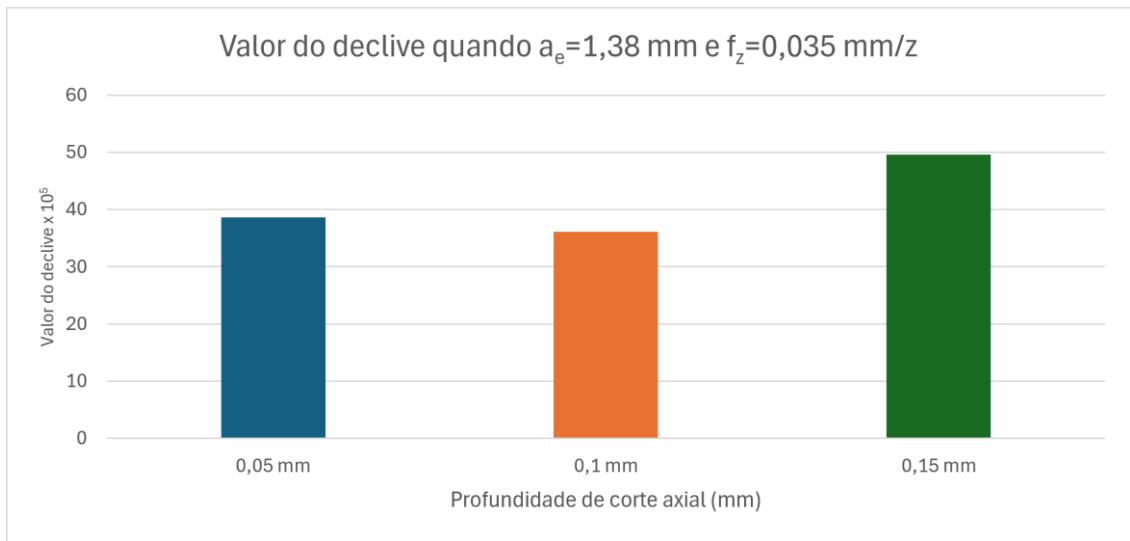


Figura 43 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.

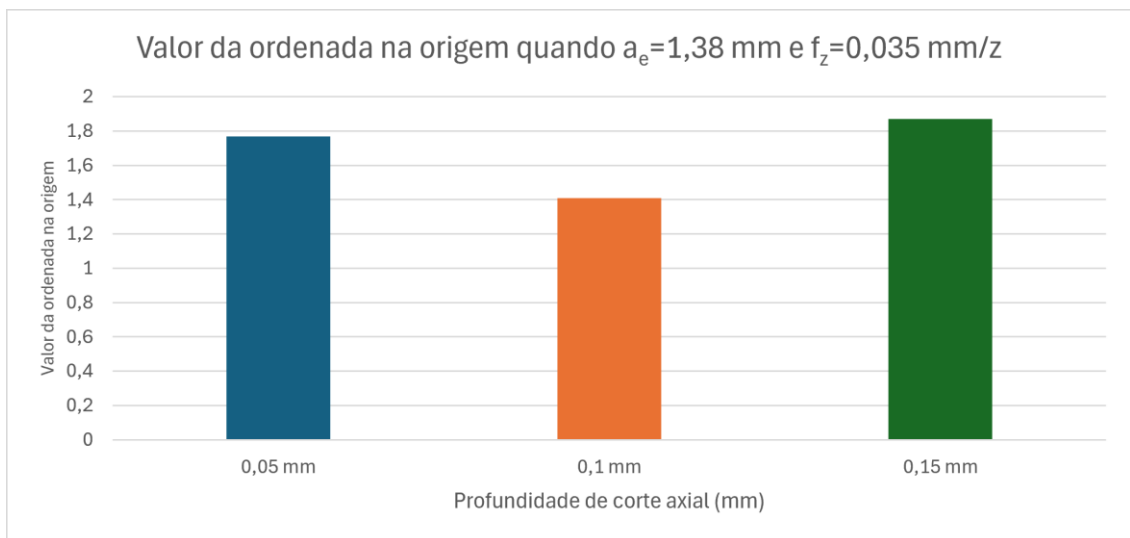


Figura 44 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.

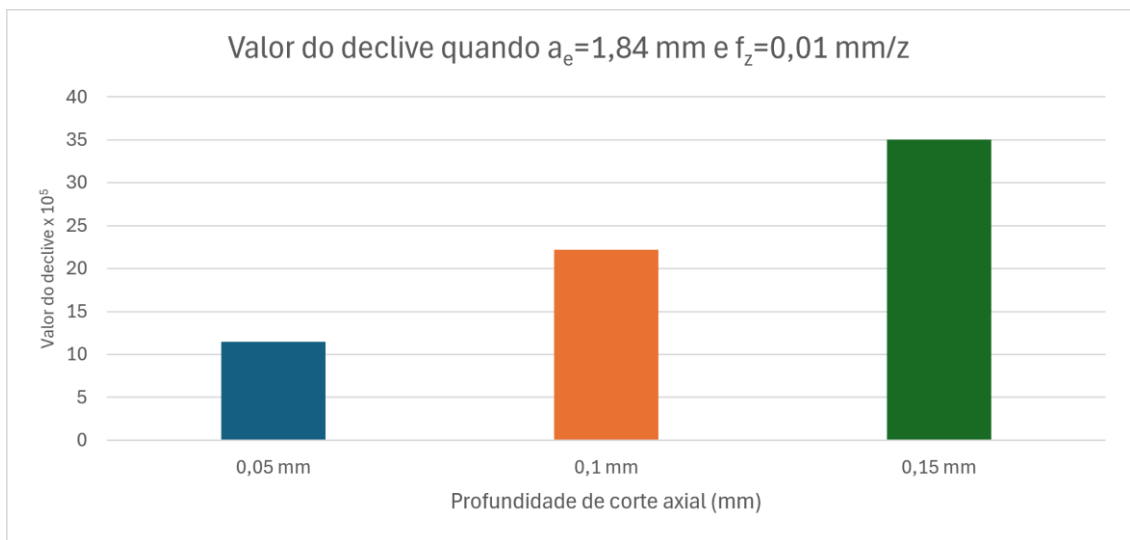


Figura 45 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.

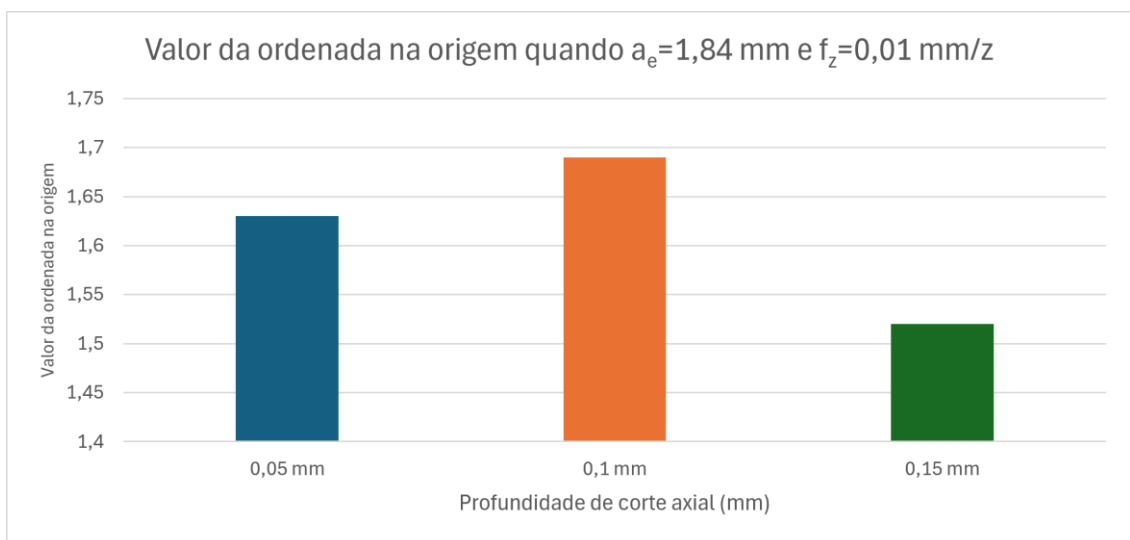


Figura 46 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.

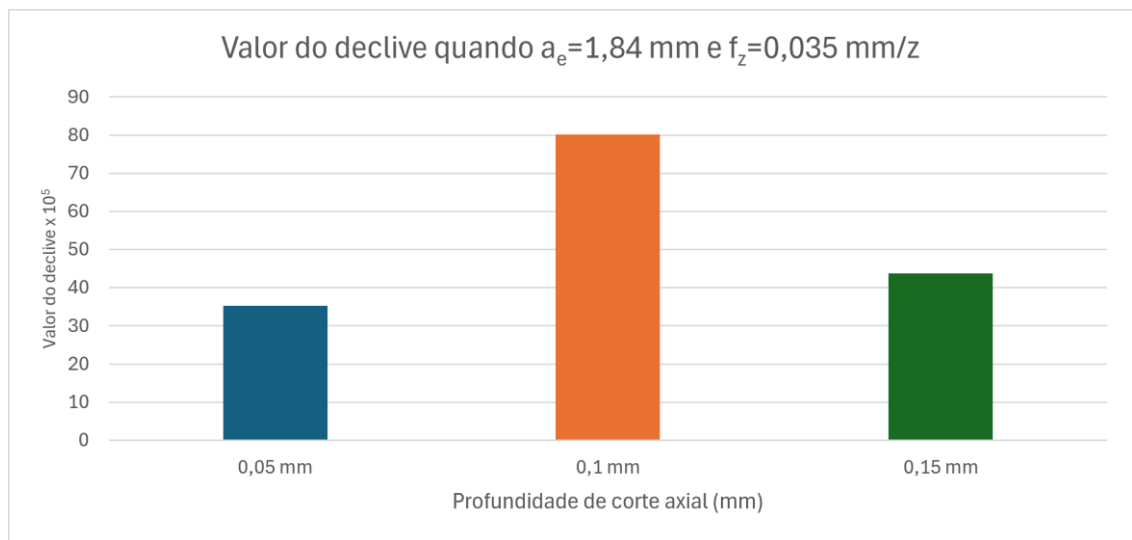


Figura 47 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.

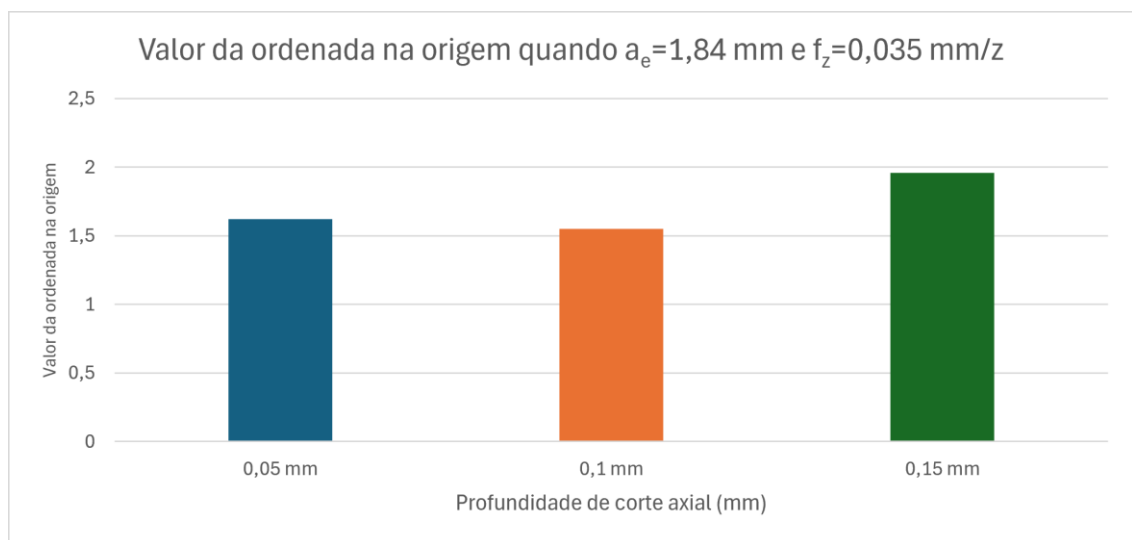


Figura 48 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.

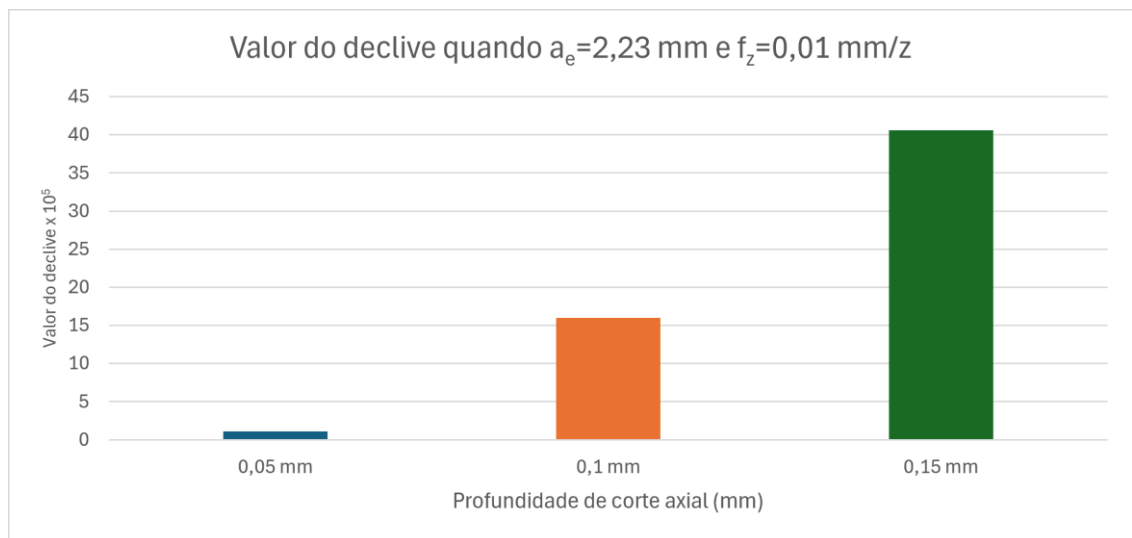


Figura 49 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.

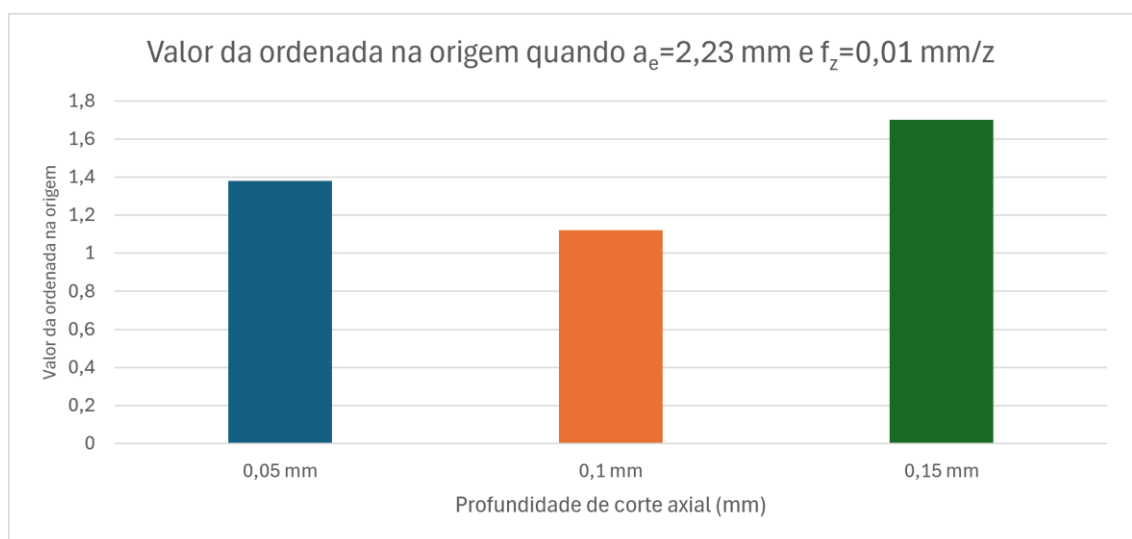


Figura 50 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.

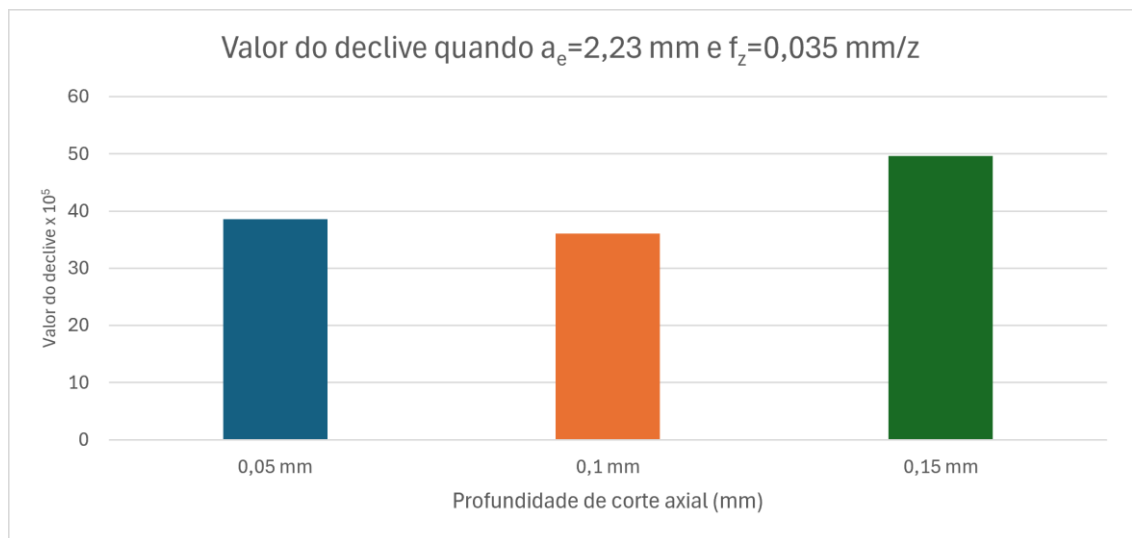


Figura 51 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.

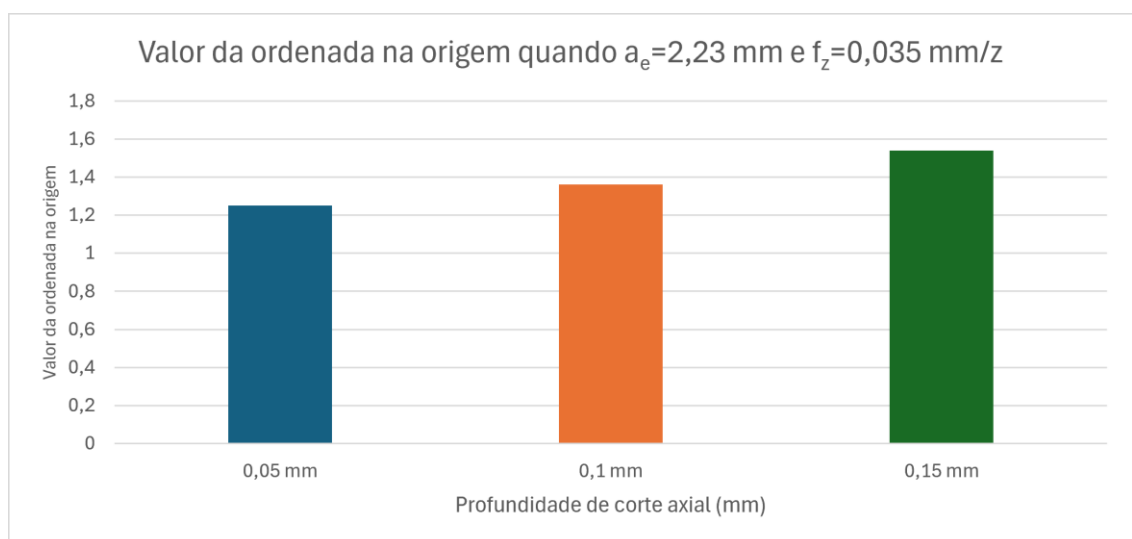


Figura 52 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo X da CNC, com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.

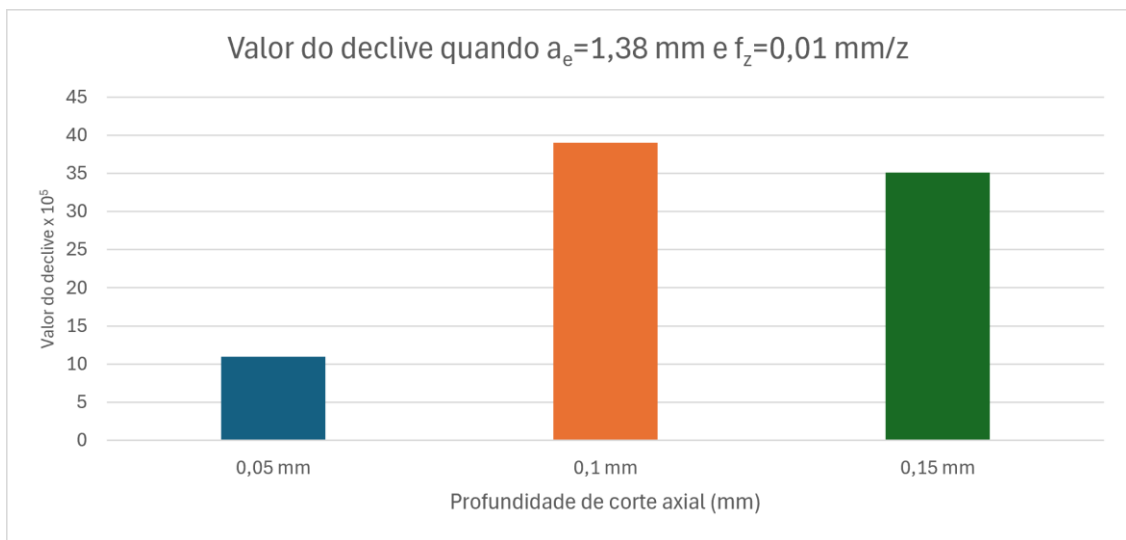


Figura 53 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.

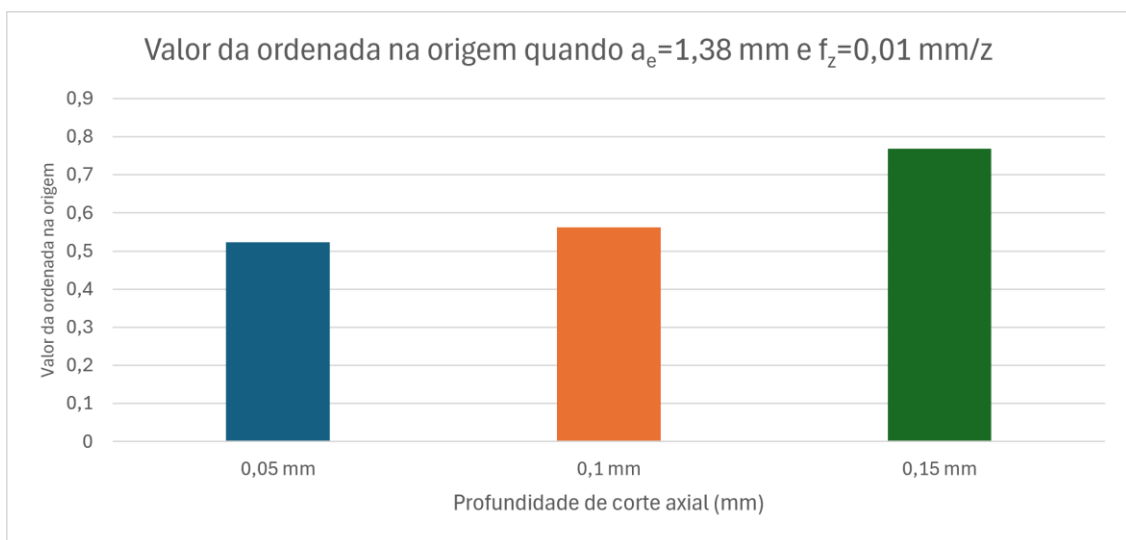


Figura 54 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.

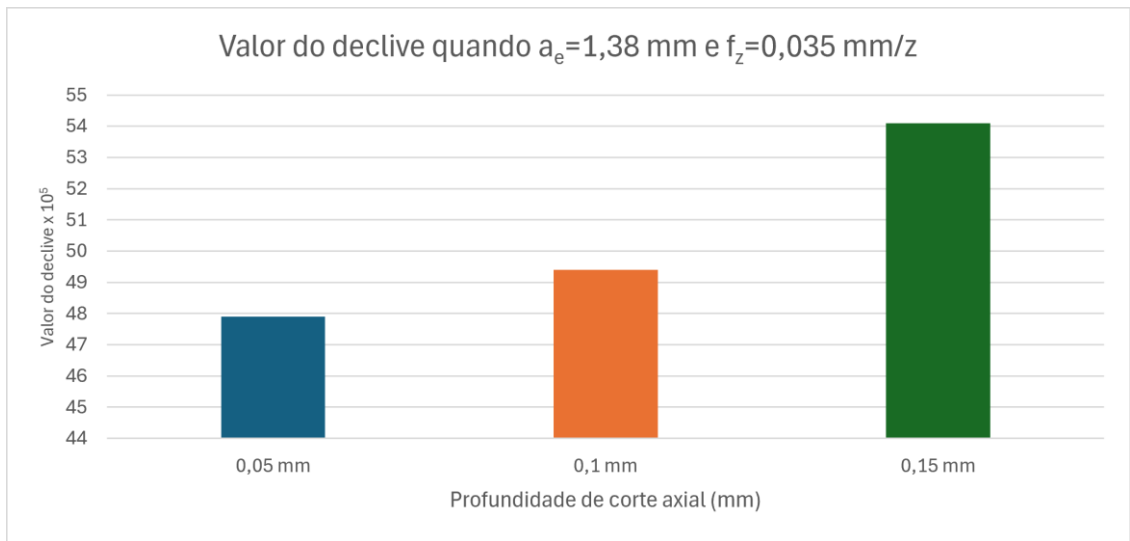


Figura 55 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.

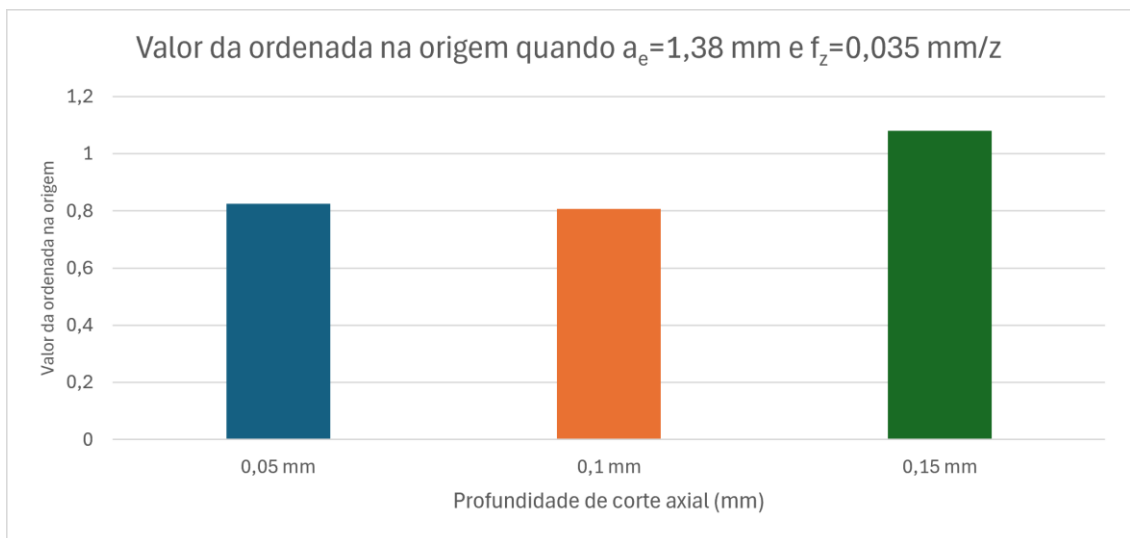


Figura 56 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 1,38$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.

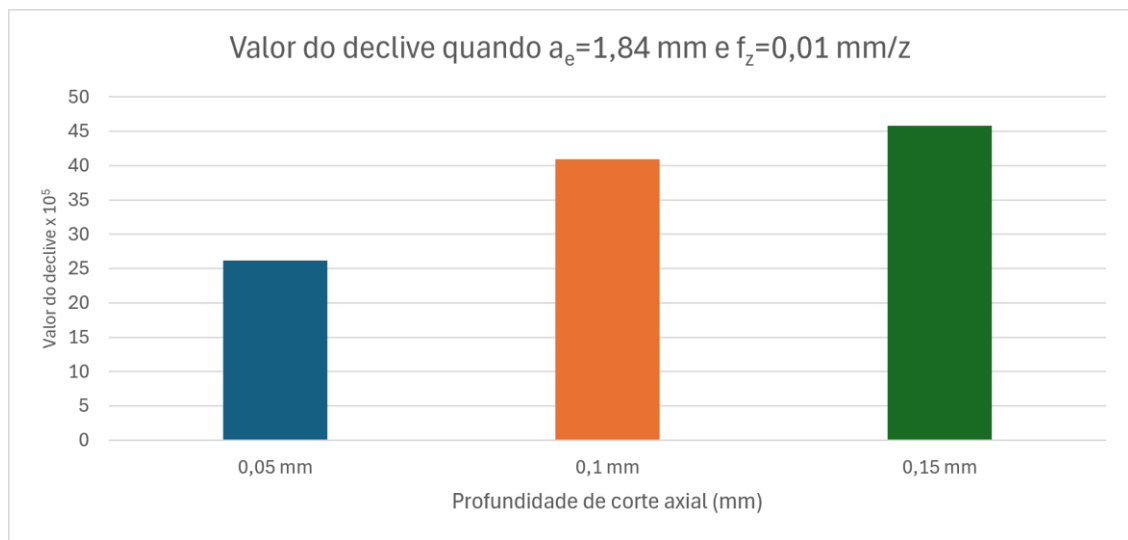


Figura 57 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.

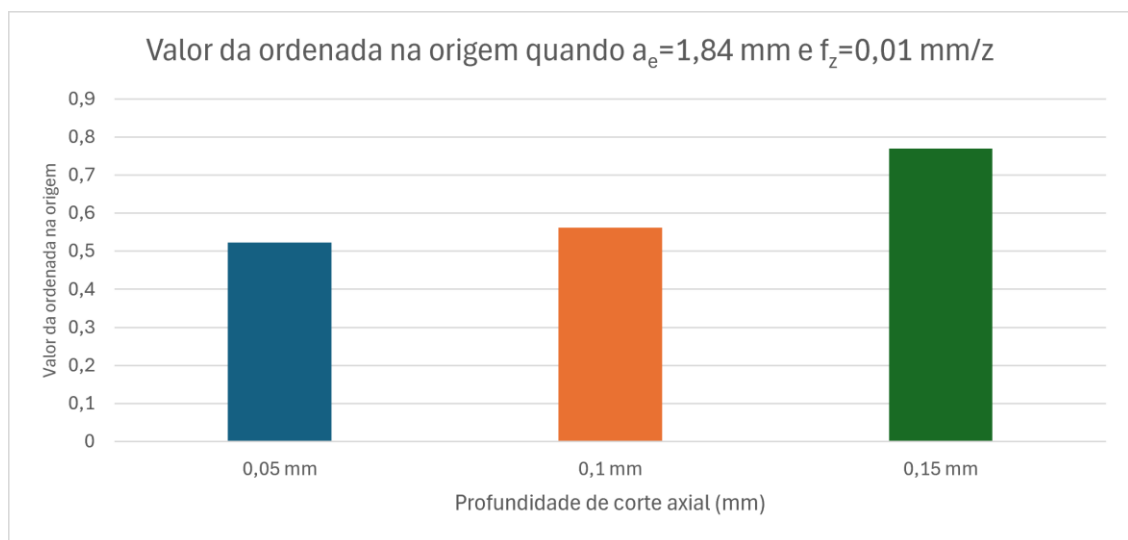


Figura 58 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.

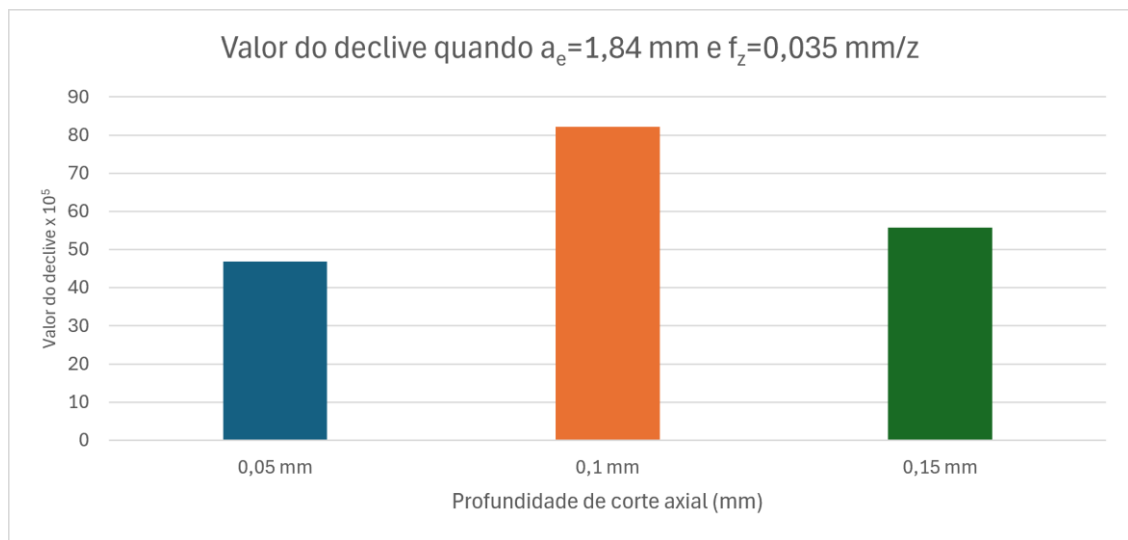


Figura 59 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.

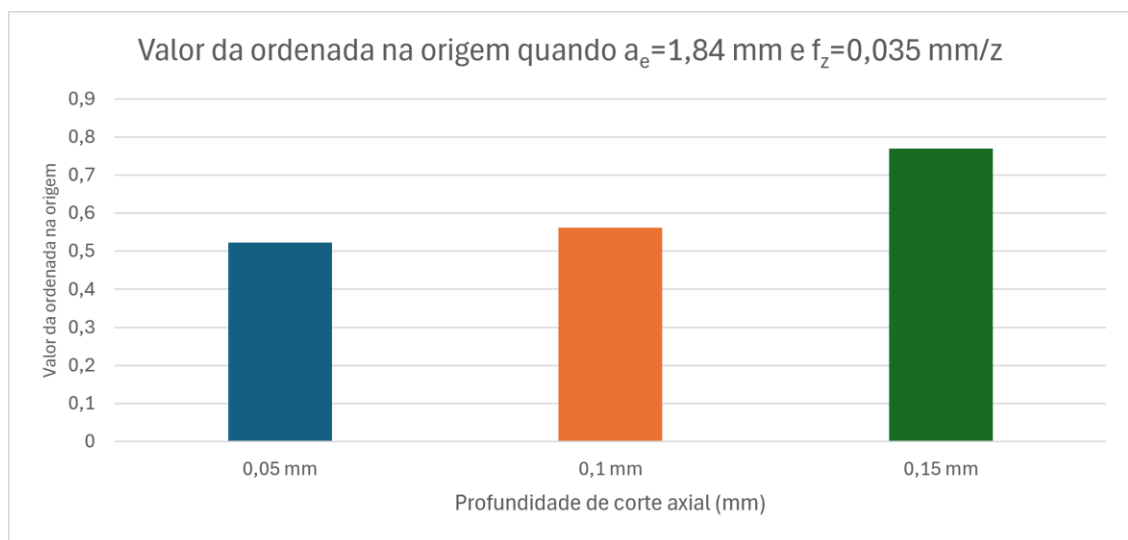


Figura 60 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 1,84$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.

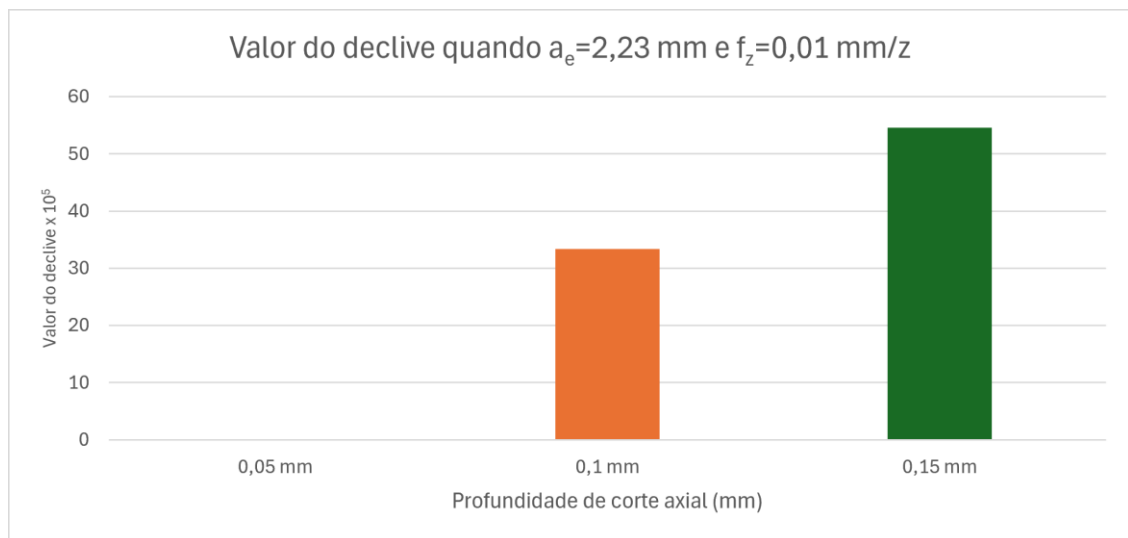


Figura 61 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.

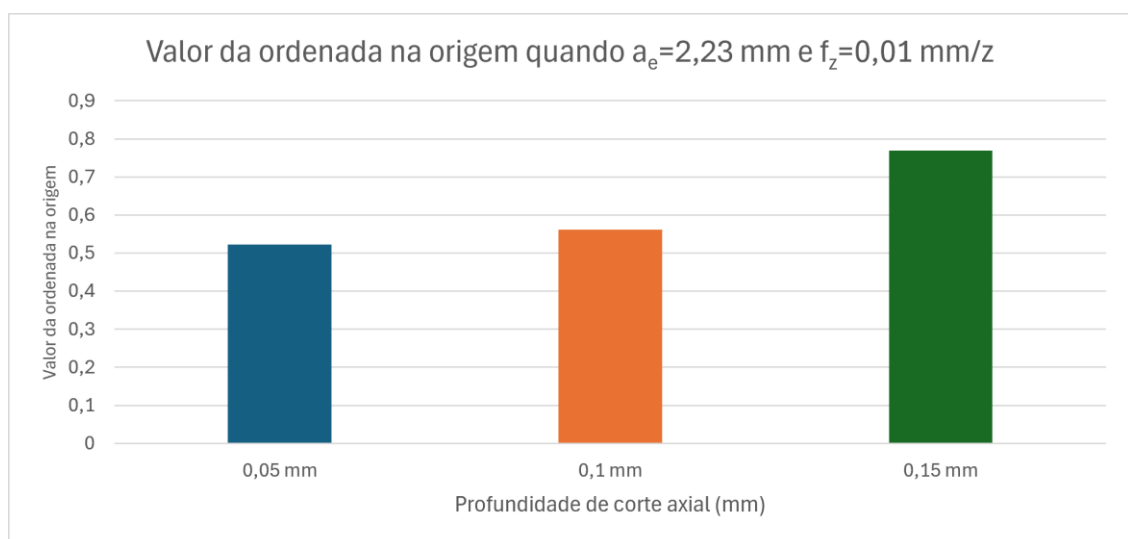


Figura 62 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,01$ mm/z.

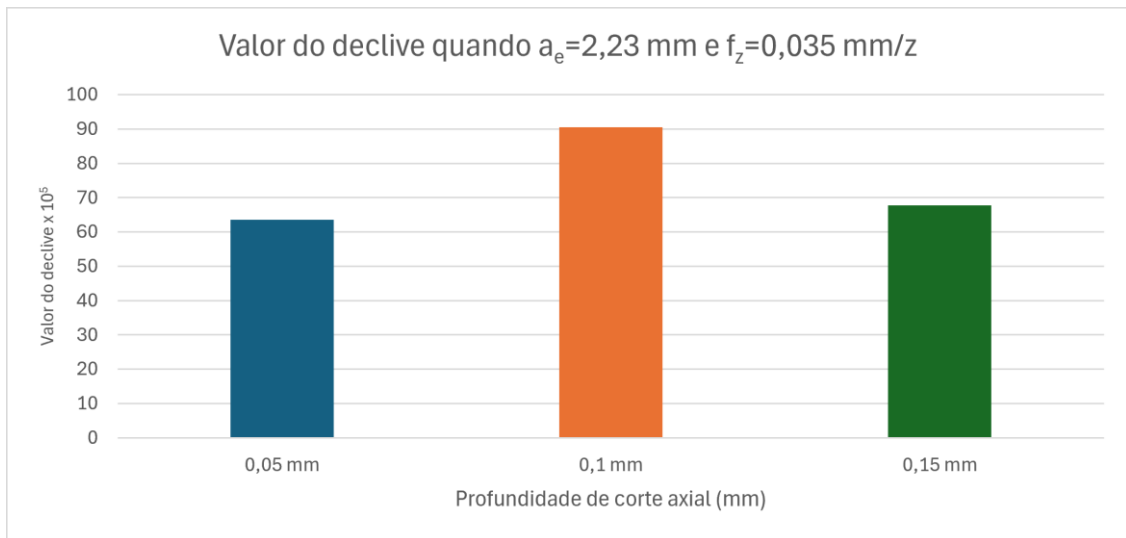


Figura 63 - Evolução do declive da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.

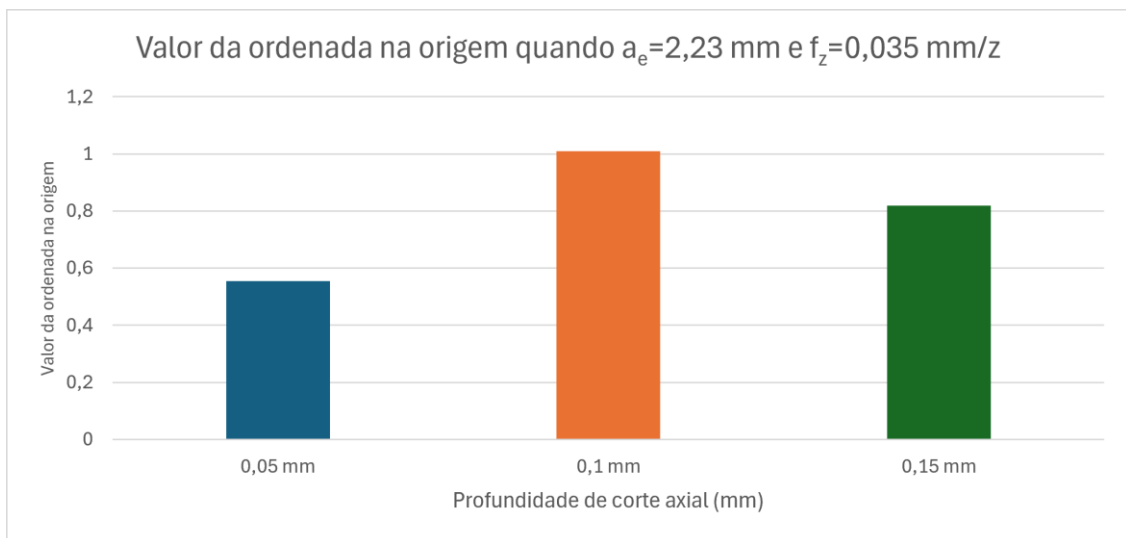


Figura 64 - Evolução da ordenada na origem da regressão linear do resultado das vibrações no eixo Y da CNC, com $a_e = 2,23$ mm e $f_z = 0,035$ mm/z.

Anexo B

Gráficos das velocidades RMS obtidas pelo algoritmo MatLab® para as vibrações.

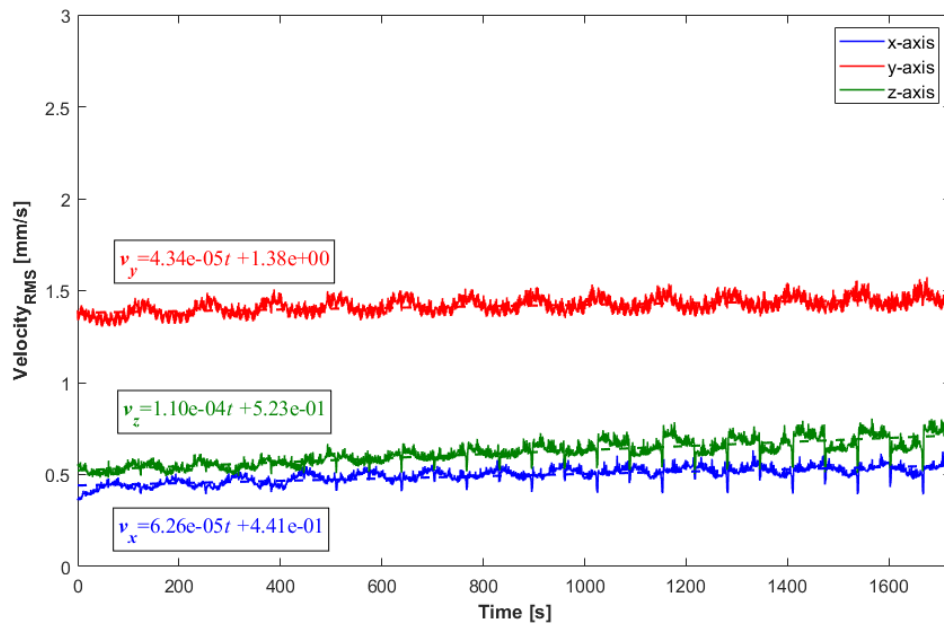


Figura 65 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R1 de maquinagem.

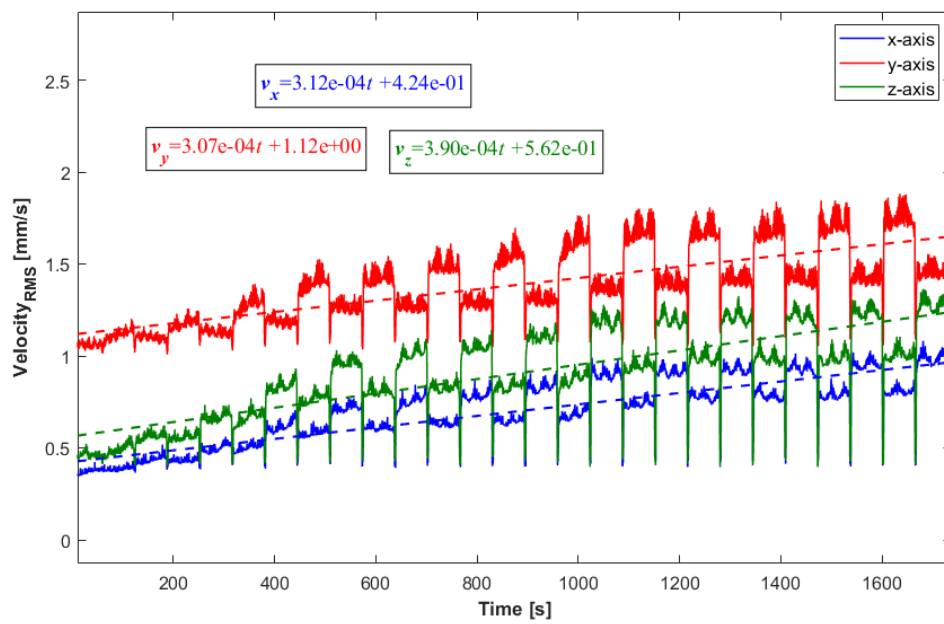


Figura 66 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R2 de maquinagem.

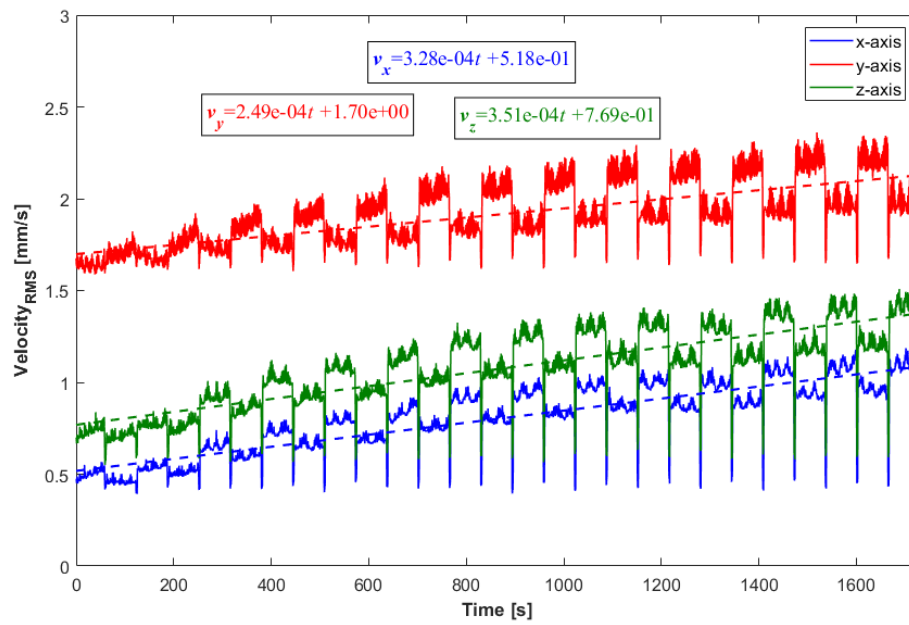


Figura 67 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R3 de maquinagem.

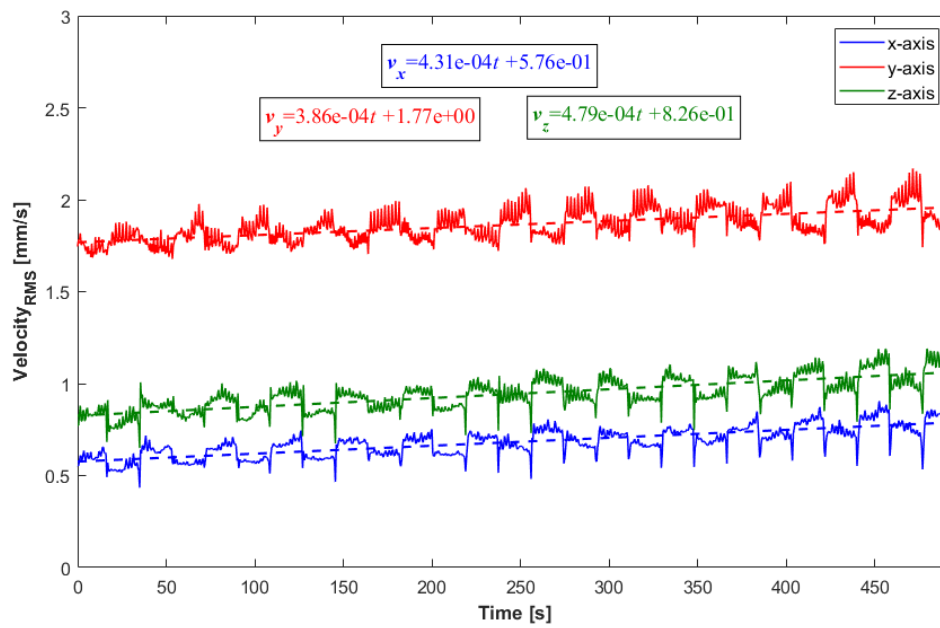


Figura 68 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R4 de maquinagem.

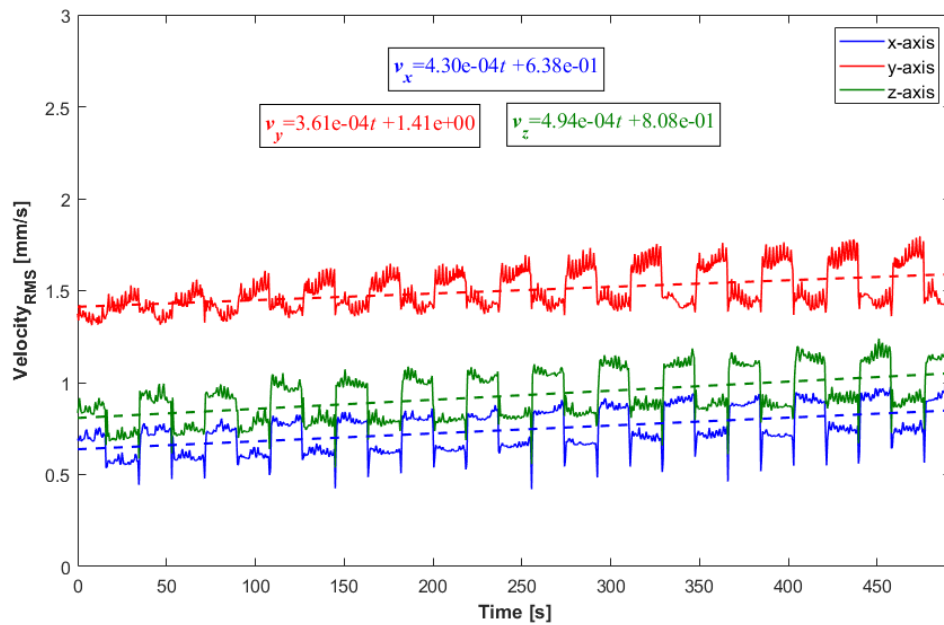


Figura 69 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R5 de maquinagem.

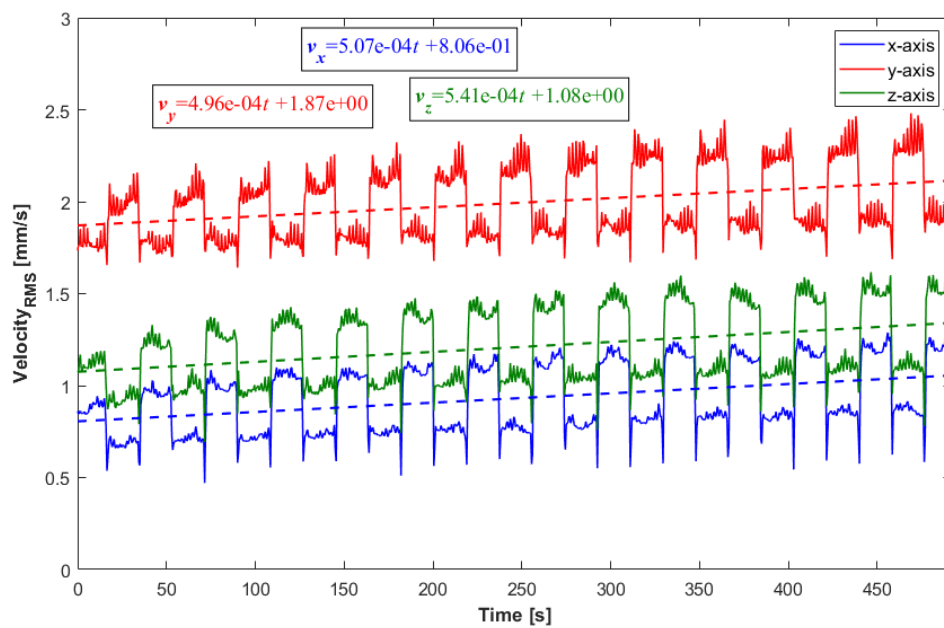


Figura 70 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R6 de maquinagem.

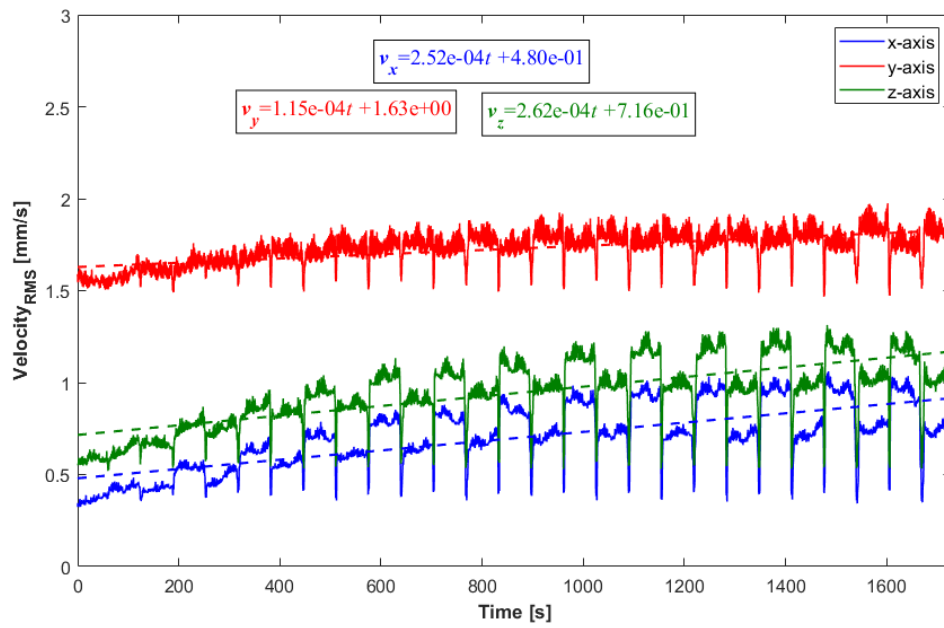


Figura 71 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R7 de maquinagem.

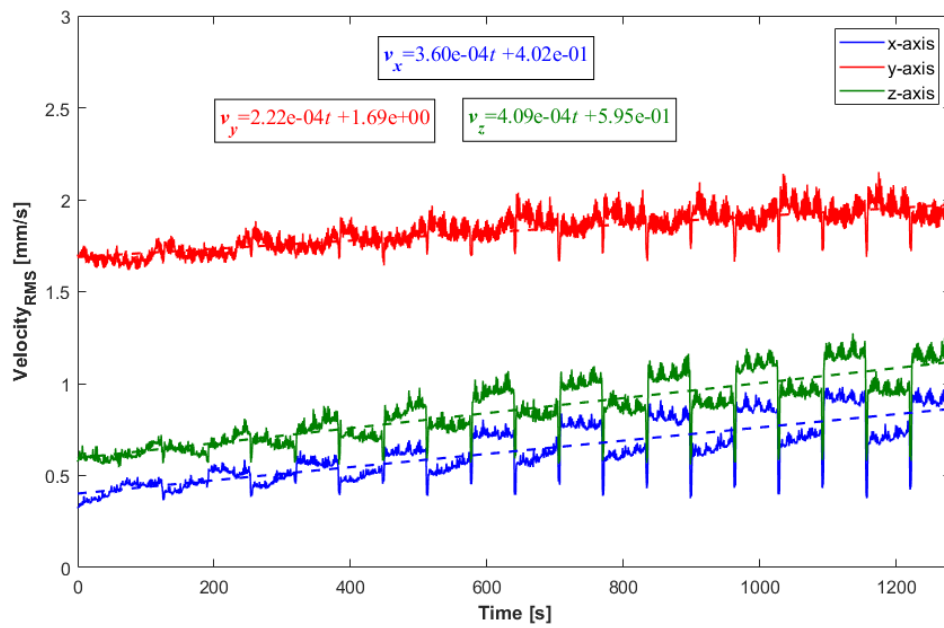


Figura 72 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R8 de maquinagem.

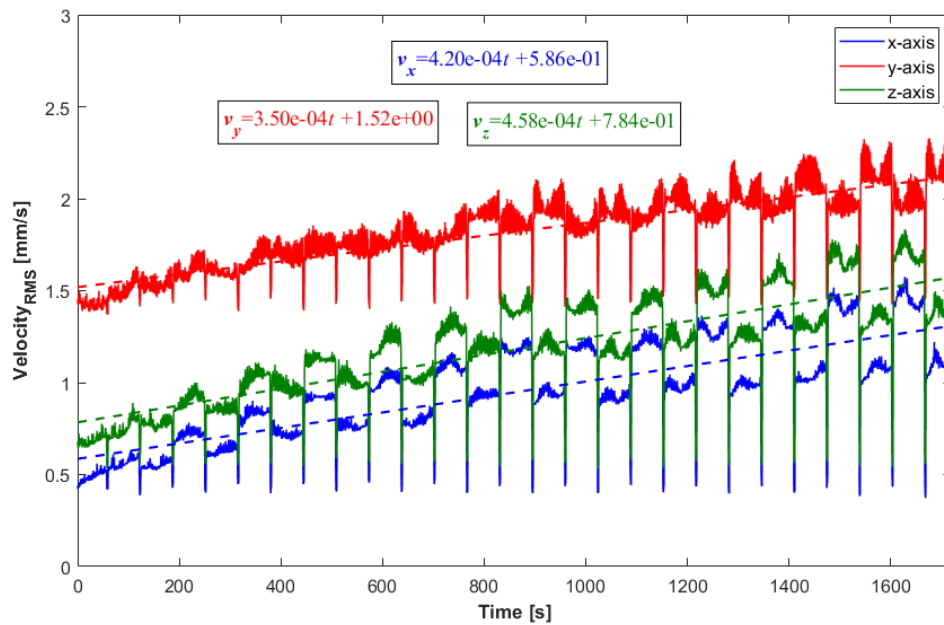


Figura 73 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R9 de maquinagem.

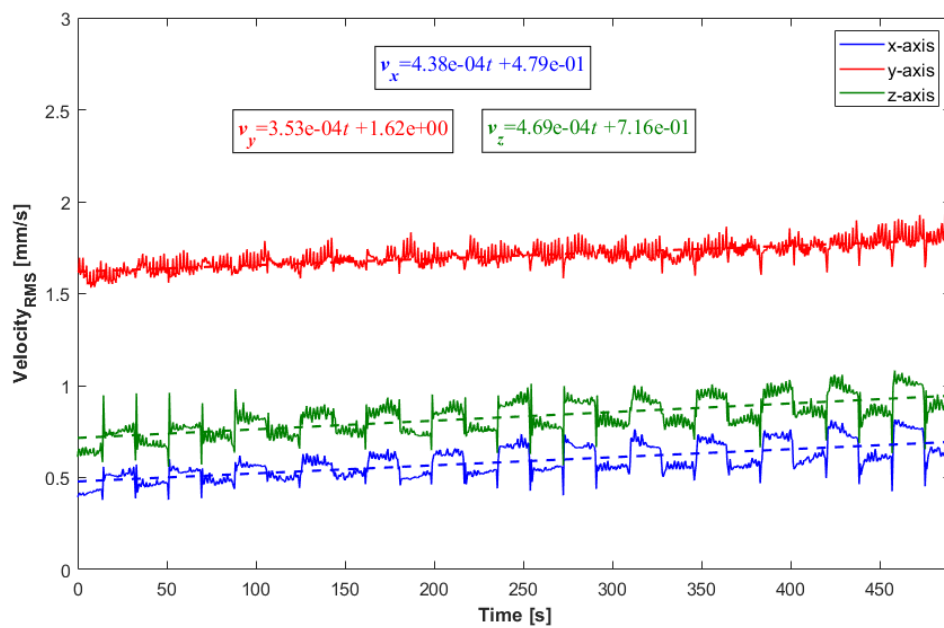


Figura 74 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R10 de maquinagem.

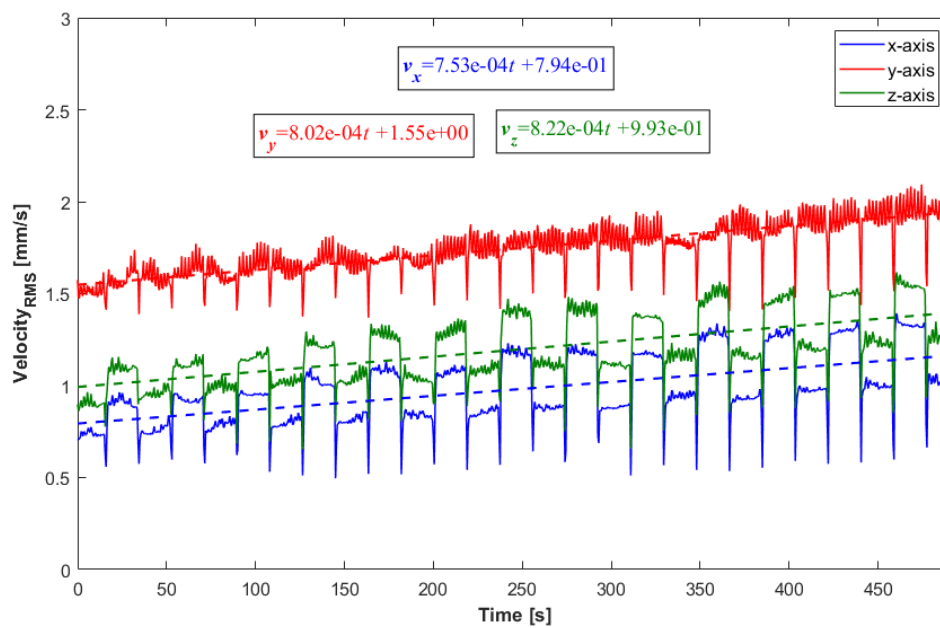


Figura 75 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R11 de maquinagem.

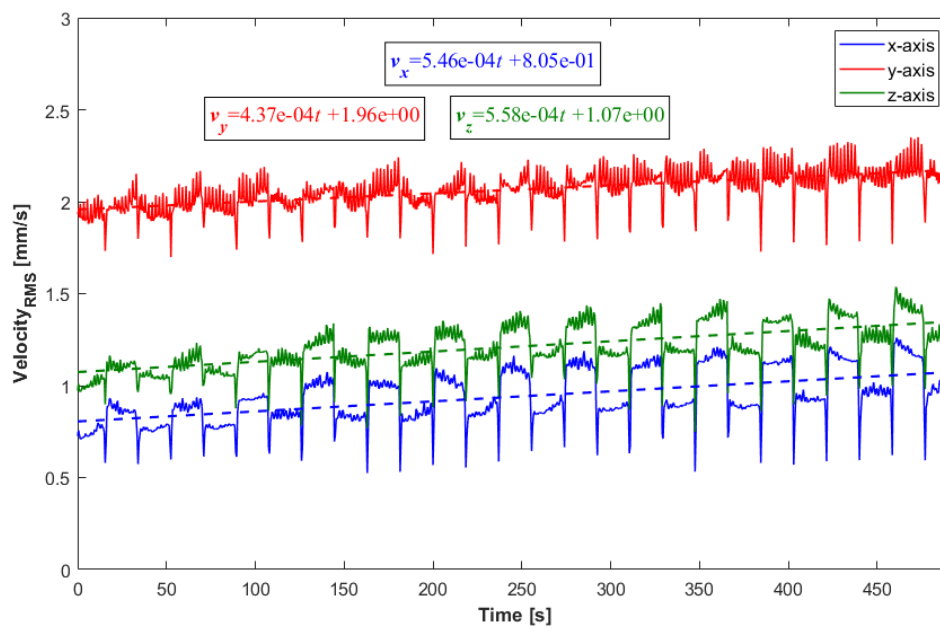


Figura 76 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R12 de maquinagem.

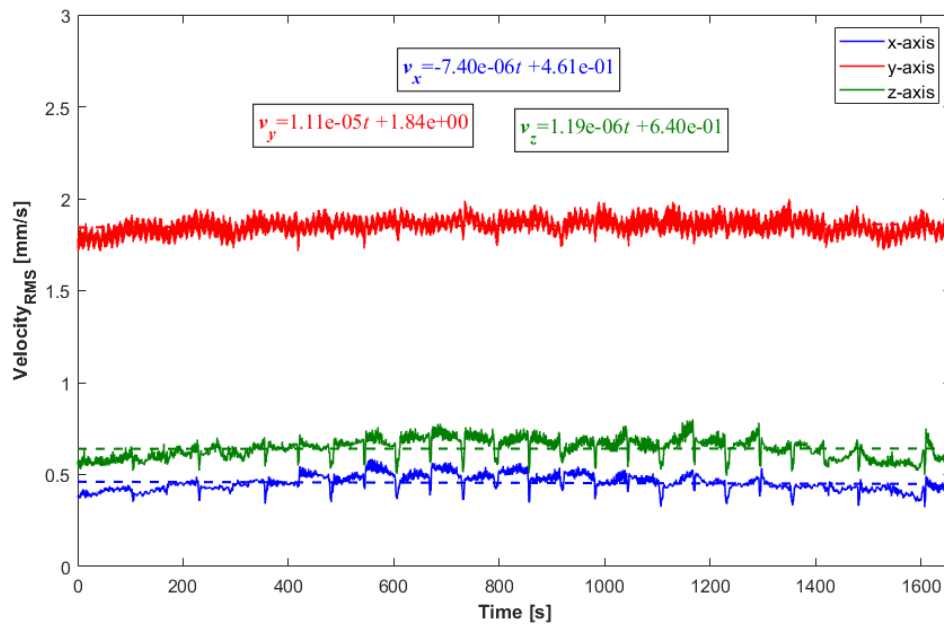


Figura 77 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R13 de maquinagem.

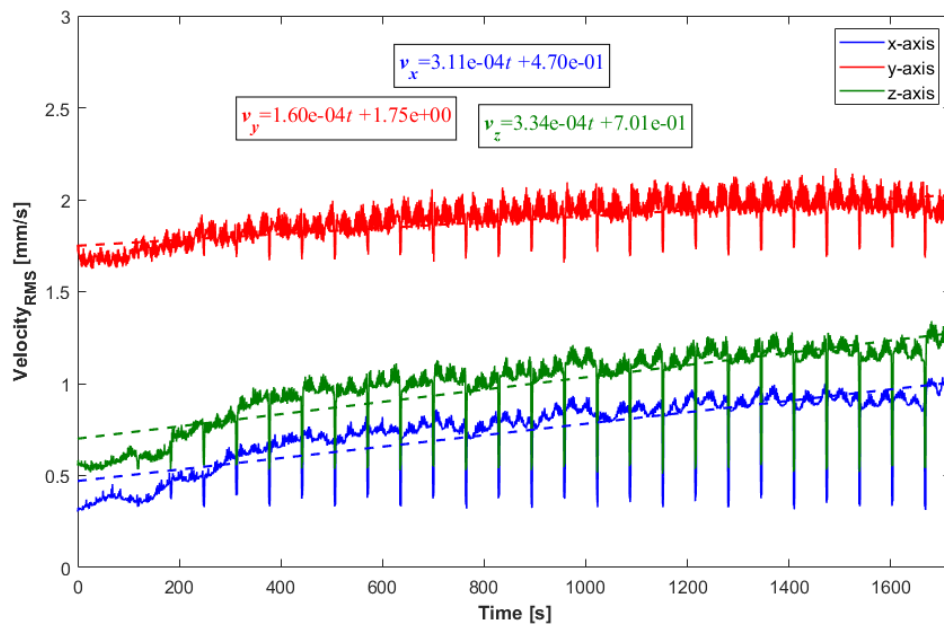


Figura 78 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R14 de maquinagem.

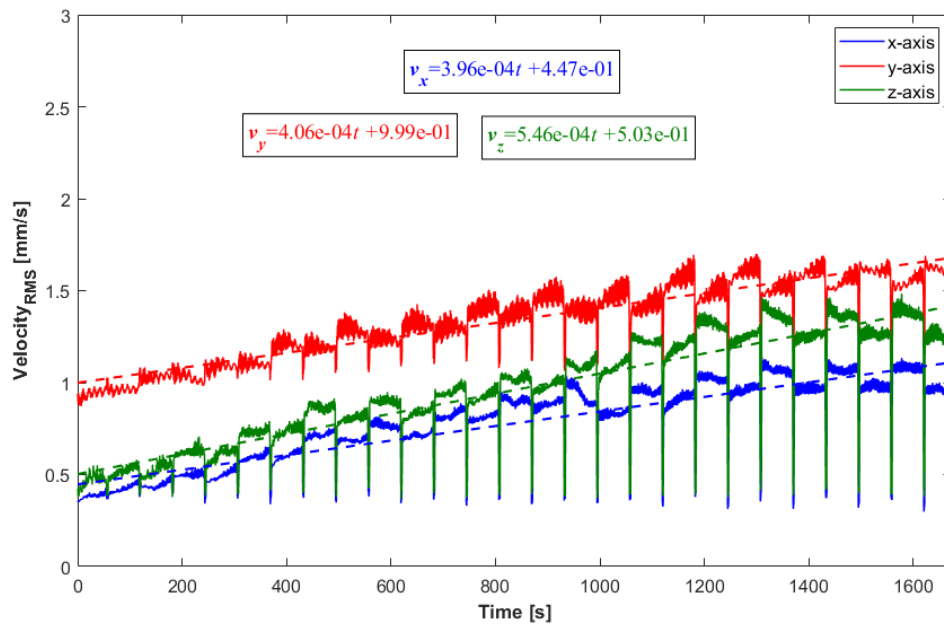


Figura 79 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R15 de maquinagem.

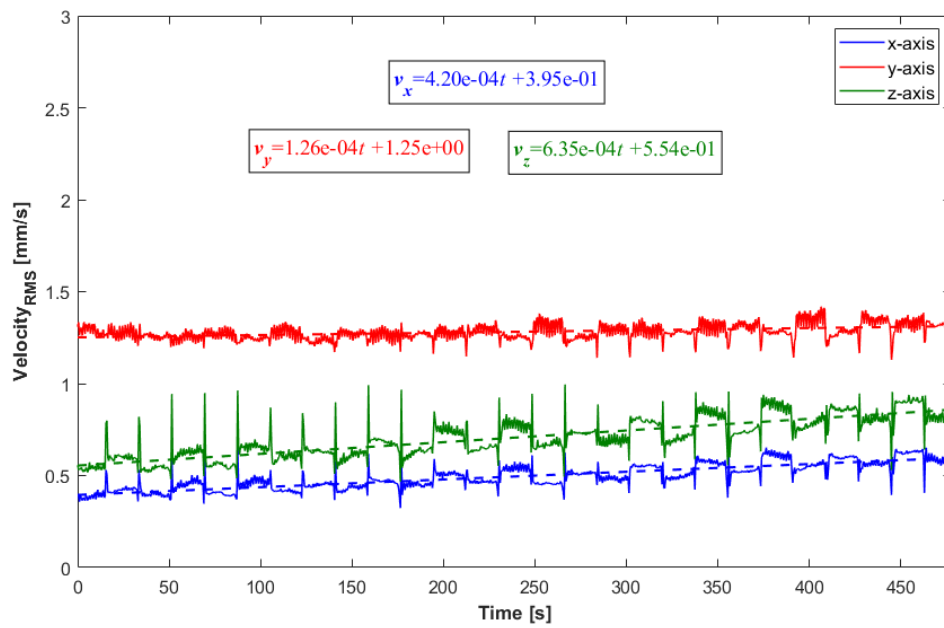


Figura 80 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R16 de maquinagem.

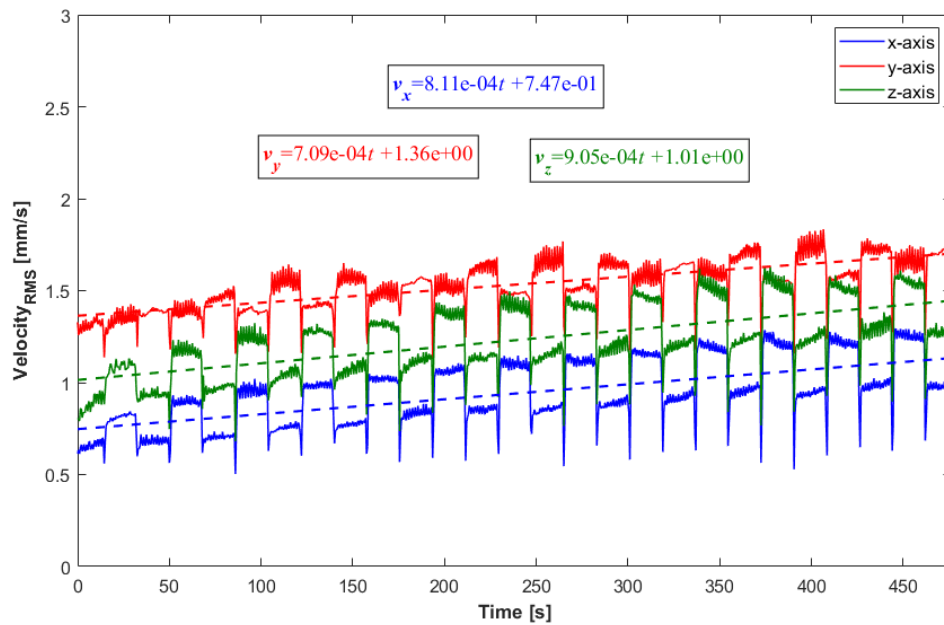


Figura 81 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R17 de maquinagem.

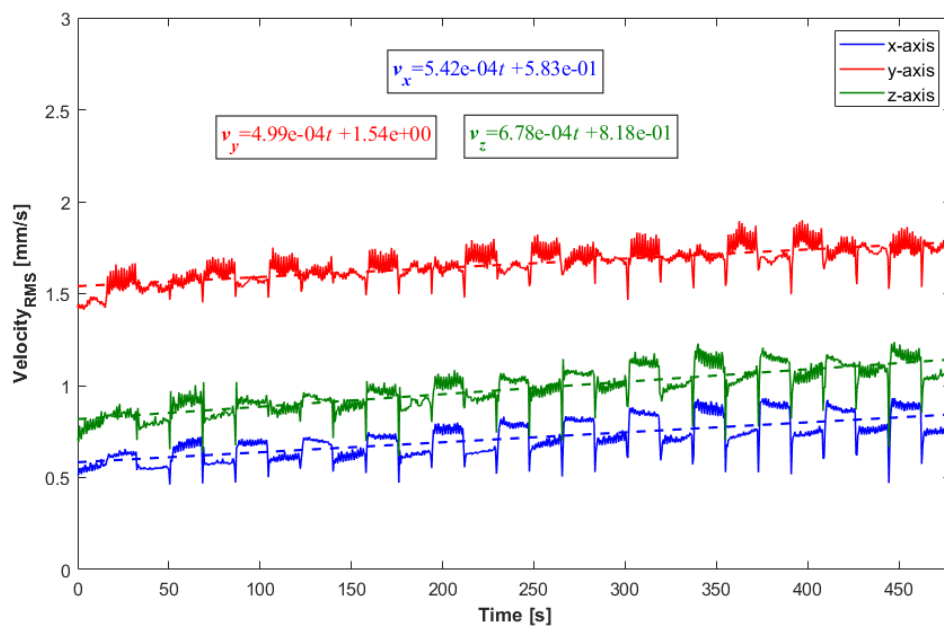


Figura 82 - Velocidades (RMS) em cada eixo no ensaio R18 de maquinagem.