

**UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA “JÚLIO DE MESQUITA FILHO”
FACULDADE DE ENGENHARIA DE ILHA SOLTEIRA**

PEDRO DA SILVA TRINCA

**INFLUÊNCIA DA TEXTURIZAÇÃO NO DESGASTE DO AÇO RÁPIDO NO
TORNEAMENTO**

Ilha Solteira – SP

2024

PEDRO DA SILVA TRINCA

**INFLUÊNCIA DA TEXTURIZAÇÃO NO DESGASTE DO AÇO RÁPIDO NO
TORNEAMENTO**

Trabalho de conclusão de curso apresentado
à Universidade Estadual Paulista, UNESP,
Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira
como parte dos requisitos para obtenção do
título de Bacharel em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Wyser José Yamakami

Ilha Solteira – SP

2024

FICHA CATALOGRÁFICA

Desenvolvido pelo Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação

Trinca, Pedro da Silva.

Influência da texturização no desgaste do aço rápido no torneamento /
Pedro da Silva Trinca. -- Ilha Solteira: [s.n.], 2024
195 f. : il.

Trabalho de conclusão de curso (Graduação em Engenharia Mecânica) -
Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, 2024

Orientador: Wyser José Yamakami

Inclui bibliografia

1. Texturização. 2. Laser. 3. Desgaste. 4. Aço rápido. 5. Torneamento.

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA "JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
FACULDADE DE ENGENHARIA - CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA
CURSO DE ENGENHARIA MECÂNICA

ATA DA DEFESA – TRABALHO DE GRADUAÇÃO

TÍTULO: "Influência da Texturização no Desgaste do Aço Rápido no Torneamento"

ALUNO: Pedro da Silva Trinca

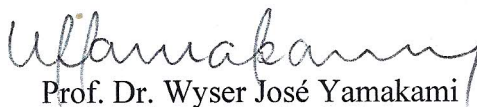
RA: 182054731

ORIENTADOR: Wyser José Yamakami

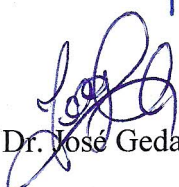
Aprovado (X) - Reprovado () pela Comissão Examinadora

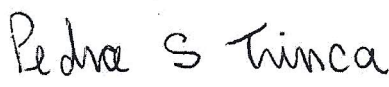
Nota obtida: 9,5

Comissão Examinadora:


Prof. Dr. Wyser José Yamakami
Presidente (Orientador)


Prof. Ph.D. Miguel Ângelo Menezes


Prof. Dr. José Gedael Fagundes Junior


Pedro da Silva Trinca
(Discente)

Ilha Solteira (SP) 12 de março de 2024.

AGRADECIMENTOS

Gostaria de agradecer a toda a minha família, em especial, aos meus pais, Cláudio e Shirlei, por todo apoio, amor e inspiração ao longo dos anos de faculdade.

Gostaria de agradecer a minha namorada, Mirela, por todo apoio e amor durante os 5 anos de faculdade.

Gostaria de agradecer a Deus, por me dar força e capacidade para enfrentar todos os desafios.

Agradeço a UNESP, ao Departamento de Engenharia Mecânica da FEIS e aos professores que tive durante essa jornada por me proporcionarem o suporte, infraestrutura e conhecimento necessários para minha formação acadêmica.

Agradeço também aos técnicos da FEIS, em especial aos do Bloco M1, da engenharia mecânica, por terem me auxiliado imensamente na minha pesquisa.

Por fim, agradeço ao professor Wyser José Yamakami pela sua brilhante e constante orientação, apoio, paciência e empenho neste trabalho e durante meus 5 anos nesta faculdade.

“O único homem que está isento de erros é
aquele que não arrisca acertar”.

(Albert Einstein)

RESUMO

Em vista do acelerado desenvolvimento econômico e crescente demanda e competitividade no mercado, tem-se, cada vez mais, a necessidade de ferramentas mais resistentes ao desgaste e que tenham uma vida e eficiência em serviço mais elevada a fim de reduzir os custos de produção e aumentar a produtividade. Nesse sentido, o desenvolvimento e aplicação de superfícies texturizadas em ferramentas de corte, isto é, a alteração da topografia da superfície de determinado material a partir da formação de cavidades, em escala macro, micro ou nano, aumentando a resistência ao desgaste do componente a partir da melhoria da lubrificação da superfície, aumento da molhabilidade, variação da condutividade térmica, diminuição do coeficiente de atrito, dentre outros fatores, consiste em uma das opções mais viáveis atualmente aplicadas. O objetivo deste trabalho foi analisar a influência da texturização a laser na vida de uma ferramenta de aço rápido. Corpos de prova de Aço SAE 1020 foram usinados em um torno universal utilizando uma ferramenta de aço rápido com e sem textura, adotando-se uma velocidade de corte V_c de 44 m/min, avanço f de 0,3 mm/rotação e profundidade de corte a_p de 0,5 mm. Ao longo de cada etapa de usinagem (a cada 10 mm usinados do corpo de prova) os desgastes de flanco e cratera foram avaliados, por meio da medição da área da vista frontal destes desgastes, utilizando-se um estereoscópio. O bit de aço rápido texturizado apresentou maior resistência ao desgaste de flanco e cratera em relação ao bit de aço rápido não texturizado, demonstrando o potencial da texturização a laser no aumento do desempenho de ferramentas e componentes sujeitos ao desgaste abrasivo. Para o bit de aço rápido não texturizado, no comprimento usinado acumulado L_u de 180 mm, encontrou-se um desgaste de flanco máximo V_{bmax} de 1,5 mm e uma área de cratera A_c de 2,43 mm², ao passo que, para o bit de aço rápido texturizado, encontrou-se, no mesmo comprimento usinado acumulado, um desgaste de flanco máximo V_{bmax} de 0,96 mm e uma área de cratera de 1,7 mm².

Palavras-chave: Texturização; Laser; Desgaste; Aço Rápido; Torneamento.

ABSTRACT

In view of the accelerated economic development and increasing demand and competitiveness in the market, there is an increasing need for more wear-resistant tools with a higher service life and efficiency in order to reduce production costs and increase productivity. In this sense, the development and application of textured surfaces on cutting tools, altering the surface topography of a particular material through the formation of cavities on a macro, micro, or nano scale, enhance the component's wear resistance by improving surface lubrication, increasing wettability, varying thermal conductivity, reducing the coefficient of friction, among other factors. This constitutes one of the most viable options currently applied. The objective of this study was to analyze the influence of laser texturization on the lifespan of a high-speed steel tool. SAE 1020 Steel specimens were machined on a universal lathe using a high-speed steel tool with and without texture, with a cutting speed V_c of 44 m/min, feed rate f of 0.3 mm/rotation, and cutting depth a_p of 0.5 mm. Throughout each machining step (every 10 mm machined on the test specimen), flank and crater wears were evaluated by measuring the frontal view area of these wears using a stereoscope. The HSS textured bit showed higher resistance to flank and crater wear compared to the HSS non-textured bit, demonstrating the potential of laser texturization in enhancing the performance of tools and components subject to abrasive wear. For the non-textured high speed steel bit, at the accumulated machined length L_u of 180 mm, a maximum flank wear V_{bmax} of 1.5 mm and a crater area A_c of 2.43 mm² were found, whereas for the textured high speed steel bit, at the same accumulated machined length, a maximum flank wear V_b of 0.96 mm and a crater area A_c of 1.7 mm² were observed.

Keywords: Texturing; Wear; High Speed Steel; Turning.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Relação entre os parâmetros de entrada e saída na usinagem.....	21
Figura 2 - Classificação dos processos de fabricação	21
Figura 3 – Principais componentes e movimentos de um torno	23
Figura 4 - Direções dos movimentos ativos durante o torneamento	25
Figura 5 - Grandezas de corte para uma ferramenta simplificada.....	28
Figura 6 - Partes construtivas de uma ferramenta de torneamento	29
Figura 7 - Planos ortogonais do sistema de referência da ferramenta	30
Figura 8 - Ângulos em uma ferramenta de torneamento	35
Figura 9 - Mecanismo de formação do cavaco.....	36
Figura 10 - Zonas na interface cavaco/ferramenta.....	38
Figura 11 - Formas dos cavacos segundo a ISO 3685 (1993)	41
Figura 12 - Influência de a_p e f na forma do cavaco	42
Figura 13 - Fatores de influência na forma do cavaco	42
Figura 14 - Classificação de cavacos quanto a forma favorável de formação.....	43
Figura 15 - Variação da forma do cavaco	43
Figura 16 - Regiões de calor durante a formação de cavacos	46
Figura 17 - Requisitos mínimos para a fabricação do aço rápido.....	49
Figura 18 - Composição química dos principais aços rápidos segundo a AISI	50
Figura 19 - Influência da dureza na taxa de desgaste de aços rápidos	53
Figura 20 - Relação entre a dureza e tenacidade de impacto em aços rápidos.....	53
Figura 21 - Principais desgastes em ferramentas de corte	55
Figura 22 - Evolução do processo de desgaste em ferramentas	56
Figura 23 - Exemplo de curva de vida de ferramenta.....	58
Figura 24 - Parâmetros utilizados para medir o desgaste em ferramentas de corte ..	59
Figura 25 - Desgaste de flanco	61
Figura 26 - Desgaste de cratera.....	63
Figura 27 - Evolução da área máxima da cratera em função do tempo de corte	64
Figura 28 - Mapeamento dos mecanismos de desgaste de cratera.....	65
Figura 29 - Seção transversal da cratera de uma ferramenta HSS não revestida	66
Figura 30 - Desgaste de entalhe	67
Figura 31 - Mecanismos de desgaste em função da temperatura.....	69
Figura 32 - Aresta postiça de corte APC	71

Figura 33 - Velocidade de corte crítica.....	71
Figura 34 - Desgaste de flanco com e sem a presença de APC	72
Figura 35 - Variação das dimensões da APC em função de v_c	73
Figura 36 - Mecanismo de aderência na presença de APC	74
Figura 37 - Desgaste por meio do mecanismo de aderência	75
Figura 38 - Desgaste abrasivo em uma ferramenta de corte	77
Figura 39 - Desgaste provocado por difusão.....	79
Figura 40 - Forças de usinagem durante o torneamento	87
Figura 41 - Diagrama de forças no plano de cisalhamento	88
Figura 42 - Variação da força de usinagem em ferramentas texturizadas	90
Figura 43 - Redução no comprimento de contato em insertos texturizados.....	91
Figura 44 - Variação da força de corte para diferentes ferramentas texturizadas	92
Figura 45 - Usinabilidade de ferramentas com diferentes texturas	94
Figura 46 - Forças de usinagem utilizando diferentes ferramentas texturizadas.....	96
Figura 47 - Fluxo de calor durante a usinagem	98
Figura 48 - Influência de diferentes padrões de textura na temperatura de corte ...	101
Figura 49 - Temperatura da aresta de corte para diferentes insertos texturizados .	102
Figura 50 - Aumento de temperatura em ferramentas texturizadas	103
Figura 51 - Padrão de desgaste em diferentes insertos texturizados.....	104
Figura 52 - Variação do desgaste de flanco e da vida devido a textura	105
Figura 53 - Padrão de desgaste e análise EDX de um inserto texturizado	106
Figura 54 - Variação na altura da adesão em diferentes ferramentas irradiadas	107
Figura 55 - Variação do ângulo de cisalhamento para diferentes texturas.....	112
Figura 56 - Variação da espessura do cavaco em função da velocidade de corte..	113
Figura 57 - Variação da geometria do cavaco para diferentes texturas	114
Figura 58 - Influência da texturização na Curva de Stribeck	117
Figura 59 - Influência da texturização a laser no regime de lubrificação	118
Figura 60 - Variação da Rugosidade superficial em função da textura	120
Figura 61 - Variação da rugosidade em função do tempo para insertos de PCBN .	121
Figura 62 - Corpos de prova utilizados nos ensaios.....	126
Figura 63 - Bit de aço rápido utilizado nos ensaios	127
Figura 64 - Defeitos na textura realizada	128
Figura 65 - Superfície de saída texturizada.....	129
Figura 66 - Torno mecânico universal utilizado nos ensaios	130

Figura 67 - Estereomicroscópio utilizado nos ensaios	130
Figura 68 - Rugosímetro utilizado	131
Figura 69 - Procedimentos para a realização dos ensaios.....	131
Figura 70 - Ângulos de posição na ferramenta.....	133
Figura 71 - Disposição do corpo de prova e da ferramenta durante o ensaio	134
Figura 72 - Procedimentos para a realização das medições de desgaste	134
Figura 73 - Aparato para medida do desgaste de flanco.....	135
Figura 74 - Aparato para medida do desgaste de cratera	135
Figura 75 - Aparato para a medida de rugosidade dos corpos de prova.....	136
Figura 76 – Desgaste de flanco máximo (ferramenta sem textura).....	140
Figura 77 - Comportamento do desgaste de flanco (ferramenta sem textura)	140
Figura 78 - Taxa de desgaste de flanco (ferramenta sem textura).....	141
Figura 79 - Desgaste de flanco máximo (ferramenta texturizada).....	142
Figura 80 - Comportamento do desgaste de flanco (ferramenta texturizada)	142
Figura 81 - Taxa de desgaste de flanco (ferramenta texturizada)	143
Figura 82 - Área de cratera (ferramenta sem textura)	145
Figura 83 - Comportamento da área de cratera (ferramenta sem textura).....	145
Figura 84 - Taxa de crescimento da área de cratera (ferramenta sem textura)	146
Figura 85 - Área de cratera (ferramenta texturizada)	147
Figura 86 - Comportamento da área de cratera (ferramenta texturizada)	147
Figura 87 - Taxa de crescimento da área de cratera (ferramenta texturizada)	148
Figura 88 - Rugosidade média (ferramenta sem textura).....	150
Figura 89 - Rugosidade média (ferramenta texturizada)	151
Figura 90 - Valores de área de cratera em ambas as ferramentas	152
Figura 91 - Taxas de crescimento de cratera em ambas as ferramentas	153
Figura 92 - Taxas de crescimento de cratera em ambas as ferramentas	154
Figura 93 - Regiões afetadas pelo calor nas superfícies de saída da ferramenta...156	
Figura 94 –Desgaste de flanco em ambas as ferramentas	158
Figura 95 - Taxas de desgaste de flanco em ambas as ferramentas.....	159
Figura 96 - Efeito abrasivo na superfície de folga em ambas as ferramentas.....	161
Figura 97 - Formação da APC (superfície de folga)	162
Figura 98 - Formação de aderências na superfície de saída	163
Figura 99 - Rugosidade média medida em ambas as ferramentas	165

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Composição química do aço carbono SAE 1020	127
Tabela 2 - Informações relativas à textura realizada na ferramenta.....	128
Tabela 3 - Planejamento dos comprimentos de usinagem e velocidades de corte .	132
Tabela 4 - Desgaste de flanco máximo (ferramenta sem textura).....	138
Tabela 5 - Desgaste de flanco máximo (ferramenta texturizada)	139
Tabela 6 - Valores de área de cratera (ferramenta sem textura).....	144
Tabela 7 - Valores de área de cratera (ferramenta texturizada).....	144
Tabela 8 - Rugosidade média do corpo de prova (ferramenta sem textura)	149
Tabela 9 - Rugosidade média do corpo de prova (ferramenta texturizada)	149

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	American Iron and Steel institute
ArF	Fluoreto de argônio
ASM	American Society for Metals
ASTM	American Society for Testing and Materials
CNC	Controle Numérico por Computador
CVD	Deposição Química de vapor
EDM	Electrical Discharge Machining
HSS	High Speed Steel
ISO	International Organization for Standardization
KrF	Fluoreto de kriptônio
LST	Texturização superficial a laser
MoS ₂	Dissulfeto de molibdênio
NBR	Norma Brasileira
NBR	Norma técnica brasileira
Nd:YAG	Neodymium doped yttrium aluminium
PCBN	Nitreto cúbico de boro policristalino
PVD	Deposição física de vapor
SAE	Society of Automotive Engineers
WS ₂	Sulfeto de tungstênio

LISTA DE SÍMBOLOS

l_c	Percurso de corte (m)
l_f	Percurso de avanço, Comprimento de contato (m)
l_e	Percurso efetivo de corte (m)
v_c	Velocidade de corte (m/min)
v_f	Velocidade de avanço (mm/min)
v_e	Velocidade efetiva de corte (m/min)
d	Diâmetro da peça (mm)
n	Rotação da ferramenta (rpm)
f	Avanço (mm/volta)
t_c	Tempo de corte (min)
a_p	Profundidade de usinagem (mm)
a_e	Penetração de trabalho (mm)
A_D	Seção transversal nominal de corte (mm ²)
$A_{D_{tot}}$	Seção transversal nominal total de corte (mm ²)
b_D	Largura nominal de corte (mm)
h_D	Espessura nominal de corte (mm)
h_i	Espessura local de corte (mm)
λ_s	Ângulo de inclinação (°)
χ_r'	Ângulo de posição da aresta secundária de corte (°)
χ_r	Ângulo de posição da aresta principal de corte (°)
A	Seção transversal de corte (mm ²)
b	Largura de corte (mm)
h	Espessura de corte (mm)
A_γ	Superfície de saída
A_α	Superfície principal de folga
$A'\alpha$	Superfície secundária de folga
S	Aresta principal de corte
S'	Aresta secundária de corte
P_r	Plano de referência da ferramenta
P_s	Plano de corte da ferramenta
P_o	Plano ortogonal da ferramenta

P_f	Plano admitido de trabalho
P_p	Plano dorsal da ferramenta
χ_r	Ângulo de posição da ferramenta (°)
χ'_r	Ângulo de posição da aresta secundária da ferramenta (°)
ε	Ângulo de ponta da ferramenta (°)
λ_s	Ângulo de inclinação da ferramenta (°)
γ	Ângulo de saída da ferramenta (°)
β	Ângulo de cunha da ferramenta, Ângulo de atrito (°)
α	Ângulo de folga da ferramenta (°)
$\Phi, \emptyset$	Ângulo de cisalhamento do cavaco (°)
VB_B	Desgaste de flanco médio (mm)
KT	Profundidade de cratera (mm)
$VB_{m\acute{a}x}$	Desgaste de flanco máximo (mm)
VB_N	Desgaste de entalhe
F_u	Força de usinagem (N)
F_t	Força ativa (N)
F_p	Força passiva (N)
F_c	Força de corte (N)
F_f	Força de avanço (N)
F_{ap}	Força de apoio (N)
F_e	Força efetiva de corte (N)
F_{af}	Força de atrito média (N)
A_w	Área de contato entre o cavaco e a ferramenta (m ²)
τ_c	Tensão de cisalhamento na interface cavaco/ferramenta (Pa)
F_r	Força total resultante (N)
F_y	Força de corte radial (N)
F_z	Força principal de corte (N)
W_g	Largura dos bolsões (mm)
θ_0	Temperatura ambiente (K)
R_1	Proporção de calor que flui para o cavaco em função do cisalhamento
R_2	Proporção de calor que flui para o cavaco em função do atrito
v_s	Velocidade de cisalhamento (mm/s)

τ_s	Tensão de cisalhamento na peça de trabalho (Pa)
c_1	Calor específico do cavaco (J/Kg.K)
ρ_1	Massa específica do cavaco (Kg/m ³)
λ_2	Condutividade térmica da peça de trabalho (W/m.K)
a_2	Difusividade térmica da peça de trabalho (m ² /s)
θ_s	Temperatura média no plano de cisalhamento (K)
ψ	Coefficiente de deformação do cavaco
η	Taxa de remoção de material (mm/s)
E_{esp}	Energia específica de corte (J/Kg)
μ	Coefficiente de atrito
R_a	Rugosidade média (μ m)
E_R	Variação da rugosidade média (μ m)
A_c	Área de cratera (mm ²)
L_u	Comprimento usinado acumulado (mm)
V	Volume de material removido (mm ³)
t	Tempo de usinagem acumulado (s)

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	17
2	REVISÃO DA LITERATURA.....	20
2.1	USINAGEM.....	20
2.1.1	Torneamento.....	23
2.1.2	Movimentos e grandezas durante a usinagem	24
2.1.3	Geometria da cunha cortante	29
2.1.4	Mecanismo de formação do cavaco	35
2.2	AÇO RÁPIDO.....	47
2.3	DESGASTES EM FERRAMENTAS DE CORTE	54
2.3.1	Medição de desgastes e vida da ferramenta.....	57
2.3.2	Tipos de desgastes de ferramentas.....	60
2.3.3	Mecanismos de desgaste	68
2.3.3.1	Aresta postiça de corte (APC).....	70
2.3.3.2	Aderência.....	74
2.3.3.3	Abrasão mecânica	76
2.3.3.4	Oxidação.....	77
2.3.3.5	Difusão.....	78
2.4	TEXTURIZAÇÃO SUPERFICIAL	80
2.4.1	Histórico e aplicações.....	82
2.4.2	Efeito da texturização no processo de torneamento.....	84
2.4.2.1	Tribologia	84
2.4.2.2	Forças de corte	86
2.4.2.3	Temperatura de corte.....	97
2.4.2.4	Desgaste da ferramenta.....	103
2.4.2.5	Formação de cavaco.....	110
2.4.2.6	Atrito.....	116
2.4.2.7	Integridade superficial	119
2.4.3	Métodos de fabricação de superfícies texturizadas	122
2.4.3.1	Texturização superficial a laser.....	123
3	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	126
3.1	MATERIAIS.....	126
3.1.1	Corpos de Prova.....	126
3.1.2	Ferramenta texturizada	127

3.2	EQUIPAMENTOS	129
3.2.1	Torno mecânico universal	129
3.2.2	Estereomicroscópio	130
3.2.3	Rugosímetro	131
3.3	MÉTODOS	131
3.3.1	Ensaio.....	131
3.3.2	Medida de desgastes.....	134
3.3.3	Medida de Rugosidade.....	136
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	138
4.1	DESGASTE DE FLANCO	138
4.2	DESGASTE DE CRATERA.....	143
4.3	RUGOSIDADE DOS CORPOS DE PROVA	148
4.4	DISCUSSÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS	151
4.4.1	Desgaste de cratera.....	151
4.4.2	Desgaste de flanco	157
4.4.3	Rugosidade	165
5	CONCLUSÕES	168
6	SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS E MELHORIAS	170
	REFERÊNCIAS.....	171
	APÊNDICE A - SUPERFÍCIE DE FOLGA (FERRAMENTA SEM TEXTURA)	184
	APÊNDICE B - SUPERFÍCIE DE FOLGA (FERRAMENTA TEXTURIZADA)	187
	APÊNDICE C - SUPERFÍCIE DE SAÍDA (FERRAMENTA SEM TEXTURA)	190
	APÊNDICE D - SUPERFÍCIE DE SAÍDA (FERRAMENTA TEXTURIZADA).....	193

1 INTRODUÇÃO

A manufatura consiste em uma combinação de processos que visa a transformação de matérias-primas em produtos acabados, seguindo um planejamento organizados em todas as suas etapas. Dessa forma, os mais diversos bens de consumo são produzidos, desde um simples parafuso até uma aeronave comercial de grande porte (Possui aproximadamente seis milhões de peças), passando pelo automóvel (possui cerca de 15 mil peças) (Machado et al., 2015). O termo fabricação é empregado de forma mais restrita, limitando-se aos processos nele envolvidos (Machado et al., 2015).

Dentre os processos utilizados na fabricação dos mais diversos componentes destaca-se a usinagem. Segundo Machado et al., a usinagem consiste em um processo que, ao conferir à peça forma, dimensões e acabamento, produz cavaco (porção de material da peça retirada pela ferramenta e caracterizada por apresentar forma geométrica irregular). A usinagem é reconhecidamente o processo de fabricação mais popular do mundo, transformando em cavacos algo em torno de 10% de toda a produção de metais e empregando dezenas de milhões de pessoas (Trent,1985).

A usinagem possui alta imprevisibilidade, proporcionando alta complexidade na definição dos parâmetros ideais de corte. Porém, após a definição de tais parâmetros, a formação do cavaco ocorre corretamente e sem a necessidade de intervenção do operador durante o processo. Segundo Machado et al., as condições ideais de corte são aquelas capazes de produzir peças dentro das especificações de forma, tamanho e acabamento ao menor custo possível. A imprevisibilidade da usinagem se deve ao fato de esse ser o único processo de deformação plástica cuja única restrição é oferecida pela ferramenta de corte (Black, 1995). Além disso, a usinagem envolve altas deformações combinadas com altas taxas de deformação (Machado et al., 2015).

Um dos primeiros materiais desenvolvidos para a fabricação de ferramentas de corte foi o aço rápido, assim chamado, pois, na época de sua criação, 1905, era o material de ferramenta capaz de atingir as maiores velocidades de corte durante o processo. Tal material consiste em um aço ferramenta de composição química variável em uma ampla faixa de valores de concentração de elementos químicos como

carbono, tungstênio, molibdênio, cromo, vanádio, cobalto e nióbio. O aço rápido consiste em um material tenaz, com alta resistência ao desgaste (alta dureza) e elevada dureza a quente (suporta temperaturas de até 600 °C durante o corte), propriedades desejáveis no processo de usinagem (Diniz et al., 1999, Da costa et al., 1988).

A norma ISO 3685 (1993) fornece uma definição para o desgaste de ferramentas de corte, isto é, “mudança de sua forma original durante o corte, resultante da perda gradual de material”. Segundo Machado et al., por maiores que sejam as durezas, a resistência ao desgaste das ferramentas de corte e por menor que seja a resistência mecânica da peça de trabalho, a ferramenta de corte sofrerá um processo de desgaste que, mais cedo ou mais tarde, exigirá a sua substituição.

Apesar do custo associado às ferramentas de corte ser relativamente pequeno comparado ao montante total despendido no processo de fabricação, desgastes acelerados e/ou avarias frequentes provocam a parada das máquinas para reparo ou substituição de tais ferramentas, o que proporciona aumento nos custos de produção e queda de produtividade. Segundo Diniz et al., 1999, os principais tipos de desgaste e avarias que ocorrem em uma ferramenta de corte podem ser divididos em desgaste de flanco, desgaste de cratera, desgaste de entalhe, deformação plástica da aresta de corte, trincas térmicas, trincas mecânicas, quebra e lascamento.

A vida da ferramenta, consiste no tempo de operação útil da mesma até que sua capacidade de corte seja totalmente ou suficientemente perdida, com base em um critério estabelecido previamente. Atingida a vida útil de uma ferramenta, a mesma deve, inevitavelmente, ser substituída ou reafiada. O principal fator que determina o fim de vida de uma ferramenta são a presença e evolução dos desgastes apresentados anteriormente, levando a possibilidade da ocorrência de falha, prejudicando o acabamento da peça e a obtenção de tolerâncias apertadas, aumento da temperatura na região de corte e aumento dos esforços de corte (Diniz et al., 1999).

A usinabilidade de um material consiste em uma grandeza tecnológica que expressa por meio de um valor numérico comparativo (chamado de índice de usinabilidade), um conjunto de propriedades de usinagem (vida da ferramenta, acabamento superficial da peça, esforços de corte, temperatura de corte, produtividade, características do cavaco, dentre outros) de um material em relação a um material tomado como referência (Diniz et al., 1999). Segundo Diniz et al., 1999,

dentre os diversos métodos para determinar o índice de usinabilidade destacam-se o método de longa duração e o método de curta duração.

O aço SAE 1020 consiste em uma liga metálica ferro carbono da classe 10xx com concentrações em massa de carbono na faixa de 0,18 % a 0,23% e a presença, em concentrações variáveis, de outros elementos como manganês, enxofre e fósforo.

Tal material é caracterizado por possuir boa usinabilidade, ductibilidade, soldabilidade, além de possuir excelente custo-benefício. As ferramentas de aço rápido da classe M2 são recomendadas para usinar o aço 1020 devido sua boa usinabilidade, o que implica em menores velocidades de corte, menores temperaturas da ferramenta durante o corte e reduzidos esforços sobre a peça e a ferramenta durante o processo (Luz, 2017, Gerdau, 2017, Davis et al., 1989).

A texturização é uma técnica que consiste na alteração da topografia da superfície de determinado material a partir da formação de cavidades, em escala macro, micro ou nano, aumentando a resistência ao desgaste do componente a partir da melhoria da lubrificação da superfície, aumento da molhabilidade, variação da condutividade térmica, diminuição do coeficiente de atrito, dentre outros fatores (Vishnoi et al., 2021, Bruzzone et al., 2008). Além disso, uma superfície texturizada ainda pode ser criada por outros métodos que não envolvem a remoção de material, isto é, métodos por adição de material, métodos por movimentação de material e a autoformação (Bruzzone et al., 2008).

Segundo Gachot et al., técnicas avançadas de fabricação de superfícies texturizadas estão sendo cada vez mais utilizadas como uma ferramenta de engenharia para aumentar a performance de componentes mecânicos, oferecendo precisão, facilidade de uso e diminuição de custos. Algumas das técnicas utilizadas para realizar a texturização de superfícies incluem a texturização de superfícies via laser, ataque químico, deposição de camadas atômicas, moagem assistida por ultrassom, usinagem por eletroerosão (EDM), microfresagem, dentre outros (Vishnoi et al., 2021).

O presente trabalho busca analisar, por meio de um ensaio de usinabilidade de curta duração, a influência da texturização superficial na vida de uma ferramenta de aço rápido sem revestimento em relação a uma ferramenta semelhante sem a presença de texturização (superfície lisa), a partir de testes de usinabilidade utilizando o aço SAE 1020 e realizados em um torno universal.

2 REVISÃO DA LITERATURA

Atualmente, são muitos os casos em que, em pelo menos uma de suas etapas de fabricação, um produto não passe por um processo de usinagem. Nesse sentido, o conjunto de processos que compõem a usinagem são de extrema importância, visto que, apesar de serem os mais custosos processos de fabricação, aumentam o valor agregado a cada peça processada ao conferir tais especificações ao produto final (Davis et al., 1989).

2.1 USINAGEM

Em alguns casos, a usinagem possui alta imprevisibilidade, proporcionando alta complexidade na definição dos parâmetros ideais de corte. Porém, após a definição de tais parâmetros, a formação do cavaco ocorre corretamente e sem a necessidade de intervenção do operador durante o processo. Segundo Machado et al., as condições ideais de corte são aquelas capazes de produzir peças dentro das especificações de forma, tamanho e acabamento ao menor custo possível. A usinagem consiste em um processo de deformação plástica cuja única restrição é oferecida pela ferramenta de corte (Black, 1995). Além disso, a usinagem envolve altas tensões combinadas com altas taxas de deformação (Machado et al., 2009).

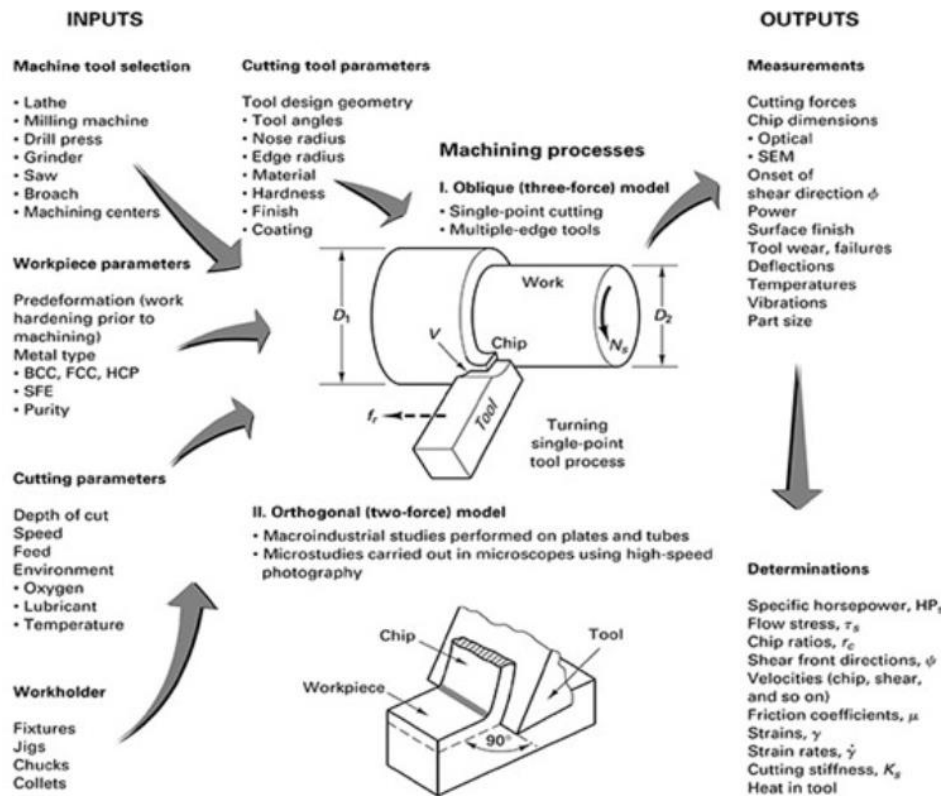
Segundo Machado et al., 2009, existem 3 formas complementares entre si para lidar com o problema da alta complexidade no processo de usinagem, isto é, por meio de método de tentativa e erro (pautado em experiências anteriores, em seus erros e acertos ao longo do tempo), por meio de experimentação (demorada, cara e altamente restrita a uma situação específica) e por meio de métodos teóricos (Modelos matemáticos e numéricos, menos custosos, porém possuindo discrepâncias com a realidade).

O processo de usinagem possui uma grande quantidade de parâmetros de entrada, proporcionando uma infinidade de parâmetros de saída do processo. A Figura 1 mostra tal relação entre os parâmetros.

A usinagem é composta por uma série de processos que possuem algumas semelhanças e diferenças entre si, podendo ser classificados de acordo com a ferramenta de geometria específica e a máquina operatriz utilizadas, a Figura 2 mostra

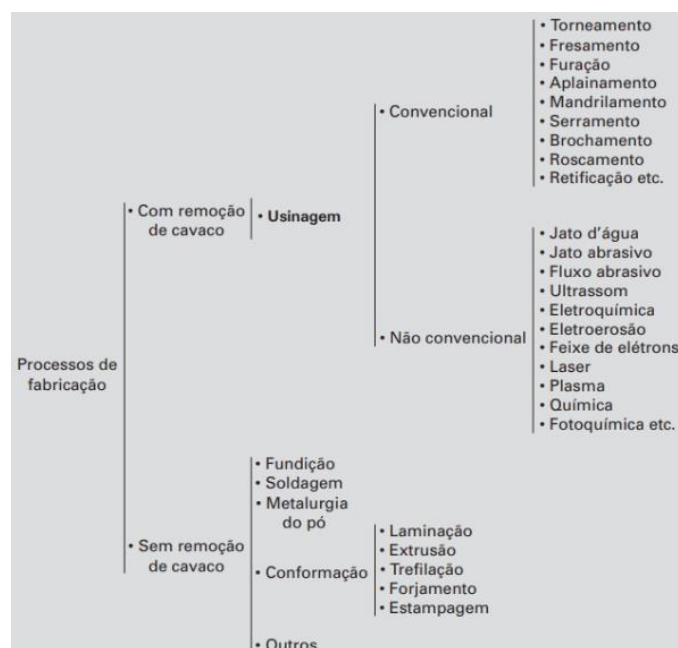
de forma esquemática a divisão dos processos de fabricação com enfoque nos processos de usinagem.

Figura 1 – Relação entre os parâmetros de entrada e saída na usinagem



Fonte: Harris, 2010.

Figura 2 - Classificação dos processos de fabricação



Fonte: Machado et al., 2009.

Os processos convencionais de usinagem consistem no conjunto de operações em que há o contato direto entre a peça e uma ferramenta de corte de maior dureza e resistência, produzindo cavaco a partir de tal meio. Em tais processos, geralmente, a peça e/ou a ferramenta encontram-se em movimento circular ou retilíneo relativo.

Na Figura 2 encontram-se listados os principais processos convencionais de usinagem, dentre os quais pode-se destacar o torneamento, fresamento, furação e o serramento em função de sua ampla utilização na indústria.

Os processos não convencionais de usinagem consistem no conjunto de operações que promovem a remoção de material da peça sob a forma de cavaco sem a presença de uma ferramenta de corte e a partir de técnicas que envolvam energia mecânica, térmica, química, elétrica ou a combinação das mesmas (Groover et al., 2002). Por razões técnicas e econômicas, alguns componentes não podem ser fabricados adequadamente pelos processos de usinagem convencionais, visto que, podem necessitar de propriedades, geometrias, formas e acabamentos específicos que são mais facilmente ou só podem ser obtidos através dos processos não convencionais. (Kalpakjian et al., 2006, Groover et al., 2002). Na Figura 2, tem-se alguns exemplos de processos não convencionais de usinagem.

Todas as operações convencionais de usinagem apresentadas na Figura 2 podem ser subdivididas em operações de desbaste e operações de acabamento. As operações de desbaste são caracterizadas pela alta taxa de remoção de material a partir de baixas velocidades de corte, pesados avanços e grandes profundidades de corte, sendo limitadas pela potência da máquina operatriz. As operações de acabamento são complementares às operações de desbaste, sendo caracterizadas pela baixa remoção de material a partir de altas velocidades de corte, pequenos avanços e pequena profundidade de corte, visto que, o objetivo final é o acabamento por intermédio da remoção do sobremetal e pequenos defeitos remanescentes na peça após o desbaste (Machado et al., 2009).

As operações de usinagem convencionais listadas na Figura 2 são realizadas em diferentes máquinas operatrizes e por ferramentas específicas. Cada operação possui subdivisões com relação ao tipo de geometria e forma a ser obtida a partir do mesmo processo e de acordo com determinada configuração da peça, ferramenta e máquina. Em alguns casos, a mesma operação de usinagem pode ser realizada por mais de uma de tais máquinas, com maior, menor ou igual velocidade, dificuldade,

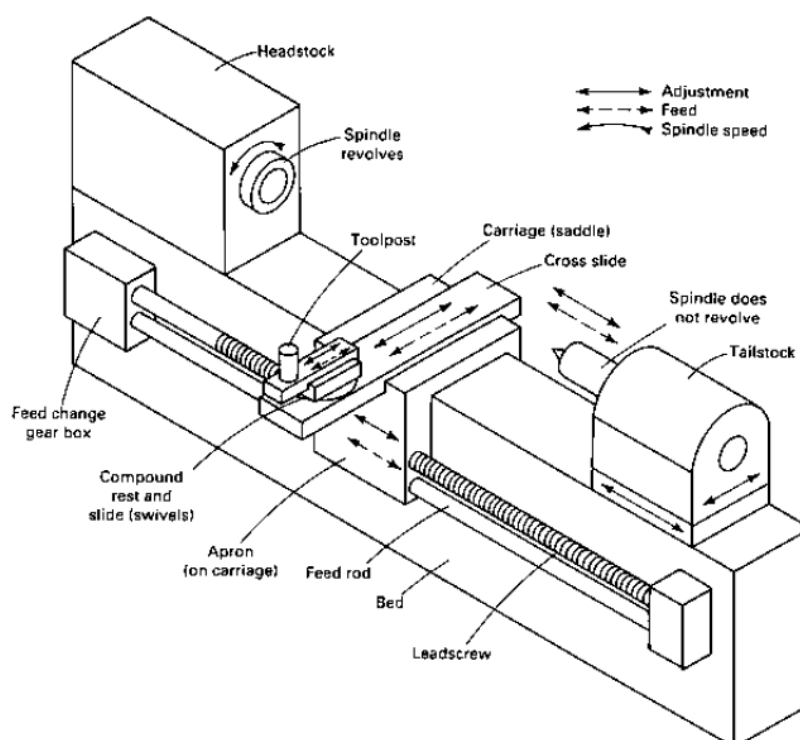
custo e acabamento. Por exemplo, determinadas operações de furação podem ser realizadas por furadeiras, fresadoras, tornos ou por mandriladoras.

2.1.1 Torneamento

O torneamento consiste em um processo de usinagem convencional voltado para a obtenção de superfícies de revolução com o auxílio de uma ou mais ferramentas de corte monocortantes (possuem uma única superfície de saída). Para viabilizar o processo, a peça de trabalho gira entorno do eixo principal de rotação da máquina ferramenta, simultaneamente, a ferramenta de corte se desloca segundo uma trajetória coplanar com tal eixo de rotação (Ferraresi, 1969).

A Figura 3 mostra uma representação esquemática de um torno, evidenciando seus aspectos construtivos, partes e movimentos realizados (Davis et al., 1989).

Figura 3 – Principais componentes e movimentos de um torno



Fonte: Davis et al., 1989.

Independentemente de seu tamanho e do projeto, os tornos podem ser classificados quanto ao seu método de controle durante a operação, isto é, manual, semiautomático e automático. Os tornos manuais não apresentam qualquer tipo de

controle automático durante a operação, isto significa que o operador da máquina controla todo o processo manualmente. São amplamente utilizados na usinagem de pequenos lotes de peças, produção de protótipos em oficinas de ferramentas ou no torneamento de longa duração de grandes componentes, apresentando baixo tempo de preparação. Os tornos semiautomáticos são caracterizados pela automatização parcial do processo de usinagem, sendo ainda necessário a intervenção manual do operador para realizar algumas operações durante o processo, como iniciar a ação de uma ferramenta em um ponto específico ou a parada do ciclo para inverter a posição da peça a fim de possibilitar a realização da operação seguinte.

Tais máquinas possuem um tempo de preparação maior que os tornos manuais, porém a intervenção do operador no processo é menor, o que garante melhor qualidade e eficiência no processo. Nos tornos automáticos, com exceção ao carregamento, descarregamento da peça na máquina e do início do processo, toda a operação de usinagem é realizada sem a intervenção ou atenção do operador. Nesse tipo de máquina há a parada automática após o fim do processo, o cavaco pode ser transportado por esteiras transportadoras para a armazenagem adequada e a injeção do fluido de corte também é automática.

2.1.2 Movimentos e grandezas durante a usinagem

A ocorrência do processo de usinagem e a consequente obtenção da superfície desejada são possíveis devido ao movimento relativo entre a peça de trabalho e a ferramenta de corte durante o processo. Tais movimentos e grandezas são definidos a partir da norma NBR 6162 considerando a peça de trabalho estacionária e são levados em consideração durante o projeto e a fabricação das máquinas-ferramenta destinadas aos mais diversos processos de usinagem (Machado et al., 2009, Dinis et al., 1999).

Pode-se dividir os movimentos envolvidos no processo de usinagem em dois tipos distintos, porém complementares, isto é, os movimentos ativos e os movimentos passivos. Os movimentos ativos são aqueles que promovem efetivamente a remoção de material na peça sob a forma de cavaco, podendo ser classificados em movimento de corte, movimento de avanço e movimento efetivo de corte (Dinis et al., 1999).

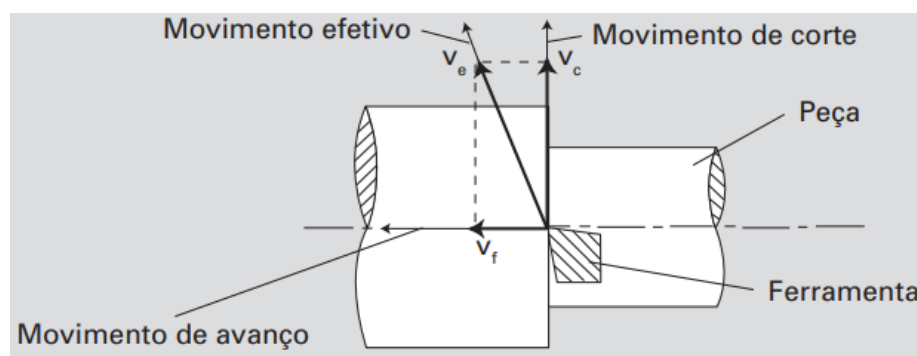
Os movimentos passivos são aqueles que, apesar de sua alta relevância para a ocorrência do processo de usinagem, não promovem, sozinhos, a remoção de

material na peça sob a forma de cavaco, podendo ser classificados em movimento de ajuste, movimento de correção, movimento de aproximação e movimento de recuo (Dinis et al.,1999).

Todos os movimentos, sejam eles passivos ou ativos, estão diretamente associados a direções, sentidos, percursos e velocidades durante o processo de usinagem. As principais direções durante o movimento de corte são a direção de corte, a direção de avanço e a direção efetiva de corte, ambas são direções instantâneas em relação a seus respectivos movimentos (Machado et al., 2009, Dinis et al.,1999).

A Figura 4 mostra de forma esquemática as direções dos movimentos ativos durante o torneamento.

Figura 4 - Direções dos movimentos ativos durante o torneamento



Fonte: Machado et al.,2009

Os percursos são obtidos considerando-se o espaço percorrido pelo ponto de referência da aresta principal de corte da ferramenta sobre a peça, de acordo com a direção de movimento e um tempo desejado de evolução do processo (Machado et al, 2009, Dinis et al,1999). Os principais percursos da ferramenta na peça de trabalho são o percurso de corte (l_c), o percurso de avanço (l_f) e o percurso efetivo (l_e) (Machado et al., 2009).

As principais velocidades a serem consideradas durante o processo de usinagem são a velocidade de corte (v_c), a velocidade de avanço (v_f) e a velocidade efetiva de corte (v_e). Segundo Diniz et al, 1999, a velocidade de corte consiste na velocidade tangencial instantânea decorrente da rotação da ferramenta em torno da peça para processos de usinagem caracterizados pelos movimentos de corte e avanço ocorrendo simultaneamente, tais como o torneamento, fresamento e furação.

A Equação 1 mostra como a velocidade de corte pode ser calculada em função da rotação, n , e do diâmetro da peça, d (Diniz et al., 1999).

$$v_c = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1000} \quad (1)$$

Para operações do tipo torneamento, a velocidade de avanço é dada em função do avanço (percurso de avanço em cada volta ou curso da ferramenta), f , e da velocidade de rotação ferramenta, n , segundo mostra a Equação 2 (Diniz et al., 1999).

$$v_f = f \cdot n = \frac{1000 \cdot v_c \cdot f}{\pi \cdot d} \quad (2)$$

A partir das grandezas calculadas por meio das Equações 1 e 2, pode-se estimar, através da Equação 3, o tempo de corte (t_c), isto é, o tempo no qual os movimentos de corte e de avanço estão efetivamente ocorrendo (totalidade dos tempos ativos) (Diniz et al., 1999).

$$t_c = \frac{l_f}{v_f} = \frac{l_f}{f \cdot n} = \frac{\pi \cdot d \cdot l_f}{1000 \cdot f \cdot v_c} \quad (3)$$

A velocidade efetiva de corte (v_e) consiste na composição vetorial entre as velocidades de avanço e as velocidades de corte segundo a Equação 4 (Machado et al., 2009).

$$\vec{v_e} = \vec{v_c} + \vec{v_f} \quad (4)$$

Segundo Machado et al., 2009, a seleção das velocidades de corte, avanço e, consequentemente, a velocidade efetiva de corte irão depender da operação de usinagem empregada bem como do material constituinte da ferramenta e da peça. A seleção adequada de tais parâmetros é fundamental para que o processo seja conduzido de forma estável e peça final possua as características e acabamento desejados segundo as especificações. As velocidades de recuo e de aproximação são especialmente importantes em máquinas cujo controle é feito numericamente, como os centros de usinagem CNC, visto que, o aumento das mesmas possibilita a

obtenção de menores tempos de produção (diminuição dos tempos passivos) (Machado et al., 2009).

As grandezas de penetração são responsáveis por descrever a relação de penetração entre a ferramenta de corte e a peça de trabalho (Diniz et al., 1999). As principais grandezas são a profundidade de usinagem (a_p) e a penetração de trabalho (a_e).

Segundo Diniz et al., 1999, a profundidade de usinagem consiste na largura ou profundidade de penetração da ferramenta em relação à peça, medida perpendicularmente ao plano de trabalho. Como plano de trabalho entende-se como um plano imaginário no qual tem-se as direções de corte e de avanço passando por um ponto de corte escolhido, isto é, consiste no plano que ocorrem os movimentos ativos (Diniz et al., 1999). A penetração de trabalho consiste na penetração da ferramenta de corte em relação a peça de trabalho medida no plano de trabalho e perpendicularmente a direção de avanço, possuindo grande importância nos processos de fresamento e retificação (Diniz et al., 1999).

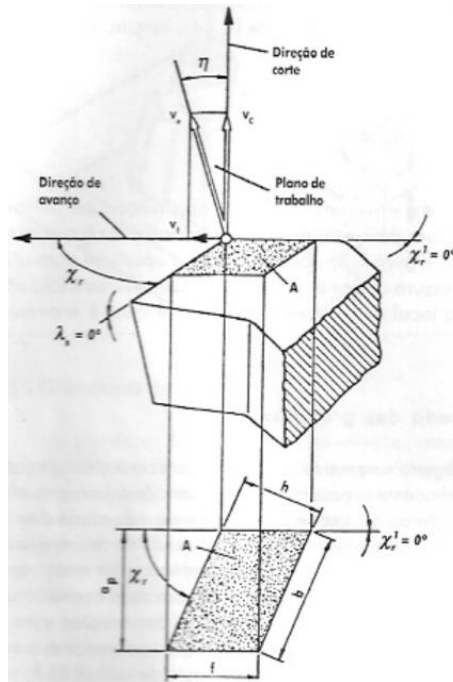
As grandezas de penetração e de avanço são de suma importância para a definição da quantidade de material a ser removida e conseqüentemente, quando fornecidas à máquina, permitem que o processo de usinagem ocorra. A partir de tais grandezas pode-se determinar as grandezas de corte, sendo que as mesmas só se apresentam disponíveis para aferição de medidas ao final do processo de usinagem (Machado et al., 2009, Diniz et al., 1999).

Tais grandezas são medidas no plano de medida (plano perpendicular a direção de corte, passando por um ponto de referência, D, localizado no centro da aresta principal de corte da ferramenta) e os principais exemplos das mesmas são a seção transversal nominal de corte (A_D), seção transversal nominal total de corte ($A_{D_{tot}}$), largura nominal de corte (b_D), espessura nominal de corte (h_D) e espessura local de corte (h) (Diniz et al., 1999). Segundo Diniz et al, 1999, as definições para tais grandezas são as seguintes.

Para um caso simplificado no qual tem-se uma ferramenta de corte com aresta cortante retilínea, ponta de corte em canto vivo, ângulo de inclinação nulo e ângulo de posição da aresta secundária de corte também nulo, como a da Figura 5, tem-se algumas relações simplificadas entre as grandezas de corte representadas pela seção

transversal de corte (A), largura de corte (b) e espessura de corte (h) (Diniz et al., 1999, Machado et al., 2009).

Figura 5 - Grandezas de corte para uma ferramenta simplificada



Fonte: Dinis et al., 1999.

- **Seção transversal de corte (A):** consiste na área da seção transversal calculada um cavaco, a qual é medida perpendicularmente à direção de corte sob o plano de medida (Dinis et al., 1999).

$$A = a_p \cdot f = b \cdot h \quad (5)$$

- **Largura de corte (b):** consiste na largura calculada da seção transversal de corte, sendo que b é igual ao comprimento da aresta de corte ativa e à b_D (Dinis et al., 1999).

$$b = \frac{a_p}{\sin \chi_r} \quad (6)$$

- **Espessura de corte (h):** consiste na espessura calculada da seção transversal de corte, sendo que h é igual à h_D (Dinis et al., 1999).

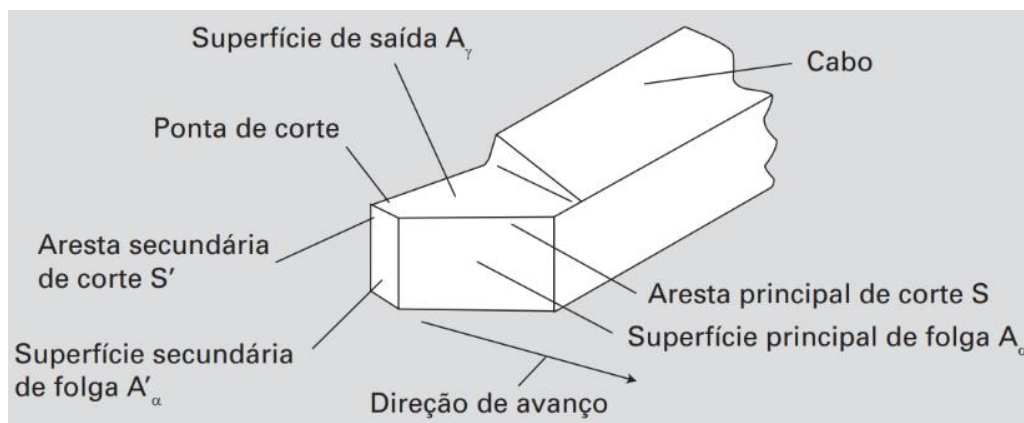
$$h = f \cdot \sin \chi_r = \frac{A}{b} \quad (7)$$

2.1.3 Geometria da cunha cortante

As operações de usinagem dependem fortemente dos aspectos construtivos da ferramenta de corte para atingir seu objetivo primário, isto é, processar uma peça bruta e obter um componente de acordo com suas especificações no que tange sua geometria, acabamento, funções e tolerâncias geométricas.

Tais aspectos construtivos estão atrelados, principalmente, ao material escolhido para a confecção da ferramenta, bem como a geometria e forma da ferramenta no que engloba seus ângulos, suas partes e superfícies. As principais partes construtivas de uma ferramenta de corte para torneamento são a parte de corte, a cunha cortante, a superfície de saída (A_γ), superfície principal de folga (A_α), superfície secundária de folga (A'_α), aresta principal de corte (S), aresta secundária de corte (S') e a ponta de corte (ABNT, 1989, Diniz et al., 1999). As mesmas são ilustradas a seguir na Figura 6.

Figura 6 - Partes construtivas de uma ferramenta de torneamento



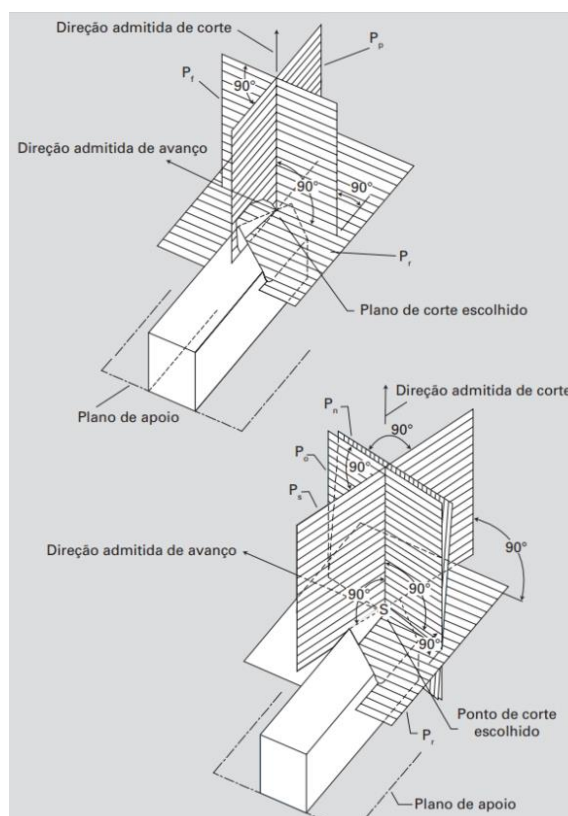
Fonte: Machado et al., 2015.

- **Superfície de saída (A_γ):** consiste em uma das superfícies da cunha de corte, caracterizada por ser a região da ferramenta onde, na superfície da mesma, o cavaco é formado e sobre a qual o mesmo escoar durante sua saída da região usinada (ABNT, 1989, Diniz et al., 1999).
- **Superfície principal de folga (A_α):** consiste em uma das superfícies da cunha de corte, na qual tem-se a presença da aresta principal de corte da

ferramenta. Tal superfície é posicionada diante da superfície em usinagem principal durante o processo de usinagem (ABNT, 1989, Diniz et al., 1999).

Para que sejam definidos os ângulos da ferramenta de corte, tem-se a necessidade de definir um sistema de referência da ferramenta e um sistema de referência efetivo, constituídos por 3 planos ortogonais principais. Segundo Diniz et al., 1999, o sistema de referência da ferramenta é aplicado diretamente na determinação da geometria da parte cortante da ferramenta em todas as etapas que englobam o projeto, execução, afiação, reparo e controle, considerando a ferramenta totalmente isolada da máquina ferramenta. O sistema efetivo irá atuar no auxílio a determinação da geometria da parte de corte durante a ocorrência do processo de usinagem, isto é, com a ferramenta já posicionada em sua respectiva máquina ferramenta e aplicadas todas as condições operacionais (Diniz et al., 1999). O sistema de referência da ferramenta contempla o plano de referência (P_r), o plano de corte (P_s), o plano ortogonal (P_o), o plano admitido de trabalho (P_f) e o plano dorsal (P_p) (ABNT, 1989, Diniz et al., 1999). Os mesmos são ilustrados na Figura 7.

Figura 7 - Planos ortogonais do sistema de referência da ferramenta



Fonte: Machado et al., 2015.

- **Plano de referência da ferramenta (P_r):** consiste em um plano que passa pelo ponto de corte escolhido, perpendicularmente à direção admitida de corte. A direção admitida de corte é escolhida de forma que o plano de referência seja paralelo ou perpendicular à uma superfície ou eixo da ferramenta. Tal direção também pode ser escolhida de forma que tal plano contenha ou coincida com a referida superfície ou eixo. Para o caso de ferramentas de torneamento, o plano de referência apresenta-se paralelo ao plano de apoio da ferramenta (ABNT, 1989, Diniz et al., 1999).
- **Plano de corte da ferramenta (P_s):** consiste em um plano que passa pelo ponto de corte escolhido, sendo tangente ou contendo a aresta de corte e perpendicular ao plano de referência da ferramenta (ABNT, 1989, Diniz et al., 1999).
- **Plano admitido de trabalho (P_f):** consiste em um plano que passa pelo ponto de corte escolhido, sendo perpendicular ao plano de referência da ferramenta e paralelo à direção admitida de avanço. A direção admitida de avanço é selecionada de forma que o plano admitido de trabalho da ferramenta seja paralelo ou perpendicular à uma superfície ou eixo da ferramenta (ABNT, 1989, Diniz et al., 1999).

Os ângulos pertencentes à parte de corte são responsáveis pela determinação da posição e da forma da cunha de corte da ferramenta (Diniz et al., 1999). Tais ângulos possuem forte influência no processo de usinagem, visto que, sua alteração, em maior ou menor número modificam a forma e as características da cunha de corte, gerando alterações no comportamento do processo, principalmente, no que tange esforços de corte, potência de corte, resistência mecânica e desgaste da ferramenta, temperatura de corte, escoamento de cavaco, acabamento da peça, dentre outros fatores. Todos os ângulos da ferramenta são referidos a um ponto de corte escolhido, sendo seus principais representantes bem como sua influência na usinagem são descritos a seguir.

- **Ângulo de posição da ferramenta (χ_r):** consiste no ângulo entre o plano de corte da ferramenta e o plano admitido de trabalho, sendo medido no plano de referência da ferramenta (ABNT, 1989, Diniz et al., 1999).

- **Ângulo de posição da aresta secundária da ferramenta (χ'_r):** consiste no ângulo entre o plano de corte secundário da ferramenta e o plano admitido de trabalho (ABNT, 1989, Diniz et al., 1999).
- **Ângulo de ponta da ferramenta (ϵ):** consiste no ângulo entre os planos principal de corte e secundário de corte, sendo medido no plano de referência da ferramenta (ABNT, 1989, Diniz et al., 1999).
- **Ângulo de inclinação da ferramenta (λ_s):** consiste no ângulo entre a aresta de corte e o plano de referência da ferramenta, sendo medido no plano de corte da ferramenta (ABNT, 1989, Diniz et al., 1999).
- **Ângulo de saída da ferramenta (γ):** consiste no ângulo entre a superfície de saída e o plano de referência da ferramenta. Tal ângulo pode ser definido no plano ortogonal da ferramenta, no plano admitido de trabalho ou no plano dorsal da ferramenta (ABNT, 1989, Diniz et al., 1999).
- **Ângulo de cunha da ferramenta (β):** consiste no ângulo entre as superfícies de saída e de folga, podendo ser definido no plano ortogonal da ferramenta, no plano admitido de trabalho ou no plano dorsal da ferramenta (ABNT, 1989, Diniz et al., 1999).
- **Ângulo de folga da ferramenta (α):** consiste no ângulo entre a superfície de folga e o plano de corte da ferramenta, podendo ser definido no plano ortogonal da ferramenta, no plano admitido de trabalho ou no plano dorsal da ferramenta (ABNT, 1989, Diniz et al., 1999).

Se considerarmos um avanço constante, o aumento do ângulo de posição provoca um aumento no comprimento de contato do cavaco na aresta de corte e diminui a espessura do mesmo. Assim, a força de corte é dispersada ao longo de uma aresta de corte mais longa, provocando aumento na vida útil da ferramenta (distribuição das tensões de corte). Outras consequências do aumento do ângulo de posição da ferramenta são a deformação de peças longas e delgadas devido ao aumento de uma das componentes da força de corte, além do aumento na dificuldade de controle e quebra dos cavacos devido a diminuição de sua espessura e aumento de sua largura. Para o caso de acabamentos com pequenas profundidades de corte, peças longas e delgadas e no caso de baixa rigidez da máquina ferramenta, deve-se promover a diminuição do ângulo de posição da

ferramenta. Ao passo que, no caso de peças de grande diâmetro, materiais duros e máquinas ferramenta com alta rigidez, deve-se promover o aumento de tal ângulo (Diniz et al, 1999; Machado et al., 2015).

A principal função do ângulo de posição da aresta secundária de corte é impedir a interferência entre a superfície usinada e a aresta secundária de corte da ferramenta, possuindo valores entre 5° e 15° . A diminuição de tal ângulo, provoca o aumento da resistência mecânica da aresta de corte, porém, pode provocar o aumento da temperatura da aresta de corte e o aumento da força de reação (provocando vibrações excessivas durante a usinagem). Nesse sentido, pequenos ângulos de posição da aresta secundária de corte são recomendados para operações de desbaste e, para operações de acabamento, recomenda-se a utilização de ângulos de posição da aresta secundária de corte maiores (Diniz et al, 1999; Machado et al., 2015).

O ângulo de inclinação da ferramenta irá indicar a inclinação da face de saída da ferramenta e, conseqüentemente, a inclinação da aresta de corte (tal inclinação é de 3° a 5° para a operação de torneamento). Em operações pesadas de desbaste é comum a ferramenta de corte estar sujeita a elevados choques mecânicos durante o início do processo, podendo levar a falha da mesma. O controle de tal ângulo pode atenuar e evitar tal fenômeno. Para ângulos de inclinação negativos, tem-se o aumento da resistência da aresta de corte, porém, há o direcionamento do cavaco na direção da peça usinada e o aumento da força de reação dos esforços de usinagem. Ângulos de inclinação positivos propiciam a saída do cavaco na direção oposta à da peça usinada (Diniz et al., 1999; Machado et al., 2015).

O ângulo de saída de uma ferramenta de corte tem, como principal função, facilitar o escoamento do cavaco através da superfície de saída da ferramenta, desempenhando um papel de grande influência nas condições de corte. O controle preciso de tal ângulo (seja ele positivo, negativo ou nulo), irá proporcionar um maior ou menor atrito entre o cavaco e o bico da ferramenta, conseqüentemente, tem-se um maior ou menor aquecimento e desgaste da aresta cortante. A determinação dos valores para o tal ângulo baseia-se na resistência a compressão e tenacidade da ferramenta, na resistência e dureza da peça, na temperatura atingida durante o corte e na velocidade de avanço (o aumento da velocidade de avanço exige a diminuição do ângulo de saída). O aumento do ângulo de saída na direção positiva

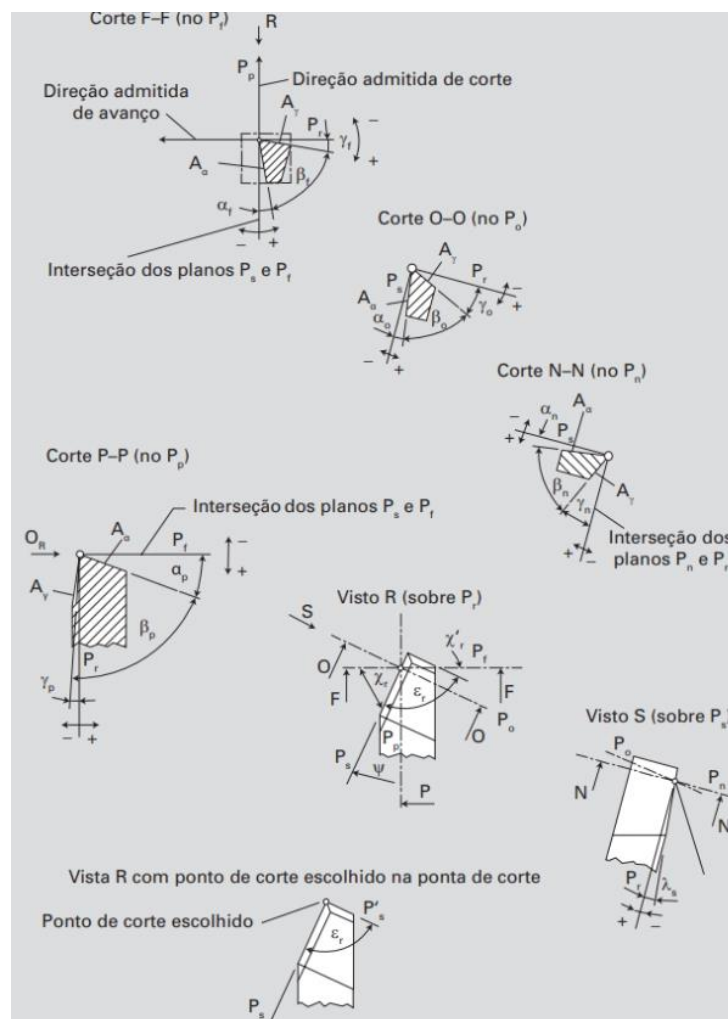
implica na redução dos esforços durante o corte e na potência consumida pela máquina para realizar a operação (menor trabalho de encruamento e dobramento do cavaco), porém, provoca a diminuição da resistência mecânica da aresta de corte. O aumento de tal ângulo na direção negativa gera como consequência o aumento nos esforços de corte. Nesse sentido, o aumento do ângulo de saída na direção negativa é recomendado para o caso da usinagem de materiais duros ou quando se tem operações de usinagem em superfícies brutas ou com corte interrompido, visto que, nesses casos, necessita-se de uma aresta de corte com maior resistência mecânica. O aumento do ângulo de saída na direção positiva é recomendado para o caso da usinagem de materiais de baixa dureza, alta usinabilidade e nos casos em que a peça usinada e a máquina ferramenta possuem baixa rigidez (Diniz et al., 1999; Machado et al., 2015).

O ângulo de cunha da possui grande influência na resistência mecânica da ferramenta e nos esforços de corte. Maiores ângulos de cunha aumentam a resistência mecânica da cunha cortante da ferramenta, porém, aumentam os esforços de usinagem durante o processo. Geralmente, quando se trata de insertos de usinagem, tal ângulo já vem adequado de fábrica de acordo com o material a ser usinado. Para ferramentas de aço rápido, pode-se modificar tal ângulo por intermédio de afiação (Diniz et al., 1999; Machado et al., 2015).

A principal função do ângulo de folga é evitar o atrito entre a peça e o flanco da ferramenta, através da criação de um espaço entre a peça e a ferramenta durante o processo de usinagem. Além disso, tal ângulo permite a penetração do gume cortante da ferramenta na peça e, conseqüentemente, permite a remoção de material de forma adequada desta última. Ângulos de folga pequenos implicam no fato de que o gume cortante não pode penetrar adequadamente na peça aumentando o atrito entre peça e ferramenta, provocando desgaste acelerado da ferramenta, aquecimento da mesma e prejudicando o acabamento superficial da peça. Para tais ângulos muito grandes, tem-se a diminuição da resistência mecânica do gume cortante e apoio deficiente da ferramenta, podendo levar à quebra do mesmo. Porém, o aumento adequado dos ângulos de folga promove a diminuição do desgaste frontal. O ângulo de folga dependerá da resistência mecânica da ferramenta e da peça. Nesse sentido, a diminuição do ângulo de folga é recomendada no caso da usinagem de materiais de alta dureza ou quando os esforços de corte são mais acentuados, sendo necessário reforçar a aresta de

corte. O aumento de tal ângulo é recomendada no caso da usinagem de materiais de baixa dureza ou quando se tem matérias com facilidade de encruamento (Machado et al., 2015). A Figura 8 mostra tais ângulos apresentados anteriormente, para o caso de uma ferramenta de torneamento.

Figura 8 - Ângulos em uma ferramenta de torneamento



Fonte: Machado et al., 2015.

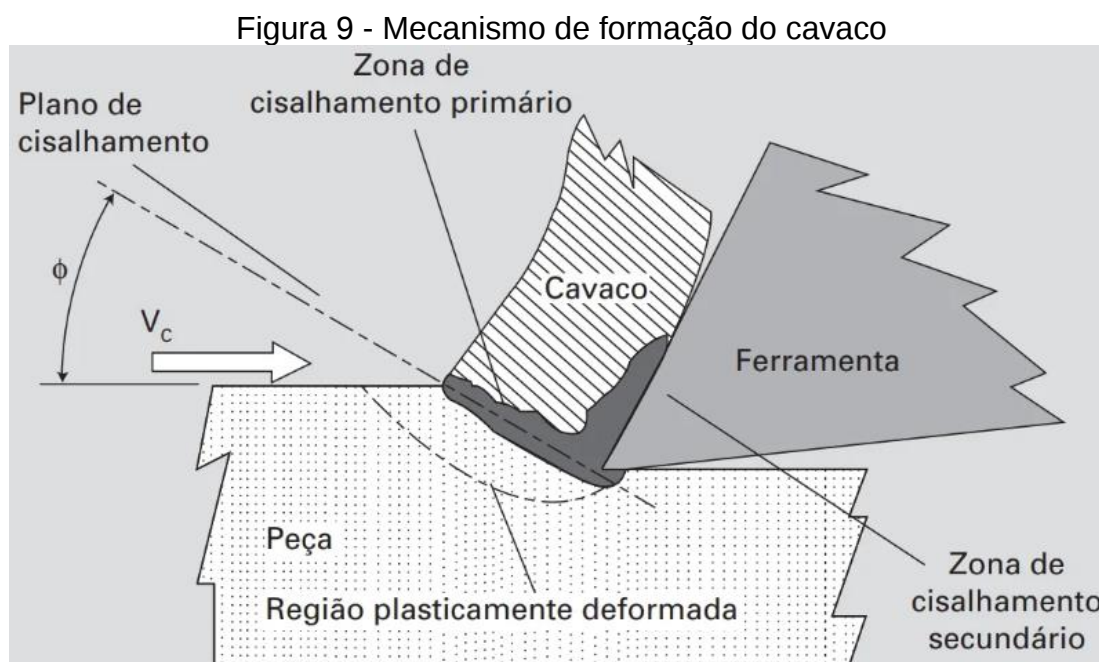
2.1.4 Mecanismo de formação do cavaco

O material removido da superfície da peça durante a usinagem é denominado cavaco, sendo o subproduto final presente em todos os processos, e pode variar (em tipo, forma e extensão) para cada operação de usinagem ou mesmo em uma única operação como o torneamento. O cavaco é caracterizado por certas irregularidades, sendo que a sua formação é majoritariamente influenciada pela geometria da ferramenta (ângulos da ferramenta e raio de ponta), material da peça (limite de

escoamento, tenacidade e ductilidade), fluido de corte (tipo e método de aplicação), material da ferramenta (dureza, resistência ao desgaste e tenacidade), condições de corte (avanço, profundidade de corte e velocidade de corte), quebra-cavaco (postiço ou integral) e máquina-ferramenta (características estática e dinâmica) (Souza et al., 2015, Ferraresi, 1977).

A formação dos cavacos e seus tipos influem nas forças e temperatura de corte, no desgaste da ferramenta, penetração de fluido de corte, acabamento superficial, segurança do operador e, conseqüentemente, nos custos de produção e qualidade da peça (Diniz et al., 1999; Machado et al., 2009).

A formação do cavaco é um processo dinâmico e periódico, caracterizado pela presença de planos instantâneos de ruptura e de propagação de trincas, definido uma região, localizada entre a peça e o cavaco, chamada de zona primária de cisalhamento. A fim de simplificar a análise teórica do processo de formação do cavaco, assume-se tal região como um plano de cisalhamento no qual concentra-se, de forma preferencial, a ruptura (Machado et al., 2009). O ângulo entre o plano de cisalhamento e a direção de corte é chamado de ângulo de cisalhamento (Φ), sendo que, à medida que a deformação do cavaco aumenta, menor torna-se o ângulo de cisalhamento e maiores são os esforços de corte (Diniz et al., 1999). A Figura 9 mostra de forma esquemática tal região mencionada anteriormente.



Fonte: Machado et al., 2015.

A formação do cavaco se dá a partir de altas taxas de deformação, seguidas do cisalhamento e ruptura do material, segundo os eventos de recalque inicial, deformação e ruptura, deslizamento das lamelas e saída do cavaco (Diniz et al., 1999, Machado et al., 2009).

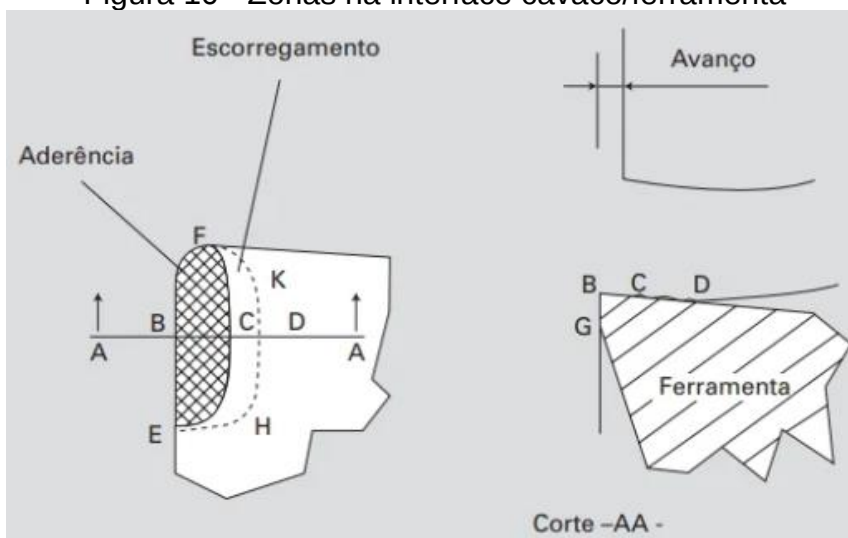
Nos materiais mais dúcteis, as 4 fases citadas anteriormente ocorrem de forma semelhante ao que foi explanado, visto que, para tais materiais, tem-se uma grande deformação plástica antes da ruptura. Para materiais frágeis, os quais apresentam pouca ou quase nenhuma deformação plástica antes da ruptura, tem-se que as primeiras duas fases são mais curtas, na terceira fase tem-se a ruptura total do cavaco e quarta fase é ínfima (o pequeno cavaco sai da região de corte e o atrito entre o mesmo e a superfície de saída da ferramenta é muito reduzido) (Diniz et al., 1999).

O escorregamento entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta gera um atrito que não obedece às leis de Amonton e Coulomb (Tais leis afirmam que a força de atrito é inversamente proporcional à força normal), visto que, o processo de usinagem é caracterizado por elevadas tensões normais, altas velocidades relativas entre superfícies e elevadas temperaturas de corte. Tal comportamento dá origem a uma região denominada zona secundária de cisalhamento, assim como mostrado na Figura 12 (Diniz et al., 1999, Machado et al., 2009).

Segundo Trent e Wright, 2000, na situação em que dois materiais de resistências mecânicas e durezas diferentes entram em contato, como no processo de usinagem, tem-se que a força necessária para promover o deslizamento relativo entre os dois corpos é a necessária para cisalhar o material de menor resistência em toda a área de contato. Tal força, adota um comportamento totalmente oposto ao conceito clássico de atrito, visto que, é praticamente independente da força normal, porém, apresenta-se diretamente proporcional à área aparente de contato (Trent & Wright, 2000)

Em sua pesquisa, Trent, 1963, analisou e dividiu tal região em duas zonas, isto é, a zona de aderência e a zona de escorregamento. A zona de aderência se estende desde a aresta de corte da ferramenta até a superfície de saída da mesma, sendo que, simultaneamente, tem-se o desenvolvimento de uma zona de escorregamento ao longo de sua periferia (Machado et al., 2009). A Figura 10 mostra de forma esquemática tais zonas citadas anteriormente.

Figura 10 - Zonas na interface cavaco/ferramenta



Fonte: Trent & Wright, 2000, Machado et al., 2015

A partir da análise de micrografias da raiz do cavaco de vários materiais usinados com ferramentas de aço rápido e metal duro, obteve-se evidências claras de “contato absoluto” ao longo de uma extensa porção da interface cavaco/ferramenta (Trent, 1963). Tal região recebeu o nome de zona de aderência, na qual há a presença de um regime de atrito caracterizado pelo fato de que as áreas de contato real e aparente são iguais, além disso, em tais condições, o movimento na interface se dá a partir do cisalhamento dentro do material do cavaco (Trent, 1963). Nas proximidades da interface é formada uma zona de cisalhamento intenso denominada zona de fluxo, cuja espessura é da ordem de 0,01 mm a 0,1 mm (Trent, 1988a, 1988b, 1988c). Em tal zona tem-se uma camada de material estacionário na interface e a velocidade do cavaco aumenta à medida que se percorre sua espessura, até atingir o fim da zona de fluxo, onde não há cisalhamento e a velocidade de saída do cavaco torna-se constante (Trent, 1963, Diniz et al., 2009).

As condições de aderência são tidas como inevitáveis para, praticamente, a usinagem de todos os tipos de materiais com qualquer tipo de ferramenta de corte, visto que, altas tensões de compressão, altas taxas de deformação, altas temperaturas na interface cavaco/ferramenta e a pureza do material da peça podem causar ligações atômicas em tal interface, causando a aderência (Trent, 1988a, 1988b, 1988c). Segundo Machado et al., 2015, a deformação plástica na interface cavaco ferramenta ocorre de duas formas distintas, isto é, em baixas velocidades de corte e avanço, nas quais tem-se a formação da aresta postiça de corte em função do encruamento oriundo do movimento e aumento da densidade de discordâncias nas

regiões de deformação plástica; em altas taxas de remoção de material na zona de aderência, na qual as deformações plásticas oriundas de tensões cisalhantes estão confinadas a estreitas bandas de cisalhamento termoplástico.

Além da zona de aderência, constatou-se presença de condições de escorregamento na região periférica à área de contato entre o cavaco e a ferramenta, caracterizada pela presença de um regime de atrito na qual a área real de contato entre as superfícies do cavaco e a da ferramenta apresenta-se muito menor que a área aparente de contato, além disso, não há presença de uma zona de intenso fluxo de material em vista da formação de ligações atômicas mais fracas que as ligações internas dos materiais da peça e da ferramenta (Trent, 1988a, Shaw et al., 1960).

Nesse sentido, tem-se que o movimento relativo entre as superfícies ocorre na interface cavaco/ferramenta, por meio de um processo conhecido como “stick-slip” e caracterizado por uma aderência inicial sucedida por escorregamento na interface (Machado et al., 2015). Segundo Machado et al., 2015, a presença de condições de escorregamento na periferia da área de contato é causada por baixas tensões de compressão atuando nessas regiões, desfavorecendo a presença do regime de atrito onde as áreas de contato real e aparente são iguais. O mesmo ainda cita que o oxigênio, mediante sua capacidade de formar óxidos, dificulta a ocorrência de tal regime, devido ao fato de tal elemento químico dificultar a formação de ligações metálicas fortes entre o cavaco e a ferramenta.

A utilização de lubrificantes sólidos, como no caso da adição de elementos como Pb e MnS aos aços de usinabilidade aprimorada (caracterizados por atuar como lubrificantes internos, atuando a partir da formação de um filme com menor resistência ao cisalhamento que a resistência da matriz), tem a capacidade de suprimir a zona de aderência de forma a interface apresentar apenas a zona de escorregamento, isto é, uma condição especial que contribui para a diminuição do atrito e temperatura na ferramenta de corte (Machado et al., 2015, Trent, 1988c, Trent & Wright, 2000).

Segundo Davis et al., 1989, algumas propriedades do material constituinte da peça, como limite de escoamento, resistência ao cisalhamento sob carregamento compressivo, características de endurecimento por deformação, dureza e ductibilidade, possuem grande influência no controle da formação do cavaco. A ductibilidade do material usinado tem especial influência na forma e nas propriedades do cavaco oriundo de tal material (Davis et al., 1989). Segundo Doyle, 1979, o tipo de cavaco formado também possui forte ligação com a tensão normal no plano de

cisalhamento, a qual depende do ângulo de cisalhamento e das condições de atrito na interface cavaco/ferramenta.

Segundo Machado et al., 2015, uma classificação mais detalhada dos tipos de cavaco envolve a divisão dos mesmos em cavacos contínuos, parcialmente contínuos, descontínuos e segmentados.

O cavaco proveniente de materiais dúcteis (tais como aços de baixo carbono, alumínio e cobre) apresenta grande deformação plástica durante o processo, resultando em cavacos mais longos, contínuos e severamente deformados os quais permanecem em contato, por um intervalo de tempo maior, com a superfície de saída da ferramenta, aumentando o trabalho necessário para corte e o calor gerado no processo em função da maior área de contato e maior atrito entre cavaco e ferramenta (Davis et al., 1989, Machado et al., 2015). Segundo Machado et al., 2015, para o caso da formação de cavaco contínuo, tem-se o cisalhamento do material na zona primária de cisalhamento com grandes deformações, porém o mesmo mantém-se homogêneo, sem fragmentação. Ainda segundo o mesmo, apesar da inspeção da forma de fita do cavaco contínuo não indicar claramente a presença de trincas ou fraturas, tais fenômenos devem ocorrer para propiciar a formação de uma nova superfície (Machado et al., 2015). Sendo assim, tem-se um equilíbrio entre a tensão normal e a de cisalhamento no plano de cisalhamento, de forma que a trinca que surge durante a ruptura do material não atinja grandes extensões ou se propague muito rapidamente, possibilitando a característica contínua de tal cavaco (Machado et al., 2015). A propagação de tal trinca pode ser favorecida mediante a diminuição das restrições ao movimento do cavaco na zona secundária de cisalhamento, conseqüentemente, tem-se a redução da tensão normal (determina a extensão da trinca) e da tensão de cisalhamento (Machado et al., 2015). Os cavacos contínuos representam uma situação indesejável no processo de usinagem, visto que, tem a capacidade de gerar acidentes de trabalho, danificar a superfície da peça usinada e a ferramenta, dificultar o manuseio e transporte do mesmo e, até mesmo, diminuir a vida útil da ferramenta mediante a implantação de medidas para facilitar a quebra do mesmo (Diniz et al., 2000, Machado et al., 2015). Nesse sentido, a adição de elementos como chumbo, telúrio, selênio e enxofre, que atuam fragilizando o material constituinte do cavaco, além da utilização de quebra cavacos para propiciar a segmentação do cavaco, devem ser utilizados na usinagem de matéria dúcteis (Milovik, 1983, Machado et al., 2015).

Além dos cavacos contínuos, tem-se os cavacos parcialmente contínuos, descontínuos e segmentados, que são explicados de forma mais detalhada nas obras dos autores Recht, 1964; Ferraresi, 1977; Davis et al., 1989; Machado et al., 2015.

A forma dos cavacos apresenta-se como um importante índice de qualidade da usinagem porque indica direta ou indiretamente: a natureza e o comportamento do material trabalhado sob condição de usinagem; a necessidade de energia específica, ou seja, a quantidade de energia necessária para remover o volume unitário de cavaco do material trabalhado; e a natureza e grau de interação nas interfaces entre ferramentas e cavacos (Machado et al., 2011, Marques, 2018).

A forma do cavaco gerado no processo de usinagem está fortemente relacionada com a produtividade do produto. A geração uma forma de cavaco incorreta ou inapropriada, consiste na perda de tempo e dinheiro devido a riscos de segurança para o operador, danos nas ferramentas de produção e na superfície da peça trabalhada, além da perda de produtividade devido à parada frequente na máquina de produção por quebra ou necessidade de limpeza e manutenção (Borges, 2009, Marques, 2018).

Uma classificação mais adequada e detalhada das formas que os tipos de cavacos pode assumir são mostradas na Figura 11, mediante dados obtidos da norma ISO 3685, 1993.

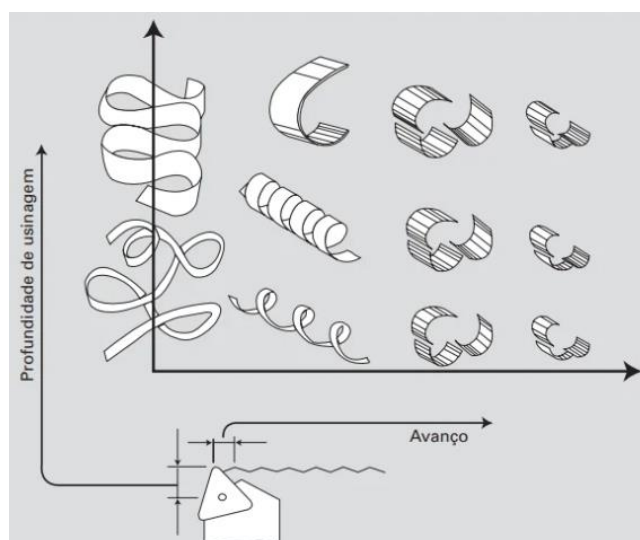
Figura 11 - Formas dos cavacos segundo a ISO 3685 (1993)

1- Cavaco em fita	2- Cavaco tubular	3- Cavaco espiral	4- Cavaco helicoidal tipo arruela	5- Cavaco helicoidal cônico	6- Cavaco em arco	7- Cavaco fragmentado	8- Cavaco em agulha
1-1- Longo	2-1- Longo	3-1- Plano	4-1- Longo	5-1- Longo	6-1- Conectado		
1-2- Curto	2-2- Curto	3-2- Cônico	4-2- Curto	5-2- Curto	6-2- Solto		
1-3- Emaranhado	2-3- Emaranhado		4-3- Emaranhado	5-3- Emaranhado			

Fonte: ISO 3685, 1993

Além do material da peça usinada, os parâmetros de corte como velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem também possuem forte influência na forma do cavaco (Machado et al., 2015). O avanço constitui o parâmetro de corte mais influente, sendo que sua diminuição, o aumento da velocidade de corte ou o aumento do ângulo de saída propiciam a formação de cavacos na forma de fita (Machado et al., 2015). Segundo, Smith, 1989, a profundidade de corte e o avanço possuem a influência na forma do cavaco mostrada na Figura 12.

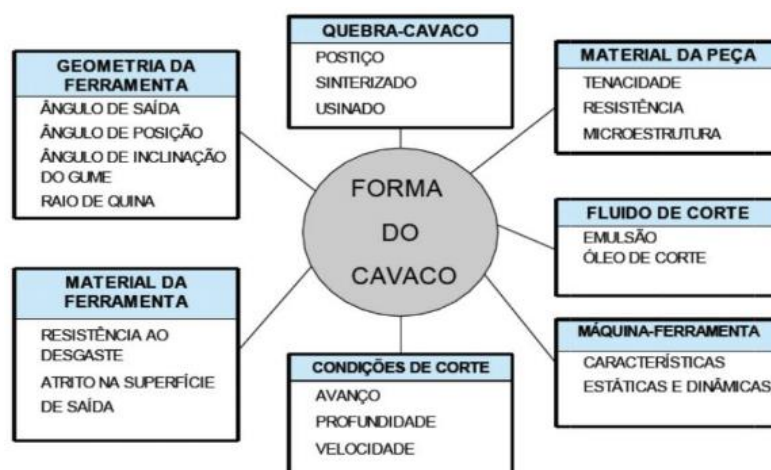
Figura 12 - Influência de a_p e f na forma do cavaco



Fonte: Smith, 1989.

Outros fatores que influem direta e indiretamente na forma do cavaco durante o processo de usinagem podem ser observados na Figura 13.

Figura 13 - Fatores de influência na forma do cavaco



Fonte: Martins, 2014.

O controle da forma do cavaco apresenta-se como uma medida extremamente necessária durante o processo de usinagem, visto que, impacta diretamente nas condições econômicas e de segurança do processo. Logo, a implantação de medidas que visem a quebra de cavacos é fundamental (Diniz et al., 1999, Marques, 2018).

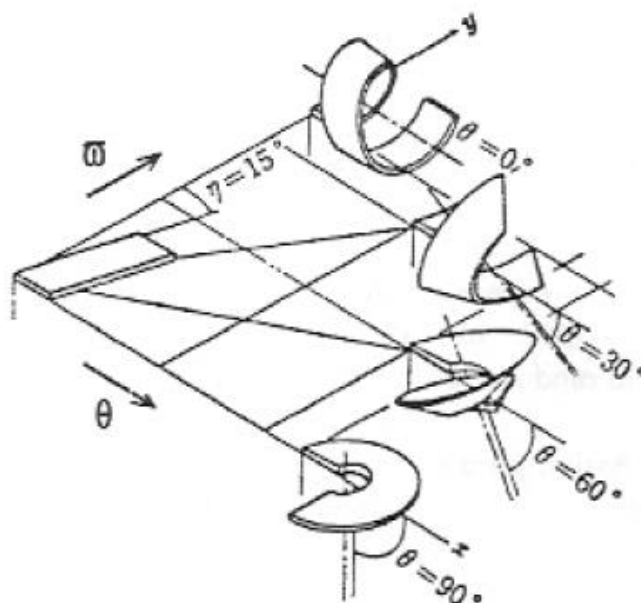
No que diz respeito à conveniência e à segurança, os cavacos em hélice curta, hélice em espiral e espiral são ideais na usinagem de metais dúcteis e ligas em alta velocidade, assim como mostra a Figura 14 (Diniz et al., 1999, Marques, 2018).

Figura 14 - Classificação de cavacos quanto a forma favorável de formação

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
FITA		HÉLICE					OUTROS		
FITA	EMARANHADO	HÉLICE PLANA	HÉLICE OBLÍQUA	HÉLICE LONGA	HÉLICE CURTA	HÉLICE ESPIRAL	ESPIRAL	VÍRGULA	ARRANCADOS
									
desfavorável		médio			favorável		médio		

Fonte: Francaro, 2015.

Figura 15 - Variação da forma do cavaco



Fonte: Diniz et al., 1999.

Segundo Diniz et al., 1999, a forma geométrica do cavaco é determinada a partir da combinação de sua curvatura vertical (ω), curvatura lateral (θ) e o ângulo do fluxo do cavaco (η), assim como ilustrado na Figura 15.

De acordo com Diniz et al., 1999, a eficiência na quebra do cavaco pode ser aprimorada pela modificação da curvatura vertical, principalmente ao inserir um obstáculo no fluxo do cavaco, conhecido como quebra-cavaco. O aumento da deformação do material usinado, através da redução dos ângulos de saída e/ou inclinação da ferramenta, bem como o aumento do atrito entre o cavaco e a ferramenta, são também fatores que contribuem para a curvatura vertical, melhorando a quebra do cavaco e prevenindo a formação de fitas de cavaco.

A curvatura lateral do cavaco ocorre quando há um gradiente de velocidade de corte, resultando em um gradiente de velocidade de saída do cavaco ao longo da aresta de corte da ferramenta. Isso é evidente em processos como furação e torneamento de peças de pequeno diâmetro com altas profundidades de corte. Além disso, o aumento da relação entre avanço e profundidade de usinagem, especialmente quando o ângulo de saída é pequeno, pode também causar a deformação lateral do cavaco, induzindo sua curvatura lateral (Diniz et al., 1999).

A quebra do cavaco ocorrerá nos casos onde a deformação aplicada ao mesmo durante o processo de usinagem alcançar ou superar a deformação limite na ruptura (ε_r) do material, satisfazendo a Equação 8 (Diniz et al., 1999).

$$\varepsilon_r \leq \alpha \cdot h_D \cdot \left(\frac{1}{R_0} - \frac{1}{R_1} \right) \quad (8)$$

Na Equação 8, tem-se que h_D corresponde a espessura do cavaco, $\alpha \cdot h_D$ consiste na distância entre a linha neutra e a superfície do cavaco, R_0 é o raio de curvatura do cavaco e R_1 é o menor raio de curvatura do cavaco onde ainda se evita o choque entre o cavaco dobrado e a ferramenta (Diniz et al., 1999). Com base na Equação 8, pode-se propor algumas medidas a fim de facilitar a quebra do cavaco, dentre as quais, se tem a diminuição da deformação limite de ruptura, o aumento da espessura (h_D) do cavaco, a diminuição do raio de curvatura (R_0) e o aumento do raio R_1 (Diniz et al., 1999).

Os parâmetros de usinagem e a geometria da ferramenta exercem forte influência na capacidade de quebrar o cavaco durante o processo. Em baixas

velocidades de corte, a curvatura do cavaco é favorável, reduzindo problemas relacionados à quebra. No entanto, à medida que a velocidade de corte aumenta, a quebra do cavaco torna-se um desafio mais significativo (Diniz et al., 1999). Grandes profundidades de usinagem, como em operações de desbaste, contribuem para a quebra do cavaco, aumentando sua capacidade de quebrar. A relação entre o raio de ponta da ferramenta e a profundidade de usinagem também influencia na quebra do cavaco, induzindo curvaturas lateral e vertical que facilitam a quebra na superfície de folga da ferramenta (Diniz et al., 1999).

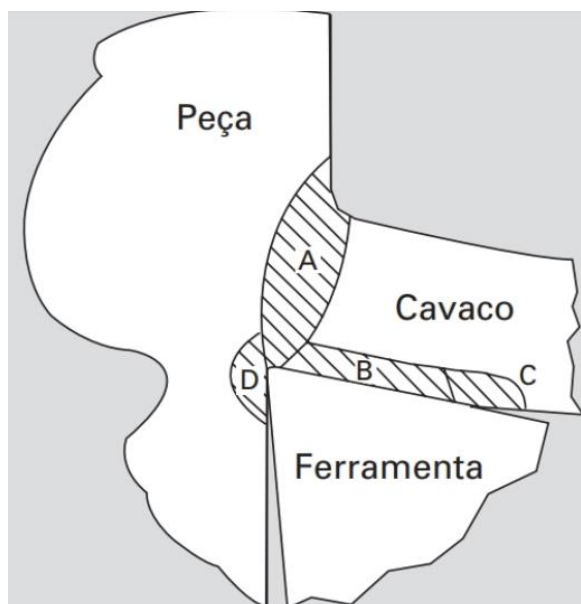
Em algumas operações de usinagem, a forma do cavaco pode ser altamente variável e instável, mesmo com condições de corte constantes. Causas incluem variação na força agindo no cavaco, fenômenos transientes, variações na geometria da ferramenta e não uniformidade do material da peça (Diniz et al., 1999).

Durante os processos de usinagem de metais, a maior parte da potência consumida é transformada em calor próximo à aresta cortante da ferramenta. Esse aquecimento apresenta desafios técnicos e econômicos, reduzindo a vida útil da ferramenta e podendo levar a falhas devido ao desgaste durante o corte (Trent, 1988a; Diniz et al., 1999; Machado et al., 2015). A longevidade da ferramenta é crucial economicamente e depende mais da temperatura na interface cavaco/ferramenta do que da quantidade total de calor liberado (Thomson, 1798; Ferraresi, 1977; Machado et al., 2015).

Durante o processo de corte, toda a energia mecânica associada à formação do cavaco é convertida em energia térmica. A deformação e o cisalhamento do cavaco, o atrito cavaco-ferramenta e o atrito peça-ferramenta são as principais fontes de geração de calor (Diniz et al., 1999).

Machado et al., 2015, identificaram três regiões onde o calor é gerado durante a formação de cavacos: a zona primária de cisalhamento (região A), a zona secundária de cisalhamento (regiões B e C) e a zona terciária de cisalhamento (região D). A Figura 16 mostra tais regiões. O calor na zona primária provém do trabalho de cisalhamento interno do material, enquanto nas outras zonas, é gerado pelo atrito e cisalhamento interno devido à aderência entre as superfícies. O calor gerado no plano de cisalhamento pode ter efeitos benéficos, reduzindo a resistência mecânica do material e facilitando a deformação plástica da peça (Machado et al., 2015)

Figura 16 - Regiões de calor durante a formação de cavacos



Fonte: Machado et al., 2015.

O calor gerado na zona secundária de cisalhamento influencia significativamente o desempenho da ferramenta, tornando-se um fator limitante na taxa de remoção de material, especialmente em velocidades de corte elevadas (Machado et al., 2015). Na zona terciária, o contato entre a peça e a ferramenta, mesmo sem desgaste de flanco, pode aumentar a temperatura na peça e na ferramenta (Machado et al., 2015).

A maior parte do calor gerado na zona primária de cisalhamento é dissipada pelo cavaco, com pouca influência da velocidade de corte. A temperatura do cavaco tem impacto mínimo na ferramenta devido ao curto tempo de contato entre eles, a menos que ocorra uma zona de fluxo na zona de cisalhamento secundário (Machado et al., 2015).

A dissipação de calor pode ocorrer pelo cavaco, peça usinada, ferramenta ou fluido de corte, dependendo dos parâmetros de usinagem (Diniz et al., 1999). O calor total dissipado pelo cavaco aumenta com a velocidade de corte, sendo que, em altas velocidades, a maior parte é dissipada pelo cavaco, com uma pequena quantidade na peça e ferramenta (Diniz et al., 1999). A quantidade de calor gerada também depende da profundidade de usinagem, avanço, material da peça e ferramenta, comprimento de contato cavaco/ferramenta e forças de corte (Diniz et al., 1999; Machado et al., 2015).

O calor liberado na interface ferramenta/cavaco durante a formação do cavaco eleva a temperatura próximo à ponta da ferramenta, diminuindo a dureza e resistência

ao cisalhamento, acelerando o desgaste da ferramenta (Diniz et al., 1999; Machado et al., 2015). Em usinagem com ferramentas de aço rápido, a principal causa da destruição da aresta de corte é a diminuição da dureza devido às altas temperaturas durante o corte (Machado et al., 2015)

Conforme Pankine, 1965 e Ferraresi, 1977, as temperaturas alcançadas na usinagem alteram as propriedades físicas e mecânicas dos materiais, acelerando o desgaste das ferramentas e reduzindo seu limite de escoamento. Esse desgaste, por sua vez, aumenta o atrito, gerando mais calor e criando um ciclo vicioso que limita a vida útil das ferramentas de corte.

A geração de calor durante o corte é inevitável e tem impacto significativo no processo, especialmente do ponto de vista econômico. Pode resultar na substituição prematura das ferramentas devido a desgastes intensos, causando paradas na produção e redução da produtividade. Além disso, pode levar ao descarte de peças devido a dilatações térmicas que comprometem as tolerâncias desejadas (Diniz et al., 1999; Machado et al., 2015). No entanto, medidas podem ser adotadas para mitigar a geração de calor. De acordo com Diniz et al., 1999, é possível reduzir a geração de calor e, conseqüentemente, a temperatura de corte, utilizando materiais de melhor usinabilidade, desenvolvendo ferramentas com maior resistência a altas temperaturas e empregando fluidos de corte com propriedades lubrificantes e refrigerantes na região de corte.

2.2 AÇO RÁPIDO

A ocorrência e eficiência das operações de usinagem requerem a seleção de ferramentas de corte cujos materiais apresentem as propriedades e composição adequadas as condições impostas por tais operações. Geralmente, uma ferramenta de corte deve apresentar dureza e resistência mecânica superiores ao material da peça para promover o processo de remoção de material (Diniz et al., 1999, Machado et al., 2015). A seleção adequada e criteriosa do material da ferramenta deve levar em conta alguns fatores, dentre eles tem-se o material a ser usinado (dureza, tipo e forma do cavaco formado), o processo de usinagem, condições da máquina (potência, velocidades, estado de conservação, dentre outros), forma e dimensões da ferramenta, custo do material da ferramenta (relação custo/benefício), condições de usinagem e condições de operação (Diniz et al., 1999).

As principais propriedades desejáveis, não necessariamente presentes em um só material, para a fabricação de ferramentas de corte, são alta dureza; Tenacidade (resistência a choques mecânicos); alta resistência ao desgaste abrasivo (resistência ao atrito entre as superfícies); alta resistência a compressão; alta resistência ao cisalhamento; boas propriedades mecânicas e térmicas a altas temperaturas (a dureza a quente é uma das principais propriedades desejadas em uma ferramenta de corte, visto que, em alguns processos de usinagem, pode-se atingir temperaturas superiores a 1000 °C. Nesses casos, a ferramenta ainda deve ser capaz de manter uma dureza adequada para remover material da peça, mesmo sujeita a tal condição); alta resistência ao choque térmico; alta resistência ao impacto; estabilidade química (especialmente desejável para evitar desgaste por difusão a altas velocidades de corte e altas temperaturas) (Machado et al., 2015, Diniz et al., 1999).

Um dos primeiros materiais desenvolvidos para a fabricação de ferramentas de corte foi o aço rápido (ou HSS, do inglês high Speed Steel), assim chamado, pois, na época de sua criação, 1905, era o material de ferramenta capaz de atingir as maiores velocidades de corte durante o processo (cerca de 30 a 35 m/min) (Machado et al., 2015, Diniz et al., 1999).

Tal material consiste em um aço ferramenta de composição química variável em uma ampla faixa de valores de concentração de elementos químicos como carbono, tungstênio, molibdênio, cromo, vanádio, cobalto e nióbio. O aço rápido consiste em um material tenaz (resistência a choques mecânicos), com alta resistência ao desgaste abrasivo (alta dureza a temperatura ambiente) e elevada dureza a quente (suporta temperaturas de até 600 °C durante o corte, mantendo uma dureza adequada), propriedades desejáveis no processo de usinagem (Diniz et al., 1999, Da costa et al., 1988, Bayer et al., 1989). Quando se compara tais valores de velocidade de corte do aço rápido com as ferramentas de corte mais modernas, por exemplo, as ferramentas de metal duro desenvolvidas a partir da sinterização, tem-se que tais valores de velocidade são muito baixos. Entretanto, o aço rápido ainda encontra muita aplicação, especialmente, em brocas, fresas inteiriças, cossinetes, brochas, e até em ferramentas de barra para aplicações em torneamento de peças de diâmetros reduzidos, cuja velocidade de corte conseguida é inferior à velocidade econômica de corte dos materiais mais resistentes (Machado et al., 2015).

Os requisitos mínimos para a fabricação de um aço rápido do tipo padrão e do tipo intermediário são dados pela especificação A600-79 elaborada pela ASTM, segundo é mostrado na Figura 17.

Figura 17 - Requisitos mínimos para a fabricação do aço rápido

Requirement	Standard	Intermediate
Chemical requirements		
Minimum alloy content by major elements		
Carbon	0.65	0.70
Chromium	3.50	3.25
Vanadium	0.80	0.80
Tungsten + 1.8% molybdenum ...	11.75	6.50
Minimum total alloy content based on tungsten equivalents ($\frac{1}{3}$ Cr + 6.2 V + W + 1.8 Mo)		
Grades containing less than 5% cobalt	22.50	13.00
Grades containing 5% or more cobalt	21.00	12.00
Hardening response requirements		
Ability to be austenitized, and tempered at a temperature not less than 510 °C (950 °F) with a fine-grain structure (Snyder-Graff grain size 8 min) to		
	63 HRC	62 HRC

Fonte: Bayer et al., 1989.

O aço rápido pode ser encontrado no mercado em uma ampla faixa de categorias, as quais possuem suas características e composições químicas próprias. Segundo o American Iron and Steel institute (AISI), os aços rápidos podem ser classificados em duas categorias principais, isto é, a classe T para os aços rápidos com a presença do tungstênio como um dos principais elementos de liga em sua composição e a classe M para os aços rápidos com a presença do molibdênio como um dos principais elementos de liga em sua composição (Bayer, 1989, Machado et al., 2015). Tal classificação costuma empregar uma designação que consiste nas letras T ou M acompanhadas de um número, cuja função é especificar e diferenciar os diferentes tipos de aço rápido dentro de uma mesma categoria (Bayer, 1989).

A Figura 18 mostra os tipos e a composição dos aços rápidos mais comuns segundo tal classificação.

Figura 18 - Composição química dos principais aços rápidos segundo a AISI

AISI type	UNS designation	C	Si	Cr	V	W	Mo	Co
Molybdenum high-speed tool steels								
M1	T11301	0.83	0.35	3.75	1.18	1.75	8.70	...
M2								
Regular C	T11302	0.83	0.33	4.13	1.98	6.13	5.00	...
High C	...	1.00	0.33	4.13	1.98	6.13	5.00	...
M3								
Class 1	T11313	1.05	0.33	4.13	2.50	5.88	5.63	...
Class 2	T11323	1.20	0.33	4.13	3.00	5.88	5.63	...
M4	T11304	1.33	0.33	4.25	4.13	5.88	4.88	...
M6	T11306	0.80	0.33	4.13	1.50	4.25	5.00	12.00
M7	T11307	1.01	0.38	3.75	2.00	1.75	8.70	...
M10								
Regular C	T11310	0.89	0.33	4.13	2.00	...	8.13	...
High C	...	1.00	0.33	4.13	2.00	...	8.13	...
M15	T11315	1.50	0.33	4.00	5.00	6.50	3.50	5.00
M30	T11330	0.80	0.33	4.00	1.25	2.00	8.00	5.00
M33	T11333	0.89	0.33	3.75	1.18	1.70	9.50	8.25
M34	T11334	0.89	0.33	3.75	2.10	1.75	8.48	8.25
M35	T11335	0.80	0.33	4.00	2.00	6.00	5.00	5.00
M36	T11336	0.85	0.33	4.13	2.00	6.00	5.00	8.25
M41	T11341	1.10	0.33	4.13	2.00	6.63	3.75	8.25
M42	T11342	1.10	0.40	3.88	1.15	1.50	9.50	8.25
M46	T11346	1.26	0.53	3.95	3.15	2.05	8.25	8.30
M48	T11348	1.50	0.33	3.88	3.00	10.00	5.13	9.00
M50^(a)	T11350	0.80	0.40	4.13	1.00	...	4.25	...
M52^(a)	T11352	0.90	0.40	4.00	1.93	1.25	4.45	...
M62	T11362	1.30	0.28	3.88	2.00	6.25	10.50	...
Tungsten high-speed tool steels								
T1	T12001	0.73	0.30	4.13	1.10	18.00	...	...
T4	T12004	0.75	0.30	4.13	1.00	18.25	0.70	5.00
T5	T12005	0.80	0.30	4.38	2.10	18.25	0.88	8.25
T6	T12006	0.80	0.30	4.38	1.80	19.75	0.70	12.00
T8	T12008	0.80	0.30	4.13	2.10	14.00	0.70	5.00
T15	T12015	1.55	0.28	4.38	4.88	12.38	1.00	5.00

Fonte: Bayer et al., 1989.

Como pode-se notar a partir da Figura 20, uma série de elementos químicos são adicionados aos aços rápidos das classes T e M com o objetivo de alterar suas propriedades e melhorar seu desempenho durante o processo de usinagem. A seguir, tem-se uma discussão a respeito da influência dos elementos de liga mostrados na Figura 20, nas propriedades e características dos aços rápidos.

- **Carbono (C):** O carbono é um elemento vital nos aços rápidos, mantido em uma faixa estreita, geralmente entre 0,7% e 1,6% em sua composição final.

Pequenas variações nessa faixa têm um grande impacto nas propriedades mecânicas desses aços. A adição de carbono ao aço rápido aumenta sua dureza a quente, a dureza de trabalho e sua resistência ao desgaste, a partir da formação de carbonetos complexos de alta dureza. No entanto, concentrações mais altas de carbono tendem a reduzir a tenacidade, tornando o material mais frágil e menos resistente ao impacto. Encontrar o equilíbrio entre dureza e tenacidade é crucial ao determinar a composição dos aços rápidos (Chiaverini, 1979, Bayer et al., 1989, Machado et al., 2015).

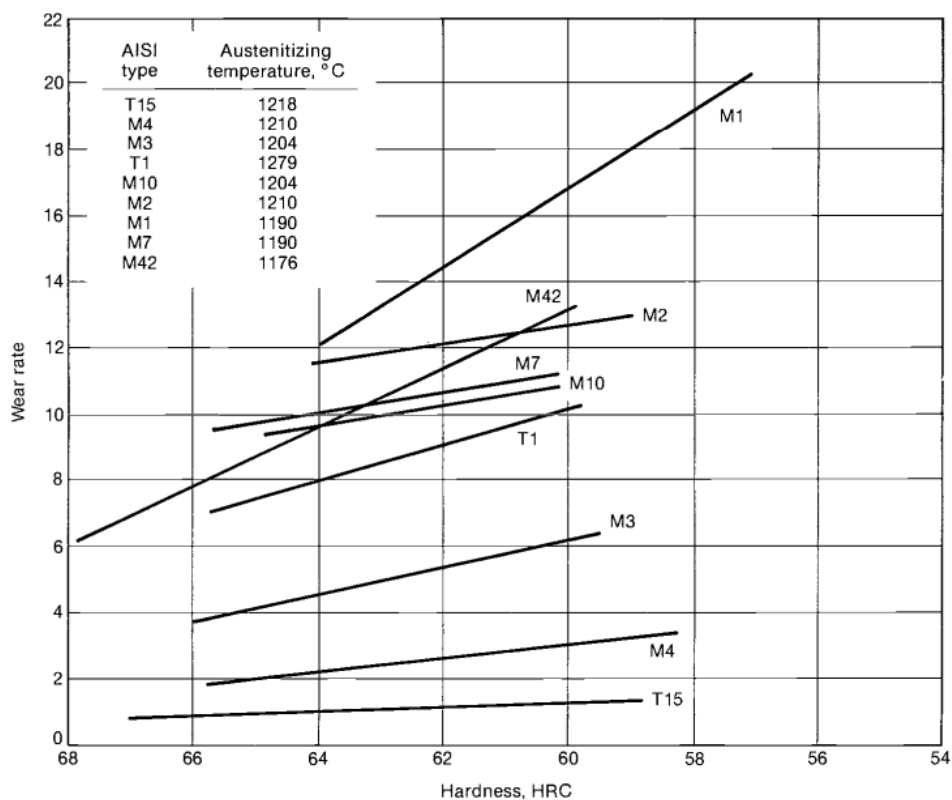
- **Tungstênio (W):** O tungstênio é um componente crucial nos aços rápidos, encontrado em concentrações de até 20% em massa. Ele contribui para a formação de um carboneto complexo de ferro, do tipo M_6C , que aumenta a dureza e a resistência ao desgaste abrasivo desses aços, dissolvendo-se parcialmente na austenita acima de 980 °C. Além disso, o tungstênio confere dureza a altas temperaturas aos aços rápidos e contribui para o endurecimento secundário, principalmente pela precipitação do carboneto W_2C durante o revenimento (Chiaverini, 1979, Bayer et al., 1989, Machado et al., 2015).
- **Molibdênio (Mo):** O molibdênio consiste em um substituto parcial ao tungstênio, com metade do peso atômico deste último (10,20 g/cm³ contra 19,12 g/cm³), o que significa o dobro de átomos para a mesma porcentagem em massa. A presença mais significativa de molibdênio em aços da classe M (até cerca de 11% em massa) oferece maior tenacidade, mas ligeiramente menos dureza a altas temperaturas do que os aços da classe T. Essa redução na dureza a quente pode ser compensada pela adição em menores concentrações de tungstênio e vanádio, como nos aços rápidos M2, M3 e M4. Os aços com molibdênio têm uma faixa mais estreita de endurecimento devido ao seu ponto de fusão ligeiramente menor, exigindo temperaturas de tempera mais baixas. Além disso, apresentam menor estabilidade na austenita residual, resultando em temperaturas de revenimento mais baixas (Chiaverini, 1979, Bayer et al., 1989, Machado et al., 2015).
- **Vanádio (V):** O vanádio é um dos primeiros elementos adicionados aos aços rápidos para purificar e reduzir o nitrogênio durante a fusão. Descobriu-se que em concentrações entre 1% e 5% em massa, o vanádio atua como desoxidante e forma carbonetos de ferro complexos e estáveis, aumentando

significativamente a resistência ao desgaste nos aços rápidos, com um leve aumento na dureza a altas temperaturas. Contudo, o aumento do teor de vanádio necessita de um aumento proporcional do teor de carbono, já que o vanádio pode reduzir a dureza do aço pela ferritização. Em teores controlados e acompanhados pelo aumento do carbono, o vanádio pode tornar os aços mais tenazes, atuando nos contornos dos grãos e impedindo seu crescimento durante o tratamento térmico. Aços rápidos com alto teor de carbono e vanádio são indicados para operações de corte rigorosas que exigem excelente tenacidade, dureza a altas temperaturas e resistência ao desgaste (Chiaverini, 1979, Bayer et al., 1989, Machado et al., 2015).

- **Cromo (Cr):** tal elemento aparece nos aços rápidos em teores que variam na faixa de 3% a 5% em massa, sendo, junto com o carbono, o principal responsável pela temperabilidade dos aços rápidos, além de diminuir a oxidação e descamação durante o tratamento térmico (Chiaverini, 1979, Bayer et al., 1989, Machado et al., 2015).
- **Cobalto (Co):** O cobalto aparece nos aços rápidos em teores de até 12% em massa, contribuindo significativamente para aumentar a dureza a altas temperaturas e, conseqüentemente, melhorar a eficiência de corte em operações de desbaste com altas velocidades. Porém, adições de cobalto podem aumentar ligeiramente a fragilidade dos aços rápidos, embora também melhorem sua condutividade térmica e ponto de fusão (aumentando a temperatura de tratamento térmico). Aços ferramenta com concentrações significativas de cobalto são particularmente indicados para usinar materiais que geram cavacos descontínuos, como ferro fundido e metais não ferrosos (Chiaverini, 1979, Bayer et al., 1989, Machado et al., 2015).
- **Silício (Si):** tal elemento aparece nos aços rápidos, geralmente, em teores inferiores a 0,45% em massa, sendo responsável por aumentar ligeiramente a dureza máxima atingida após revenido, além de influenciar na morfologia dos carbonetos formados e diminuir levemente a tenacidade (Bayer et al., 1989).

A Figura 19 mostra a influência da dureza na taxa de desgaste para o caso de aços rápidos das séries T e M após revenimento duplo.

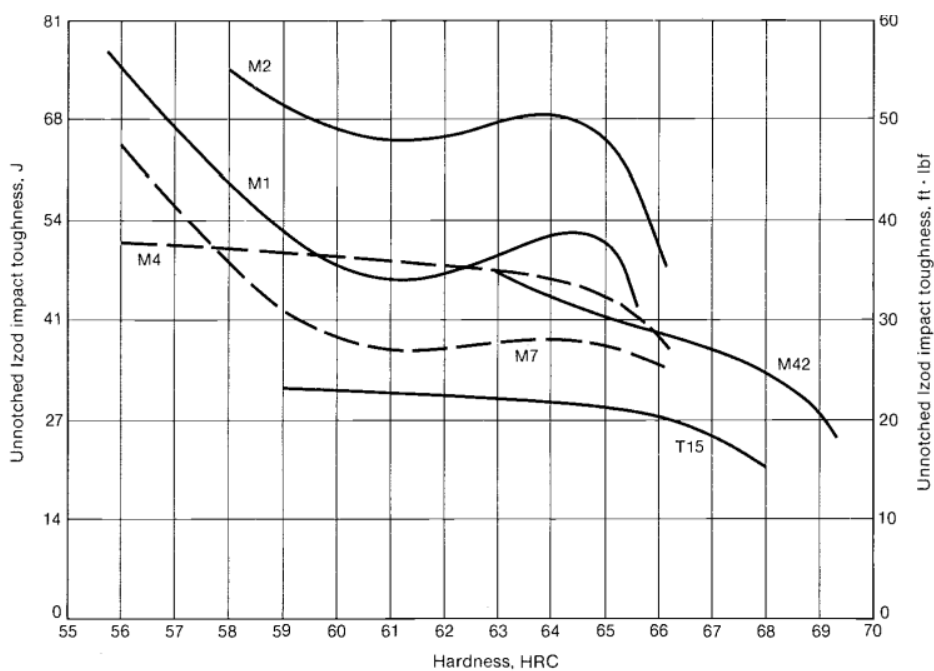
Figura 19 - Influência da dureza na taxa de desgaste de aços rápidos



Fonte: Bayer et al., 1989.

A Figura 20 mostra a relação entre a dureza e a tenacidade de impacto medida via ensaio de impacto izod, para o caso de aços rápidos das séries T e M.

Figura 20 - Relação entre a dureza e tenacidade de impacto em aços rápidos



Fonte: Bayer et al., 1989.

2.3 DESGASTES EM FERRAMENTAS DE CORTE

A norma ISO 3685,1993, fornece uma definição para o desgaste de ferramentas de corte, isto é, “mudança de sua forma original durante o corte, resultante da perda gradual de material”. Em tribologia, pode-se definir desgaste como a destruição de uma ou de ambas as superfícies que compõem um sistema tribológico, geralmente envolvendo perda progressiva de material (Hutchings,1992). O desgaste em usinagem provoca a mudança da geometria de corte da ferramenta pela perda contínua, progressiva e em pequenas proporções da massa da ferramenta em nível atômico ou dos grãos do material (Machado et al., 2015). O desgaste de ferramentas de corte pode ser influenciado por muitos fatores, como materiais (peça e ferramenta), condições de corte (velocidade de corte, taxa de avanço, profundidade de corte e uso de fluido de corte), geometria (ângulo de saída, ângulo de incidência, ângulo de ataque plano, ângulo da aresta de corte, ângulo de inclinação e raio da ponta) e forças de corte (Sewailem; Mobarak, 1981).

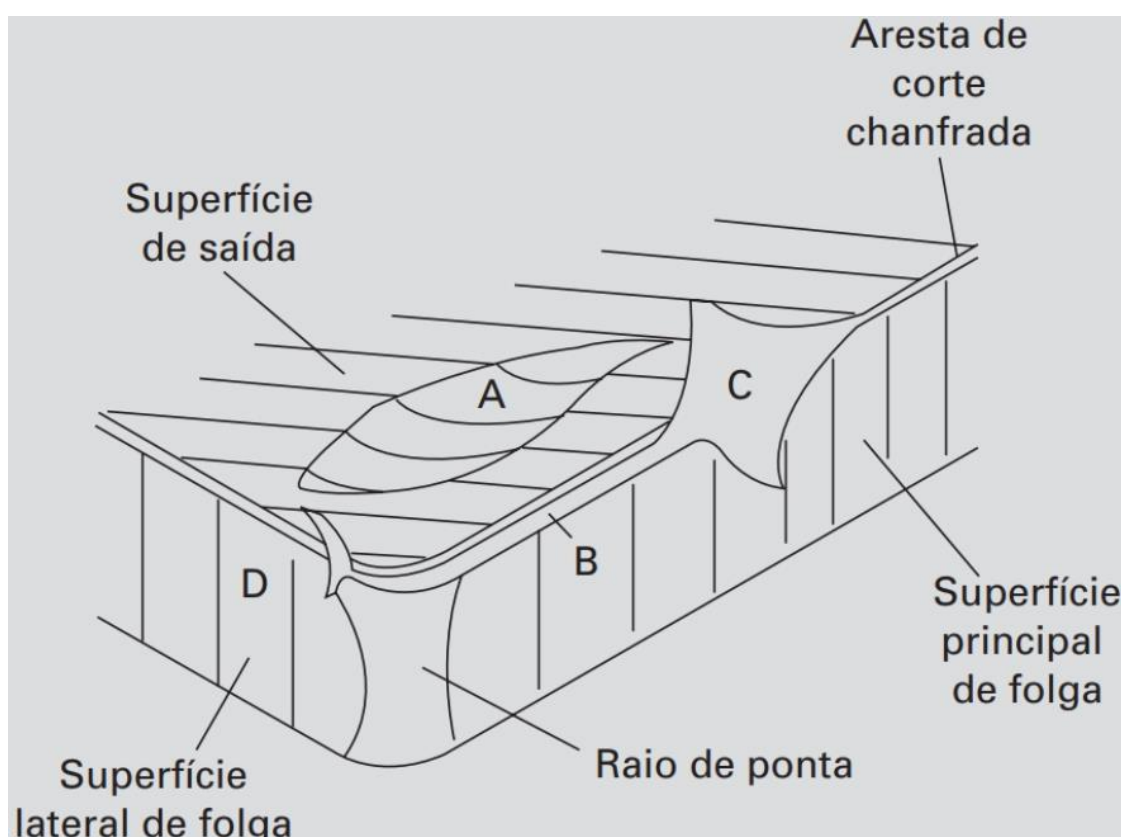
A perda da capacidade de corte de uma ferramenta pode ser oriunda, além do desgaste, de outro fenômeno, isto é, as avarias. As avarias são fenômenos que ocorrem de forma repentina e inesperada, causadas pela quebra, lascamento ou trinca da aresta de corte, sendo responsáveis pela destruição da aresta de corte ou uma perda considerável de material da mesma (Machado et al., 2015). São fenômenos mais incomuns no torneamento, exceto para situações onde tenha-se condições de corte de corte e geometrias de ferramenta inapropriadas para o processo (Machado et al., 2015). Avarias são mais comumente encontradas no corte interrompido, em função dos choques mecânicos e térmicos inerentes a tais processos (Machado et al., 2015). Os principais tipos de avarias que ocorrem em uma ferramenta de corte podem ser divididos em deformação plástica da aresta de corte, trincas térmicas, trincas mecânicas, quebra e lascamento (Diniz et al., 1999, Machado et al., 2015).

Segundo Machado et al., 2015, por maiores que sejam as durezas, a resistência ao desgaste das ferramentas de corte e por menor que seja a resistência mecânica da peça de trabalho, a ferramenta de corte sofrerá um processo de desgaste que, mais cedo ou mais tarde, exigirá a sua substituição. Apesar do custo associado às ferramentas de corte ser relativamente pequeno comparado ao montante total despendido no processo de fabricação, desgastes acelerados e/ou avarias frequentes

provocam a parada das máquinas para reparo ou substituição de tais ferramentas, o que proporciona aumento nos custos de produção e queda de produtividade (Diniz et al., 1999, Machado et al., 2015).

O desgaste pode ocorrer segundo alguns mecanismos, isto é, aresta postiça de corte (APC), abrasão mecânica, aderência, difusão, oxidação e deformação plástica (Trent & Wright, 2000, Diniz et al., 1999, Machado et al., 2015). O mesmo pode estar presente tanto nas superfícies de saída quanto nas superfícies de folga das ferramentas, em cortes contínuos ou interrompidos (Machado et al., 2015). Os principais tipos de desgaste que ocorrem em uma ferramenta de corte podem ser divididos em desgaste de flanco (B), desgaste de cratera (A) e desgaste de entalhe (C e D), ambos mostrados de forma esquemática na Figura 21 (Diniz et al., 1999, Machado et al., 2015).

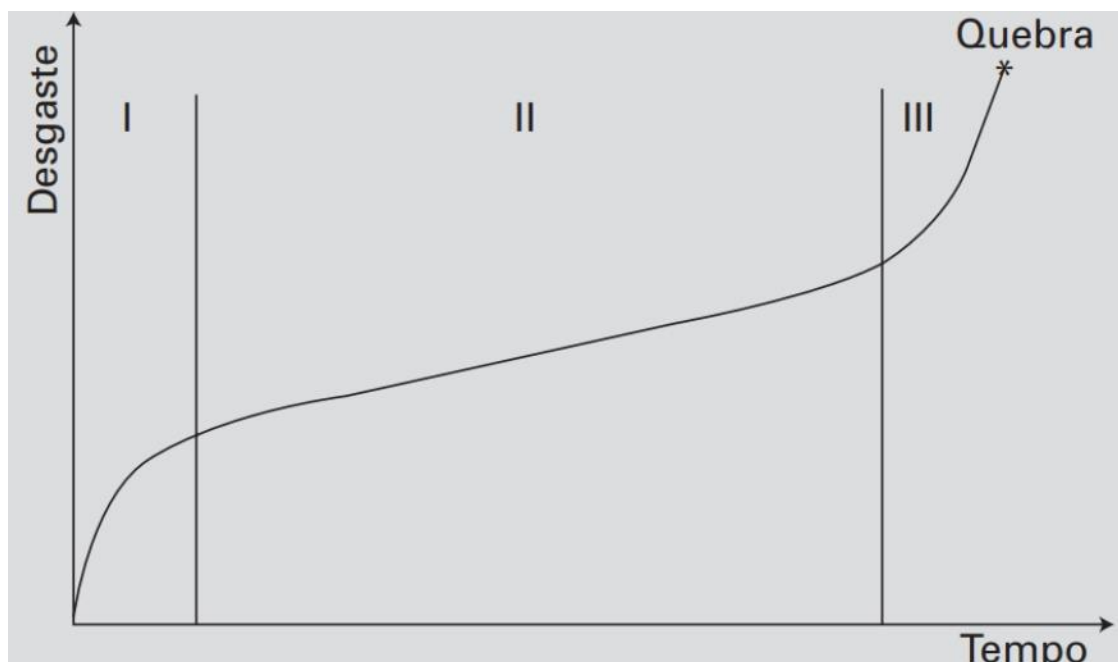
Figura 21 - Principais desgastes em ferramentas de corte



Fonte: Dearnley e Trent, 1982.

Em geral, no processo de usinagem, tem-se que a evolução do desgaste nas ferramentas ocorre segundo a curva padrão mostrada na Figura 22, sendo dividida em 3 estágios diferentes.

Figura 22 - Evolução do processo de desgaste em ferramentas



Fonte: Machado et al., 2015.

O estágio I ocorre instantaneamente a partir do início do processo de corte, momento no qual o desgaste apresenta uma taxa decrescente. A ferramenta estará sujeita a um desgaste acelerado, o qual é natural do processo de adequação da mesma ao sistema tribológico envolvido (Machado et al., 2015). Conforme a cunha cortante passa por tal processo de adequação, a taxa de desgaste torna-se cada vez menor, culminando na inflexão observada no final de tal estágio (Machado et al., 2015).

No estágio II, nota-se uma taxa de desgaste aproximadamente constante ao longo do tempo de usinagem. Em tal estágio, a ferramenta encontra-se completamente adequada ao processo e os mecanismos específicos de desgaste operam a uma taxa constante, culminando em uma nova inflexão ao final do estágio (Machado et al., 2015).

Ao atingir o estado III, nota-se o início de um aumento acentuado da taxa de desgaste conforme o processo avança, o que, eventualmente, leva à quebra da ferramenta, caso o processo de corte tenha continuidade dentro de tal estágio (Machado et al., 2015). Nesse caso, a quebra da ferramenta é causada por temperaturas e tensões elevadas oriundas do avanço excessivo dos desgastes, que irão provocar o colapso estrutural da ferramenta (Machado et al., 2015).

2.3.1 Medição de desgastes e vida da ferramenta

O comportamento da curva mostrada na Figura 22, para o caso de cada ferramenta, deve ser analisado com cautela a fim de evitar a ocorrência do estágio III e subsequentes danos a peça usinada, a máquina-ferramenta utilizada e ao operador, os quais provocam o aumento dos custos de produção.

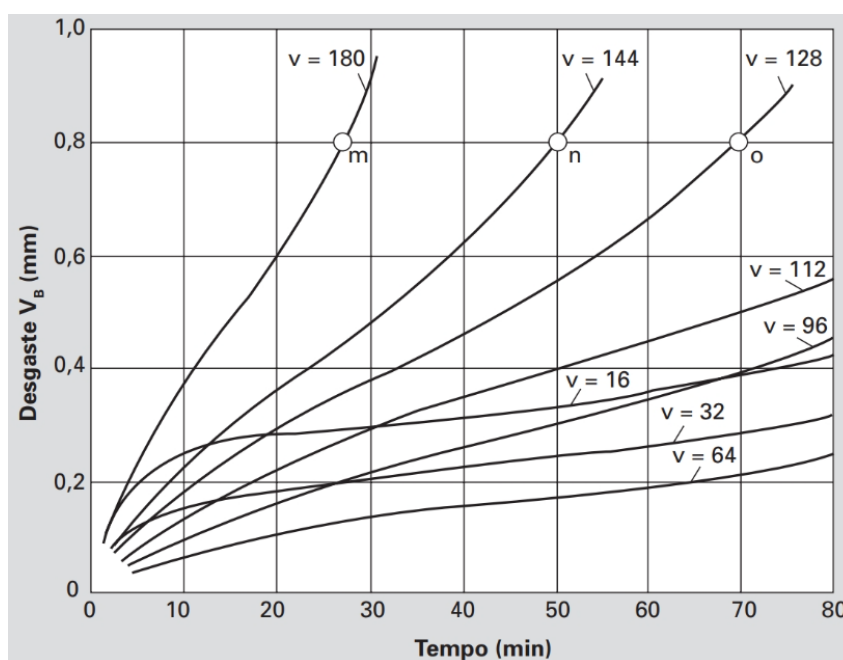
A vida da ferramenta (T), consiste no tempo de operação útil da mesma até que sua capacidade de corte seja totalmente ou suficientemente perdida, com base em um critério estabelecido previamente. Atingida a vida útil de uma ferramenta, a mesma deve, inevitavelmente, ser substituída ou reafiada. O principal fator que determina o fim de vida de uma ferramenta são a presença e evolução dos desgastes na mesma, além disso, alguns fatores adicionais também podem ser avaliados a fim de determinar tal vida, tais como a força de usinagem, potência do motor, temperatura de corte, vibração do sistema, emissão acústica, dentre outros. A evolução de tais fatores pode indicar ou levar à ocorrência de falha, prejudicando o acabamento da peça e a obtenção de tolerâncias apertadas, aumento da temperatura na região de corte e aumento dos esforços de corte (Diniz et al., 1999, Machado et al., 2015).

Segundo Diniz et al., 1999, alguns fatores como as condições de usinagem e a geometria da ferramenta possuem influência significativa na evolução dos desgastes nas ferramentas, afetando a vida útil das mesmas. A evolução dos desgastes presentes em uma ferramenta de corte é influenciada primariamente pela velocidade de corte, seguida pelo avanço e por último pela profundidade de usinagem. Aumentos na velocidade de corte provocam aumentos na geração de calor e nas temperaturas na região de corte, sem a alteração da área de dissipação de tal calor. O aumento do avanço também contribui para o aumento da geração de calor na região de corte, porém, tem-se o aumento subsequente da área de dissipação de tal calor, o que torna os aumentos de temperatura menores na região de corte. O aumento da profundidade de corte possui influência ainda menor na geração de calor que quando comparada a influência do avanço (Diniz et al., 1999, Machado et al., 2015)

Com relação a geometria da ferramenta, tem-se que uma diminuição do ângulo de posição (χ_r) mantendo o avanço (f) constante, implica em uma diminuição da espessura de corte (h) e aumento da largura de corte (b), conseqüentemente, tem-se uma melhor distribuição de temperatura na ferramenta e melhoria em sua vida útil (Diniz et al., 1999, Machado et al., 2015). O ângulo de posição da aresta secundária

(χ'_r) deve possuir um valor mínimo de 2° para evitar o atrito entre tal aresta e a peça (Diniz et al., 1999). O aumento do ângulo de saída da ferramenta diminui a resistência da cunha cortante da ferramenta, porém, promove uma menor deformação do cavaco, diminuindo a geração de calor, temperatura, pressão específica de corte e o desgaste da ferramenta (Diniz et al., 1999). O aumento do ângulo de folga (α) enfraquece a cunha cortante da ferramenta, entretanto, tal aumento diminui o desgaste de flanco, visto que, reduz a área de atrito entre a peça usinada e a ferramenta de corte (Diniz et al., 1999). Na Figura 29 tem-se um exemplo de curva de vida da ferramenta para a usinagem de aço a partir de uma ferramenta de metal duro, onde os pontos m,n e o indicam o fim de vida da aresta de corte (a vida total é mostrada em minutos no eixo das abscissas) em função da velocidade de corte e para um desgaste de flanco máximo fixado em 0,8 mm (critério de fim de vida), bem como evidencia-se na mesma a influência da velocidade de corte na evolução do desgaste. Segundo Machado et al., 2015, a curva da Figura 23 foi construída para o desgaste de flanco, mas curvas semelhantes podem ser usadas para qualquer outra forma de desgaste, ou critério de fim de vida estipulado, que tenha a velocidade de corte como fator determinante.

Figura 23 - Exemplo de curva de vida de ferramenta



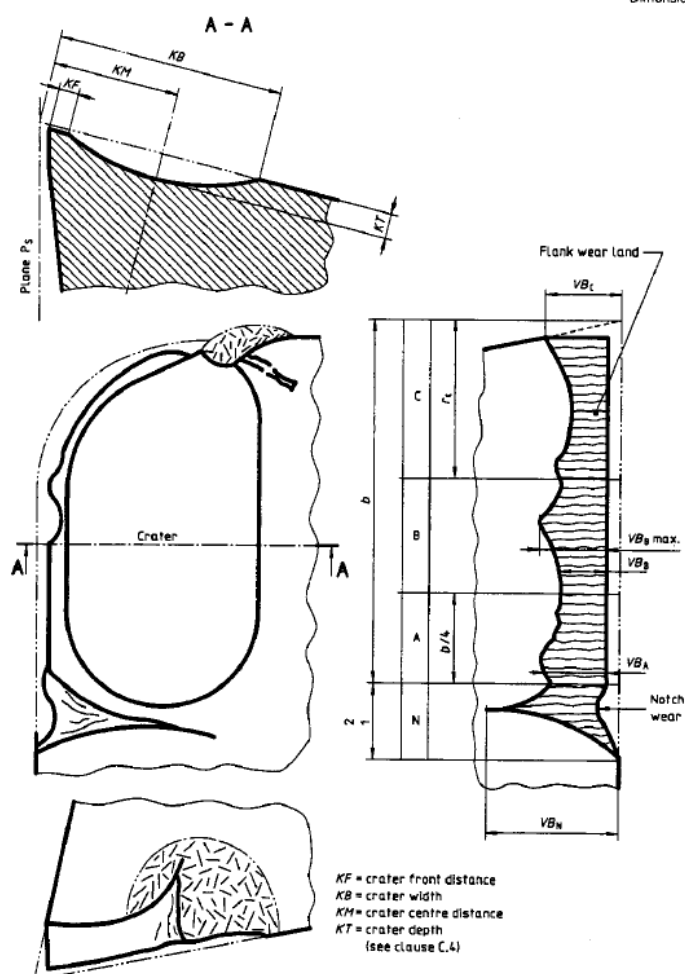
Fonte: Ferraresi, 1977.

A fim de quantificar os desgastes nas ferramentas de corte e determinar seu fim de vida, a norma ISO 3685 de 1993 define alguns parâmetros, tais como profundidade

de cratera (KT), desgaste de flanco médio (VB_B), desgaste de flanco máximo ($VB_{m\acute{a}x}$) e desgaste de entalhe (VB_N), assim como mostrado na Figura 24 (ISO 3685, 1993, Machado et al., 2015). A mesma norma recomenda, para o caso de ferramentas de aço rápido, metal duro e cerâmica, os seguintes valores para os parâmetros de fim de vida citados anteriormente:

- Desgaste de flanco médio ($VB_B = 0,3 \text{ mm}$)
- Desgaste de flanco máximo ($VB_{m\acute{a}x} = 0,6 \text{ mm}$)
- Profundidade de cratera ($KT = 0,06 + 0,3f$)
- Desgaste de entalhe ($VB_N = VC_N = 1 \text{ mm}$).
- Falha catastrófica da ferramenta.

Figura 24 - Parâmetros utilizados para medir o desgaste em ferramentas de corte



Fonte: ISO 3685, 1993.

Com o objetivo de facilitar a medida dos desgastes nas ferramentas de corte, tal norma divide a aresta principal de corte em 4 regiões distintas, ambas mostradas na

Figura 24. A região C consiste na parte curvada da aresta de corte no canto da ferramenta; a região B consiste na parte reta restante da aresta de corte entre as regiões C e A; a região A consiste em $\frac{1}{4}$ do comprimento da aresta de corte desgastada, b , mais distante do canto da ferramenta; a região N se estende além da área de contato mútuo entre a ferramenta e a peça de trabalho por aproximadamente 1 mm a 2 mm ao longo da aresta de corte principal, sendo o desgaste do tipo entalhe (ISO 3685, 1993). A largura da face de desgaste de flanco (VB_B) deve ser medida dentro da zona B no plano da aresta de corte da ferramenta perpendicular à aresta de corte principal, além disso, a profundidade de cratera (KT) deve ser medida como a máxima distância entre o fundo da cratera e a face original na região B (ISO 3685, 1993). Se o perfil da região desgastada da aresta na zona B for uniforme, o valor médio, VB_B , da largura da área de desgaste é medido e uma ferramenta pode ser usada, a menos que $VB_B > 0,3mm$. No caso de desgaste desigual, a largura máxima do pico da ranhura, $VB_{m\acute{a}x}$, é tomada como critério de vida útil da ferramenta e seu limite é de 0,6 mm (ANSI/ASME B94.55M, 1985).

Segundo Machado et al., 2015, os valores sugeridos pela norma aplicam-se de forma mais adequada a ensaios e testes de vida de ferramentas executados em ambientes controlados como laboratórios, isto é, tratando-se de aplicações industriais variadas, tais parâmetros citados anteriormente podem sofrer variações consideráveis devido a fatores como a rigidez da máquina ferramenta, precisão requerida da peça, dentre outros. O mesmo ainda complementa que, normalmente, em aplicações industriais, as empresas costumam utilizar a ferramenta até que as peças produzidas ultrapassem a faixa de tolerância e/ou acabamento estabelecida para a usinagem, porém, as peças ainda devem estar dentro das especificações de projeto. A operação utilizando ferramentas com níveis elevados de desgaste da aresta de corte apresenta um grande risco para o processo, visto que, desgastes acentuados promovem o aumento das forças de usinagem e da geração de calor, facilitando a ocorrência de falha catastrófica da ferramenta (Machado et al., 2015).

2.3.2 Tipos de desgastes de ferramentas

O Desgaste de flanco consiste em um desgaste que surge na superfície de folga da ferramenta de corte, estando sempre presente em qualquer processo de usinagem e sendo causado, principalmente, pelo contato e atrito entre a peça de trabalho e a

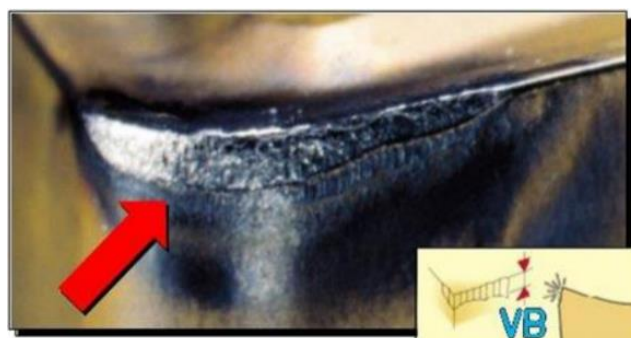
ferramenta durante o processo (Diniz et al., 1999). Tal tipo de desgaste, agravado pelo aumento da velocidade de corte, provoca prejuízos ao processo de usinagem, visto que, modifica a forma original da aresta cortante, prejudicando o acabamento da peça de trabalho e impedindo a obtenção de tolerâncias apertadas (Diniz et al., 1999).

Quando tal desgaste atinge a aresta principal de corte, resulta num aumento das temperaturas e forças envolvidas no corte, podendo causar vibrações tanto na ferramenta como na peça. Na aresta secundária de corte, da qual dependem o controle dimensional e a qualidade do acabamento superficial da peça, um desgaste excessivo resulta numa superfície mal-acabada e peças fora da especificação (Amorim, 2002).

Em muitos casos, a superfície de desgaste de flanco tem uma largura bastante uniforme ao longo da região central da parte reta da aresta de corte principal (ISO 3685, 1993). Todos os materiais utilizados na confecção de ferramentas de corte, naturalmente, possuem uma taxa acentuada de desgaste de flanco no início do processo de usinagem, a qual decresce após um curto período de tempo, a menos que excessivas velocidades de corte sejam empregadas (ISO 3685, 1993).

Em particular, o desenvolvimento do desgaste de flanco em ferramentas de aço rápido decorre de forma diferente quando comparado a insertos de metal duro ou de material cerâmico (ISO 3685, 1993). As ferramentas de aço rápido podem ter períodos prolongados de muito pouco aumento mensurável do desgaste de flanco, sendo que, tal fenômeno ocorre especialmente em baixas velocidades de corte ao usinar materiais dúcteis (ISO 3685, 1993). Em velocidades de corte mais altas, o aumento do desgaste de flanco de todos os materiais da ferramenta de corte geralmente é aproximadamente uniforme após a alta taxa de desgaste inicial (ISO 3685, 1993). A Figura 25 mostra o desgaste de flanco em uma ferramenta de corte.

Figura 25 - Desgaste de flanco



Fonte: SANDVICK, 2023.

Em condições normais de usinagem, quando o desgaste de flanco leva a falha da ferramenta, o mesmo apresenta o maior risco de danos à peça, exigindo maiores potências de corte para concluir a operação, por esse motivo, o mesmo é utilizado como um dos parâmetros para avaliação do fim de vida da ferramenta (Amorim, 2002).

O desgaste de cratera consiste em um desgaste que surge na superfície de saída da ferramenta de corte, causado, principalmente, pelo contato e atrito entre o cavaco e a ferramenta durante o processo de usinagem (Diniz et al., 1999). Tal desgaste não é observado em todos os processos de usinagem, sendo consideravelmente raro em casos nos quais tem-se ferramentas de metal duro recobertas, ferramentas cerâmicas ou durante a usinagem de materiais frágeis (Diniz et al., 1999).

O desgaste de cratera resulta da combinação entre os mecanismos de desgaste por abrasão e difusão, ocorrendo, principalmente, a altas velocidades de corte devido as altas temperaturas geradas (Amorim, 2002). A temperatura de usinagem tem uma influência crítica no desgaste e na vida útil da ferramenta, tal fato é conhecido desde o trabalho de Taylor, 1907, sendo que, posteriormente, tal conceito foi aplicado por Trigger e Chao, 1956. Os mesmos observaram que o crescimento do desgaste da cratera na interface ferramenta-cavaco era diretamente governado pela distribuição de temperatura ao longo da interface. Além disso, Sata, 1959, mostrou, experimentalmente, uma estreita correspondência entre o desgaste da cratera e a temperatura de corte.

Em função da diminuição da resistência à abrasão provocada pelo mecanismo de difusão, tem-se o favorecimento do mecanismo de desgaste abrasivo, sendo a forma da cratera resultado da distribuição de tensões na superfície de saída da ferramenta (Amorim, 2002).

O crescimento da cratera na superfície de saída da ferramenta pode levar a quebra da ferramenta quando associado ao desgaste de flanco na superfície de folga (Diniz et al., 1999). A posição da cratera em relação à aresta de corte possui sua importância, visto que, uma cratera profunda e larga que se apresenta longe da aresta de corte pode ser menos perigosa para a ferramenta do que uma cratera estreita e menos profunda localizada perto da aresta de corte, sendo que, a distância da borda frontal da cratera até a aresta de corte principal, consiste em um critério útil que, se limitado, pode eliminar falhas catastróficas (ISO 3685, 1993).

Figura 26 - Desgaste de cratera



Fonte: SANDVIK, 2023.

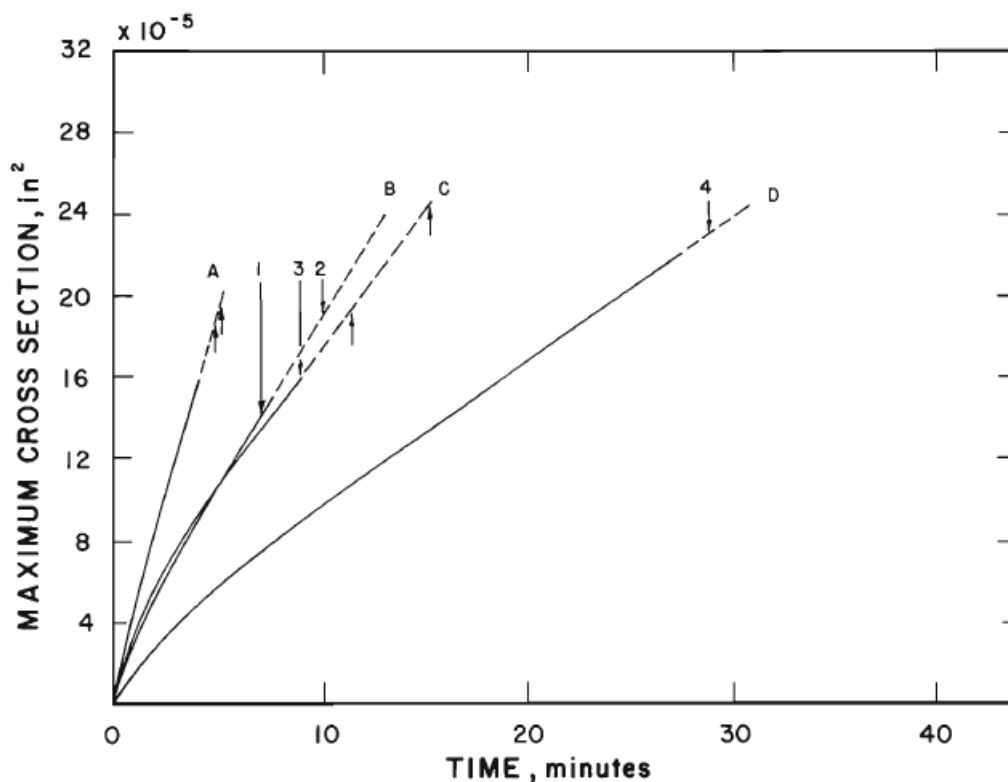
Devido a relação apresentada anteriormente, tem-se a razão de o parâmetro KT apresentar-se como um critério de vida da ferramenta dependente de um avanço conhecido, sendo a distância do centro da cratera (KM) e a largura da cratera (KB) parâmetros adicionais que podem ser avaliados para melhorar a avaliação e entendimento do fenômeno (ISO 3685, 1993). Segundo a ISO 3685, 1993, a distância do centro da cratera, KM , consiste na distância entre a aresta principal de corte original e o ponto mais profundo da cratera, sendo medida na região B paralelamente a face e perpendicular à aresta principal de corte. O parâmetro KM depende do avanço e do material da peça e da ferramenta (ISO 3685, 1993). A largura da cratera, KB , consiste na distância entre a aresta principal de corte original e o lado posterior da cratera, sendo medido paralelamente à face na região B e perpendicular à aresta principal de corte (ISO 3685, 1993).

Em seu trabalho, Dorinson, 1963, avaliou o desgaste de cratera em ferramentas de aço rápido em condições sem a presença do fluido de corte e com a presença do mesmo durante a usinagem do aço AISI 1141. O mesmo utilizou uma velocidade de corte, em pés por minuto (feet per minute, fpm), de 138 – 150 fpm (42 – 45,7 m/min), uma profundidade de corte de 0,1 in (2,54 mm) e um avanço de 0,012 in (0,3 mm). Como resultado dos testes, o mesmo obteve um gráfico que mostra a evolução da área da cratera formada na superfície de saída em função do tempo, assim como mostra a Figura 27.

Na Figura 27, tem-se que A representa a condição sem fluido de corte e $v_c = 150 fpm$; C representa a condição sem fluido de corte e $v_c = 138 fpm$; B representa a condição com a presença de fluido de corte e $v_c = 150 fpm$; D representa a

condição com a presença de fluido de corte e $v_c = 138 \text{ fpm}$; as setas voltadas para baixo indicam o momento de falha da ferramenta por burn-out e as setas voltadas para cima indicam o momento de falha catastrófica da ferramenta (Dorinson, 1963).

Figura 27 - Evolução da área máxima da cratera em função do tempo de corte



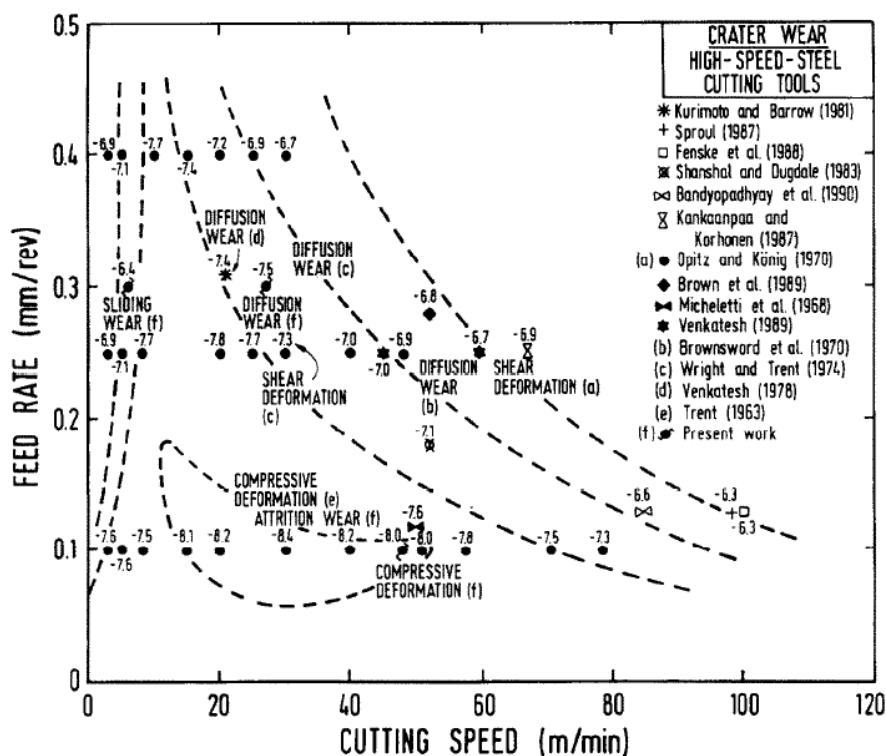
Fonte: Dorinson, 1963.

A Figura 27 mostra a grande influência do fluido de corte e da velocidade de corte na evolução do desgaste de cratera, especialmente, pois tais parâmetros estão relacionados a geração de calor e ao atrito na superfície de saída da ferramenta de corte, o que influencia diretamente na evolução do desgaste de cratera, isto é, para velocidades de corte menores e a presença de fluido de corte, tem-se uma evolução menos acentuada de tal tipo de desgaste e, conseqüentemente, uma maior vida útil.

Em seu trabalho a respeito de mapeamento de desgastes em ferramentas de aço rápido sem cobertura e em condições sem fluido de corte, Lim et al., 1993, copilou os resultados experimentais obtidos por uma série de pesquisadores a respeito dos mecanismos responsáveis pelo desgaste de cratera em função do avanço e da velocidade de corte em ferramentas de aço rápido sem cobertura e sem a presença de fluido de corte. Tal mapa de desgaste é mostrado na Figura 28. Os números

mostrados sobre os pontos são dados por $\log_{10}(KT/\text{distância de corte})$ e correspondem as taxas de desgaste por cratera.

Figura 28 - Mapeamento dos mecanismos de desgaste de cratera



Fonte: Lim et al., 1993.

Segundo Lim et al., 1993, um exame mais próximo dos mecanismos responsáveis pela formação do desgaste de cratera, sugere que os mesmos possam ser agrupados em dois grupos principais, isto é, mecanismos controlados por plasticidade (deformação por compressão e desgaste por atrito) e mecanismos controlados pela temperatura (desgaste por difusão e deformação por cisalhamento).

Um regime de plasticidade controlada compreende as áreas onde as condições de usinagem não são suficientemente severas para induzir altas temperaturas de trabalho na ferramenta, o que facilitaria o rápido fluxo de material amolecido da ferramenta e causaria desgaste por difusão (regime com a menor velocidade de corte ou com a menor velocidade de avanço) (Lim et al., 1993). Apesar do mecanismo de deformação compressiva requerer considerável temperatura interfacial para promover a diminuição do limite de escoamento do material da ferramenta (a fim de promover a deformação plástica da ferramenta sob tensão), as temperaturas encontradas em tais regiões não são altas o suficiente para provocar a difusão dos elementos químicos na

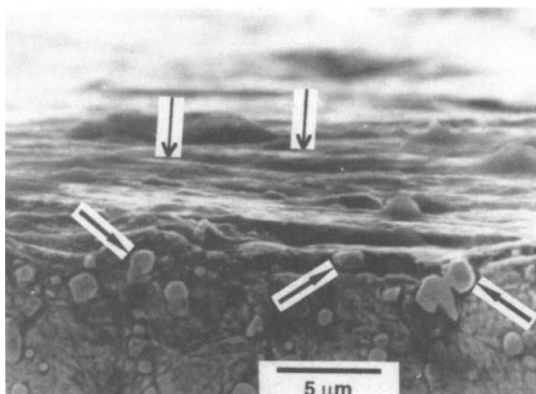
ferramenta e na peça de trabalho, logo, tal deformação é essencialmente controlada pela plasticidade do material da ferramenta (Wright, Trent, 1974; Lim et al., 1993).

Ao contrário da deformação por compressão, o desgaste por atrito manifesta-se na presença de baixas temperaturas interfaciais, logo, como resultado do fluxo irregular e menos laminar do material de trabalho passando pela ferramenta há a formação de uma aresta postiça de corte (APC ou do inglês, BUE – build up edge) na aresta da ferramenta (Trent, 1991; Lim et al., 1993). O cisalhamento e a quebra da APC durante o corte instável tendem a arrancar fragmentos dos materiais da ferramenta, dando origem ao desgaste (Trent, 1991; Lim et al., 1993). O desgaste por atrito, portanto, não é acelerado pela temperatura e tende a desaparecer com o aumento da velocidade de corte (Trent, 1991; Lim et al., 1993).

Os mecanismos de desgaste controlados pela temperatura compreendem um intervalo de condições de usinagem que propiciam altas temperaturas na interface ferramenta/peça de trabalho (Lim et al., 1993). O mecanismo de difusão compreende a principal causa de desgaste de cratera na superfície de saída da ferramenta quando se tem altas velocidades de corte e grandes avanços, além disso, a taxa de desgaste aumenta à medida que a velocidade de corte aumenta e, conseqüentemente, à medida que temperatura na interface cavaco/ferramenta aumenta (Wright, Bagchi, 1981; Trent, 1991).

A microscopia eletrônica de varredura de ferramentas de aço rápido mostrada na Figura 29, com as condições $v_c = 27 \text{ m/min}$ e $f = 0,3 \text{ mm/rev}$, revelou a presença de cristas lisas (setas finas) e partículas de carbonetos salientes (setas grossas), características frequentemente observadas durante o desgaste por difusão (Wright, Trent, 1974; Trent, 1977; Lim et al., 1993).

Figura 29 - Seção transversal da cratera de uma ferramenta HSS não revestida

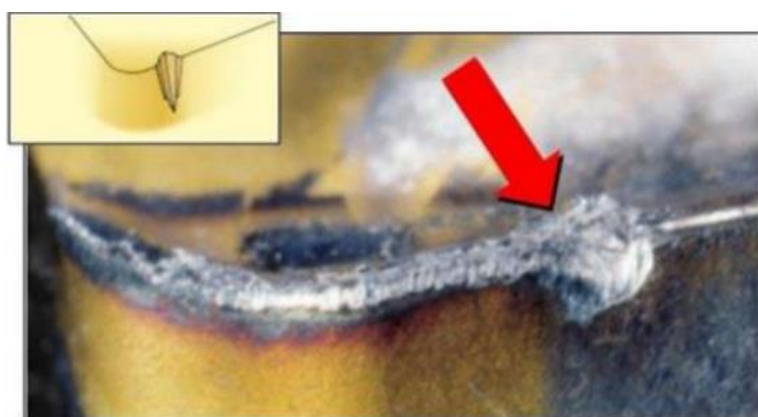


Fonte: Lim et al., 1993

A espectroscopia de elétron Auger também mostrou a depleção de carbono na ferramenta (com um teor de carbono de 0,87% em peso) próximo à interface ferramenta-trabalho nesta condição de corte, indicando que há uma difusão de átomos de carbono no cavaco com um teor de carbono mais baixo (material da peça com 0,45% em peso de carbono) como resultado da operação de usinagem (Lim et al., 1993). Tais informações fornecem a confirmação da presença do mecanismo de desgaste por difusão mostrado no mapa da Figura 29. No caso da deformação por cisalhamento, a cratera, geralmente, forma-se rapidamente na superfície de saída no ponto de maior temperatura, sendo que, em um nível microscópico, tem-se que as camadas superficiais da ferramenta foram cortadas em uma série de ondas na direção do fluxo de cavacos, formando uma crista na parte traseira da cratera (Wright, Trent, 1974).

O desgaste de entalhe consiste em um tipo de desgaste que aparece em regiões da ferramenta que são coincidentes com as laterais do cavaco, principalmente, durante a usinagem de matérias resistentes a altas temperaturas (ligas de níquel, titânio, cobalto e aço inoxidável) (Machado et al., 2015). Tal desgaste pode ser observado tanto na superfície de folga quanto na superfície de saída da ferramenta (Machado et al. 2015). A Figura 30 mostra um exemplo de desgaste de entalhe em uma ferramenta de corte.

Figura 30 - Desgaste de entalhe



Fonte: SANDVIK, 2023.

Não existe no momento um consenso entre a comunidade científica a respeito dos mecanismos responsáveis pelo desgaste de entalhe. Segundo Albrecht, 1956; Solaja, 1958; Lyesensetter, 1956; Lambert, 1962, apud Shaw, 1986, as prováveis causas para tal tipo de desgaste são as citadas a seguir.

- Presença de uma camada encruada de material na superfície da peça usinada;
- Concentração de tensão em função de um gradiente de tensão na superfície livre;
- Nucleação de trincas térmicas em função de um alto gradiente de temperatura na superfície livre;
- Presença de rebarbas na aresta da superfície previamente usinada;
- Presença de camadas abrasivas de óxidos na superfície;
- Fadiga da ferramenta de corte em função da variação de forças na superfície livre que acompanha os pequenos movimentos laterais da aresta dos cavacos;
- Presença de partículas da ferramenta na superfície da peça depositadas durante processos de usinagem anteriores, atuando como pequenas ferramentas de corte.

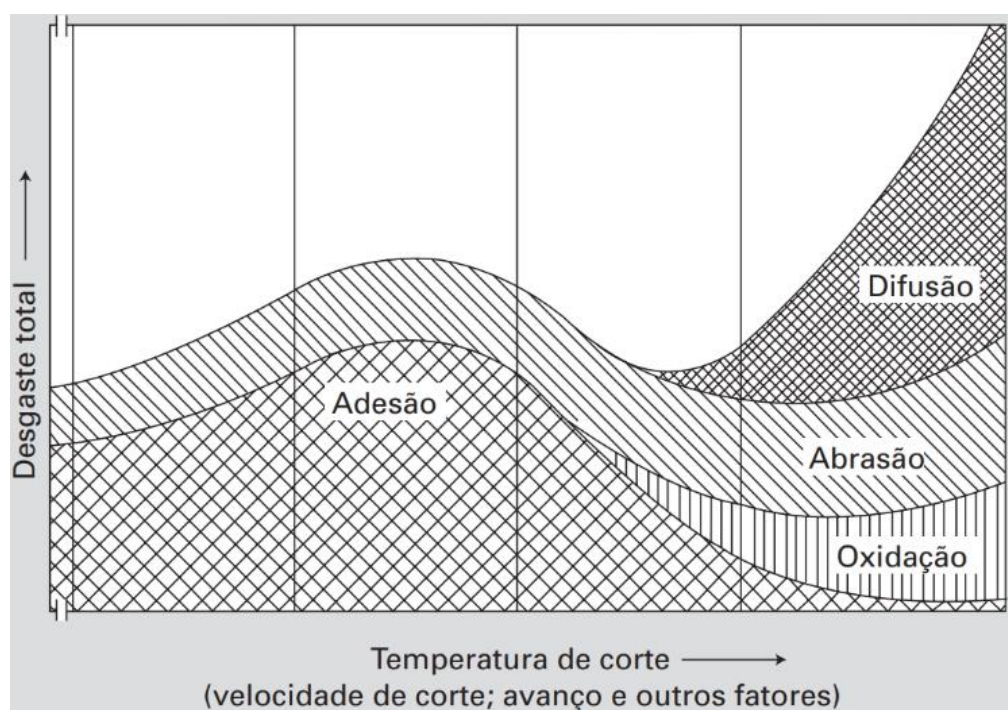
Segundo Trent e Wright, 2000, nas regiões onde este tipo de desgaste ocorre, as condições de escorregamento prevalecem e o mecanismo de desgaste, provavelmente, envolve a abrasão e attrition, fenômenos que sofrem grande influência das interações com a atmosfera. Segundo Machado, 1990, no caso de velocidades de corte muito elevadas, existe grande chance de a difusão fazer parte do processo, visto que, tal aumento de velocidade propicia o aumento da taxa de tal tipo de desgaste. Evidências sugerem que óxidos se formam continuamente e se aderem à ferramenta em tais regiões, além disso, a quebra das junções de aderência entre óxidos e a ferramenta, através do mecanismo de attrition, pode ocasionalmente remover material da superfície da ferramenta (Trent; Wright, 2000). Segundo Richards e Aspinwall, 1989, o entalhe na forma de “V” é formado pelas rebarbas produzidas nas arestas laterais do cavaco envolvendo outros mecanismos, incluindo attrition.

2.3.3 Mecanismos de desgaste

Os tipos de desgaste mencionados anteriormente são provocados pela ação principal de um mecanismo de desgaste ou pela combinação da ação de alguns mecanismos de desgaste. Os principais mecanismos de desgaste observados em

ferramentas de corte são a aresta postiça de corte (APC), abrasão mecânica, aderência (attrition), difusão, oxidação e deformação plástica (Trent & Wright, 2000, Diniz et al., 1999, Machado et al., 2015). Segundo Machado et al., 2015, para condições normais de corte, os mecanismos de adesão, difusão, abrasão e oxidação sempre estarão presentes, entretanto, um deles deverá ser mais influente que os demais. A Figura 31 mostra regiões onde os mecanismos de desgaste citados anteriormente estarão presentes na ferramenta em função do desgaste total e da temperatura de corte.

Figura 31 - Mecanismos de desgaste em função da temperatura



Fonte: Vieregge, 1970, apud König; Klocke, 1997.

Analisando a Figura 31, tem-se que em baixas temperaturas (baixas velocidades de corte), apenas os mecanismos de adesão e abrasão encontram-se presentes, sendo a adesão o mecanismo de desgaste predominante. Em altas temperaturas (altas velocidades de corte), nota-se que os mecanismos de adesão e abrasão perdem espaço para os mecanismos de difusão e oxidação, os quais vão aumentando sua influência no desgaste total conforme a temperatura se eleva, principalmente, a difusão, aumentando de forma exponencial com a temperatura (Machado et al., 2015).

A seguir tem-se uma descrição dos mecanismos de desgaste mencionados anteriormente.

2.3.3.1 Aresta postiça de corte (APC)

Durante a usinagem de materiais dúcteis a baixas velocidades de corte é relativamente comum a ocorrência da formação de uma camada de cavaco na região de contato entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta, sendo que, conforme tal camada permanece aderente à aresta de corte, tem-se a modificação de seu comportamento com relação a força de corte, acabamento superficial da peça e o desgaste da ferramenta (Diniz et al., 1999).

Em baixas velocidades de corte, tem-se que a parte inferior do cavaco em contato com a ferramenta, sujeito a pressão de corte na zona de aderência, permanece em contato, sem movimento relativo, por tempo suficiente para se soldar à ferramenta, separando-se de outras porções de cavaco e permanecendo aderida à superfície de saída da ferramenta (Diniz et al., 1999, Machado et al., 2015).

Posteriormente, com o fluxo de mais cavaco sobre tal camada de cavaco já aderida à ferramenta, tem-se que a mesma sofre deformação e encruamento, aumentando sua resistência mecânica e podendo agir temporariamente como uma aresta de corte (Diniz et al., 1999, Machado et al., 2015).

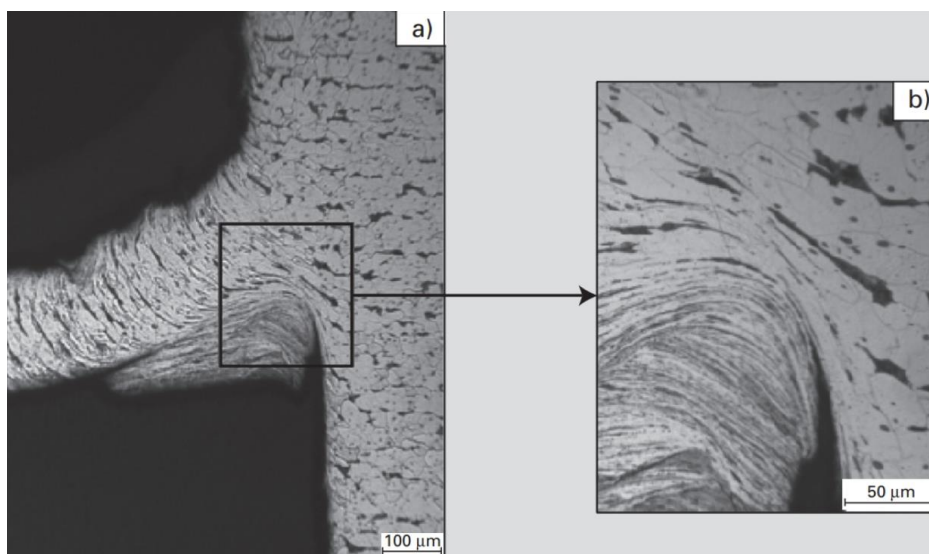
A sucessão de tal processo, conforme a deformação tem continuidade nas camadas de cavaco superiores adjacentes mais afastadas da interface até que as mesmas estejam encruadas o suficiente, provoca o acúmulo de camadas de cavaco e promove a formação da APC (Diniz et al., 1999, Machado et al., 2015).

O tamanho da APC aumenta gradualmente até atingir determinado valor, no qual a mesma rompe-se bruscamente, o que provoca uma perturbação dinâmica (Diniz et al., 1999, Machado et al., 2015).

Segundo Diniz et al., 1999, quando a APC se rompe tem-se que a mesma arranca partículas da superfície de folga da ferramenta, gerando um desgaste de flanco acentuado, mesmo em baixas velocidades de corte.

O mesmo ainda complementa que, como o cavaco atrita apenas com a aresta postiça de corte e não com a superfície de saída da ferramenta, o desgaste de cratera provocado por tal mecanismo é mínimo. A Figura 32 mostra um exemplo de aresta postiça de corte no torneamento do aço ABNT 12L14 com velocidade de corte de 35 m/min.

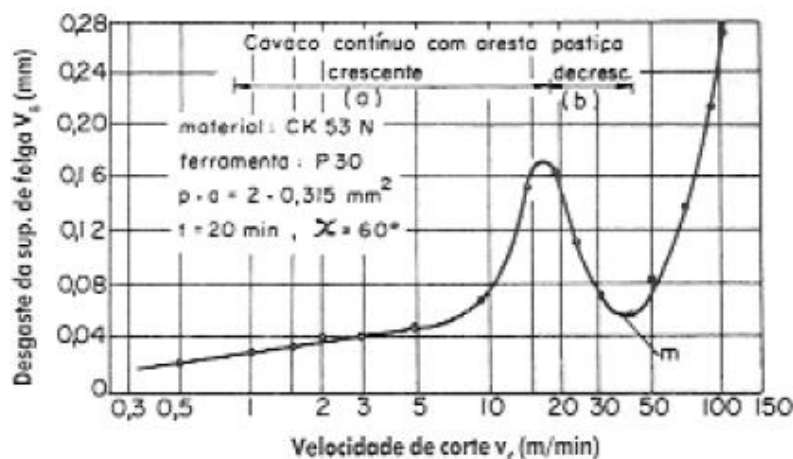
Figura 32 - Aresta postiça de corte APC



Fonte: Luiz, 2007.

Segundo Machado et al., 2015, a formação da APC consiste em um fenômeno cíclico, que envolve deformação plástica, encruamento e a formação de microtrincas, ambos fortemente afetados pelas condições de corte e pela temperatura. À medida que a velocidade de corte cresce tem-se o aumento da temperatura até determinado valor no qual a temperatura de recristalização do material constituinte do cavaco é ultrapassada, o que impossibilita a formação da APC, visto que, devido a formação de novos grãos no cavaco não há a possibilidade de o mesmo sofrer encruamento, fator fundamental no processo de formação da APC (Machado et al., 2015). A velocidade de corte acima da qual não há a formação da aresta postiça de corte é conhecida como velocidade crítica, sendo mostrada na Figura 33 como o ponto “m”.

Figura 33 - Velocidade de corte crítica

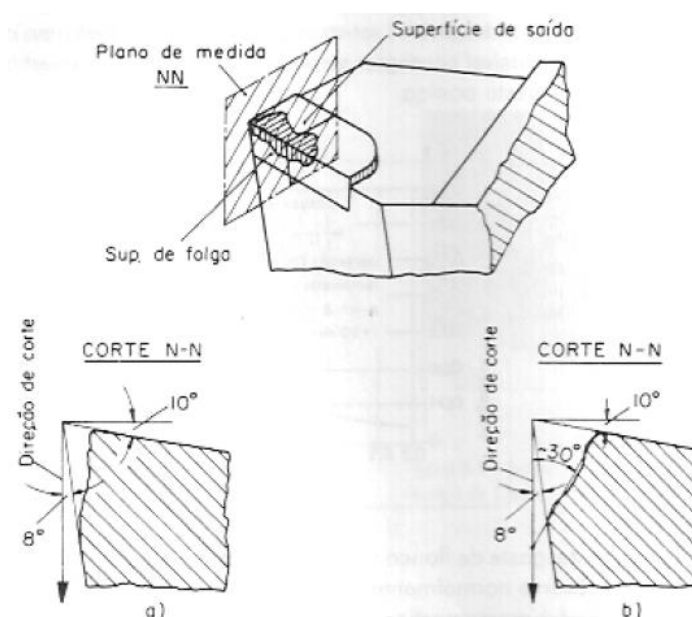


Fonte: Diniz et al., 1999.

Segundo Diniz et al, 1999, a velocidade crítica está relacionada aos diversos fatores da usinagem, sendo que, toda e qualquer variação que possa ser feita no processo e que promove o aumento da temperatura de corte, tal como aumento do avanço e da profundidade de usinagem, diminuição dos ângulos de saída e de inclinação, ausência de fluido de corte, tende a diminuir a velocidade crítica. No trabalho de Bandyopadhyay, 1984, foi apresentado que a aresta postiça de corte poderia ser eliminada mediante o pré aquecimento da ferramenta antes do processo de corte, visto que, conforme o material é aquecido e diminui seu limite de escoamento, tem-se a eliminação do encruamento necessário para a formação e crescimento da APC. Tal fato analisado comprova a tendência de desaparecimento da APC mediante altas velocidades de corte, visto que, a grande quantidade de calor gerado irá induzir altas temperaturas de corte, nesse sentido, tem-se a importância da determinação da velocidade crítica para cada tipo de material usinado (Machado et al., 2015).

O desgaste de flanco na presença da APC apresenta-se de forma diferente da normalmente observada, isto é, enquanto que em altas velocidades de corte onde não há a formação de APC a marca do desgaste apresenta-se quase paralelamente à direção de corte, nos casos onde há a presença da APC a marca de desgaste apresenta-se inclinada em relação à direção de corte segundo mostra a Figura 34 (Diniz et al., 1999).

Figura 34 - Desgaste de flanco com e sem a presença de APC

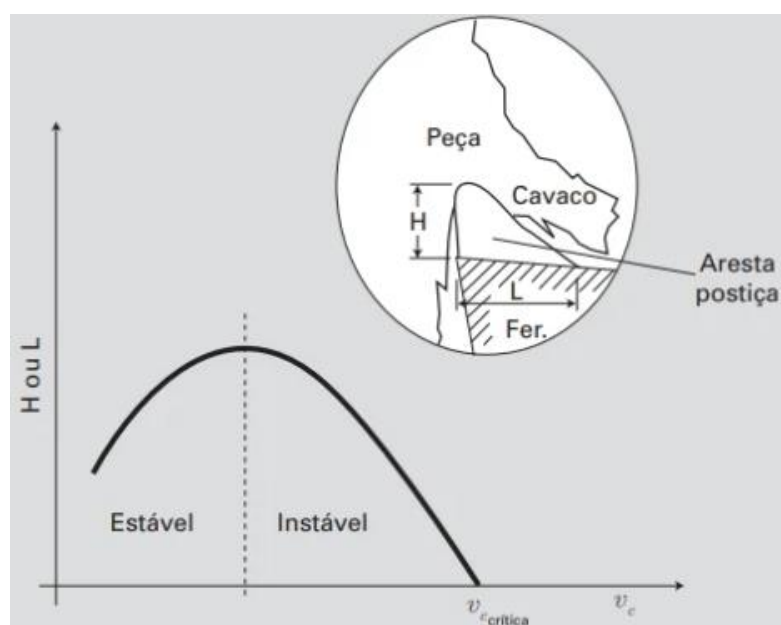


Fonte: Diniz et al., 1999.

Durante a usinagem com a presença da APC, se esta estiver em regime estável, ela atuará protegendo a superfície de saída da ferramenta de corte. O desgaste, nesse caso, será provocado apenas por adesão e abrasão na superfície de folga, sendo causado por partes da APC que se arrastam por entre a superfície de folga da ferramenta e da peça. Para uma APC em regime instável (regime caracterizado pela existência de uma frequência de aparecimento e desaparecimento da APC), outro importante mecanismo de desgaste que envolve a aderência e o arrastamento de micropartículas (attrition wear) terá influência mais significativa e acelerará o avanço do desgaste na superfície de saída da ferramenta (Machado et al., 2015).

A Figura 35 mostra o desenvolvimento da APC em função da velocidade de corte, onde são mostradas as regiões caracterizadas pelos regimes citados anteriormente.

Figura 35 - Variação das dimensões da APC em função de v_c



Fonte: Ferraresi, 1977; Algarte et al., 1995.

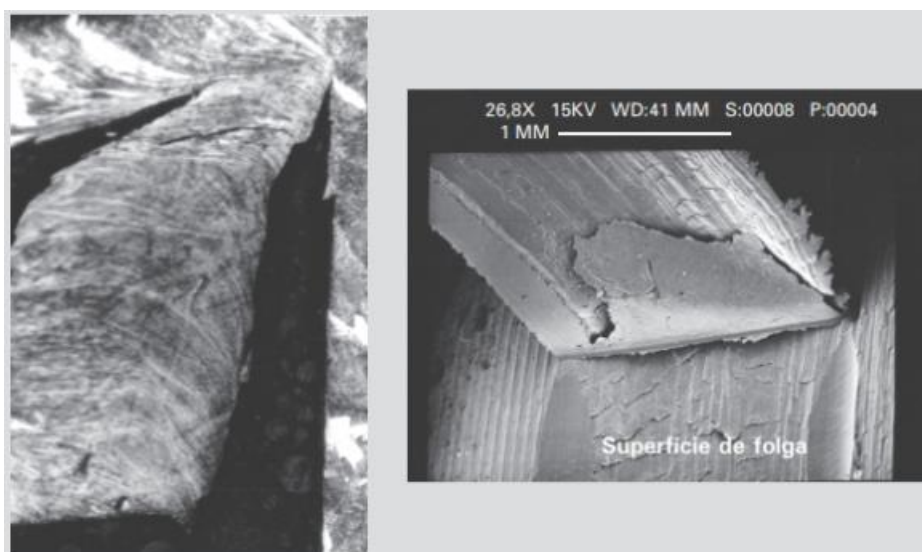
Na Figura 35, nota-se que a APC não cresce indefinidamente, isto é, ela atinge uma dimensão máxima e, posteriormente, começa a diminuir conforme a velocidade de corte aumenta até atingir o valor da velocidade crítica, momento no qual não se apresenta mais o fenômeno de formação da APC. O comportamento parabólico da evolução das dimensões da APC delimita duas regiões em tal gráfico, isto é, uma região localizada a esquerda da dimensão máxima da APC (caracterizada pelo regime estável, isto é, há apenas um aumento nas dimensões da APC) e uma região

localizada à direita da dimensão máxima (caracterizada por apresentar uma frequência de aparecimento e desaparecimento da APC, isto é, um regime instável) (Machado et al., 2015).

2.3.3.2 Aderência

O mecanismo de aderência ocorre quando duas superfícies metálicas se encontram em contato mediante cargas moderadas, baixas temperaturas e baixas velocidades de corte (fluxo irregular de material na superfície de saída da ferramenta), resultando na formação de um substrato metálico na interface entre as duas superfícies e, conseqüentemente, provocando a aderência. Conforme o processo de usinagem avança, a resistência de tal extrato é levada ao seu limite durante a tentativa de separação das superfícies em contato, levando a condição onde fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto ao fluxo de material adjacente à interface (Diniz et al., 1999; Machado et al., 2015). Vale destacar que o fenômeno da aderência influencia a formação da APC (torna o processo de formação de aderência menos contínuo), porém, pode-se observar desgaste por aderência mesmo sem a presença da aresta postiça de corte (Diniz et al., 1999; Machado et al., 2015). A Figura 36 mostra a presença da aresta postiça de corte durante a formação de aderência na superfície de folga de uma ferramenta de aço rápido.

Figura 36 - Mecanismo de aderência na presença de APC

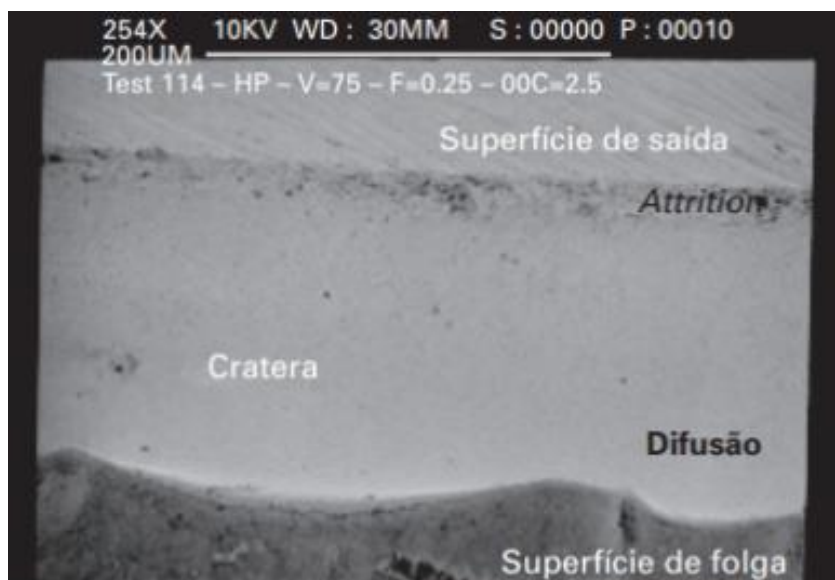


Fonte: Da Silva, 1998.

Segundo Machado et al., 2015, por mais que o mecanismo de adesão apareça a baixas velocidades de corte, o mesmo também pode ocorrer a altas velocidades de corte (com influência menos significativa no desgaste total), devido a presença de um fluxo irregular de material na superfície de folga ou de saída da ferramenta. O mecanismo de adesão, a altas velocidades de corte, possui influência menos significativa no desgaste total da ferramenta, sendo que, os mecanismos de desgaste dependentes da temperatura irão ofuscar a contribuição do mesmo caso ele esteja presente durante o processo de usinagem (Machado et al., 2015).

A Figura 37 mostra a área desgastada de uma ferramenta de metal duro K20 formada após a usinagem de uma liga de TiAl4V a uma velocidade de 75 m/min.

Figura 37 - Desgaste por meio do mecanismo de aderência



Fonte: Machado, 1990.

O mecanismo de aderência ocorre a nível dos grãos do metal, sendo que, em análises a nível microscópio, as áreas desgastadas por adesão apresentam aspecto áspero, assim como pode-se observar na Figura 37. Pode-se notar também, na superfície de saída da ferramenta, a presença de uma área de aspecto liso que é característica do mecanismo de difusão, este que é predominante nesse caso (Machado et al., 2015).

Segundo Diniz et al., 1999, alguns fatores podem contribuir para a diminuição na ocorrência de tal tipo de desgaste, dentre eles, tem-se a utilização de fluidos de corte e o recobrimento da ferramenta com materiais caracterizados por apresentarem baixos coeficientes de atrito mecânico como o nitreto de titânio (TiN). Ainda segundo

o mesmo, profundidades de usinagem irregulares ou a falta de rigidez no sistema tem a capacidade de promover o fluxo irregular de cavaco, podendo aumentar a chance de aparecimento do mecanismo de aderência.

2.3.3.3 Abrasão mecânica

A abrasão mecânica consiste em um dos principais mecanismos de desgaste em ferramentas de corte, sendo encontrado tanto na superfície de saída onde provoca o desgaste de cratera quanto na superfície de folga onde, de forma mais significativa para o desgaste total da ferramenta, provoca o desgaste de flanco (Diniz et al, 1999).

Em sistemas tribológicos, o desgaste abrasivo ocorre quando o material é removido ou deslocado de uma superfície por intermédio de partículas de alta dureza que podem apresentar-se soltas em meios as duas superfícies com movimento relativo ou que fazem parte de uma das superfícies (Hutchings, 1992; Machado et al., 2015).

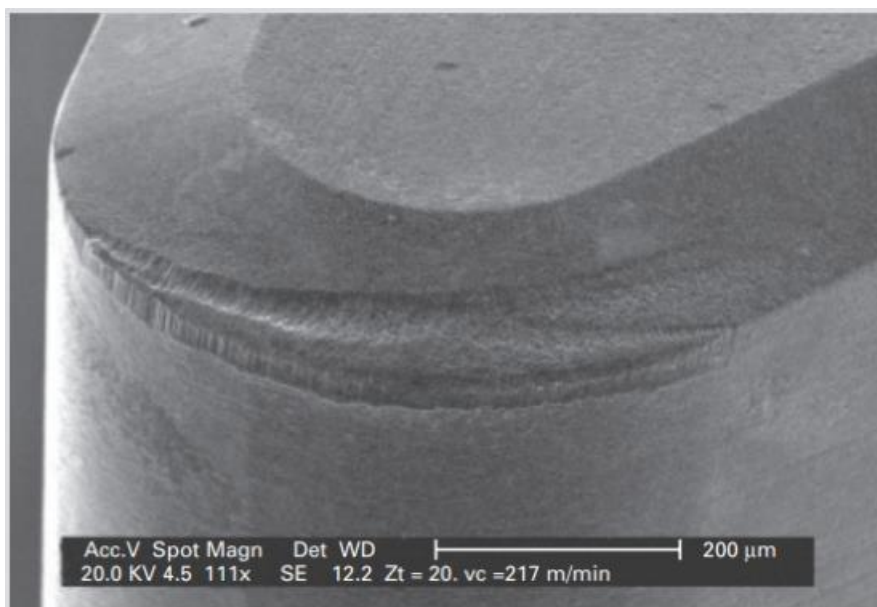
Durante o processo de usinagem podem estar presentes dois tipos de abrasão, isto é, a abrasão de três corpos (as partículas de alta dureza possuem liberdade para se movimentarem entre as duas superfícies com movimento relativo) e a abrasão de dois corpos (as partículas de alta dureza são originárias de uma das superfícies) (Hutchings, 1992; Machado et al., 2015). Segundo Machado et al., 2015, para o caso da abrasão de dois corpos, tais partículas são precipitados de alta dureza (óxidos, carbonetos, nitretos ou carbonitretos) que são pertencentes do material da peça ou do cavaco e promovem o desgaste abrasivo da ferramenta. Para o caso da abrasão de três corpos, as partículas abrasivas oriundas tanto da peça quanto do cavaco são arrancadas devido ao mecanismo de aderência e são mergulhadas no fluxo de material, provocando, assim, o desgaste abrasivo (Machado et al., 2015).

Segundo Machado et al., 2015, o desgaste abrasivo é caracterizado por envolver deformação plástica e fratura frágil, gerando perda ou deslocamento de material em decorrência do microsulcamento, microcorte ou microlascamento. O microsulcamento provoca deslocamento de material em direção as laterais do sulco formado, enquanto que os dois últimos promovem a perda de material, gerando também sulcos na ferramenta (Machado et al., 2015).

A Figura 38 mostra a região de desgaste abrasivo em uma ferramenta de PCBN após a usinagem do aço ABNT 5140 a uma velocidade de corte de 217 m/min, onde

pode-se notar a presença de sulcos paralelos entre si que foram formados na direção do fluxo do material oriundo tanto da peça como do cavaco (Campos, 2004; Machado et al., 2015).

Figura 38 - Desgaste abrasivo em uma ferramenta de corte



Fonte: Campos, 2004.

Além das partículas abrasivas, a temperatura de corte (velocidade de corte) também possui influência significativa na ocorrência do desgaste abrasivo, visto que, altas temperaturas diminuem a dureza do material (dureza a quente) e consequentemente, tem-se a diminuição da resistência ao desgaste abrasivo (Diniz et al, 1999). Apesar das ferramentas de aço rápido geralmente apresentarem menor resistência ao desgaste abrasivo quando comparadas ao metal duro ou ao PCBN, tem-se que tal situação é relativa, visto que, pode haver a falta de partículas abrasivas de alta dureza para promover tal processo de desgaste (Machado et al., 2015).

2.3.3.4 Oxidação

A oxidação da maioria dos metais durante o processo de usinagem decorre da presença de altas temperaturas, ar e a água contida nos fluidos de corte utilizados para a lubrificação e refrigeração do processo. No caso de ferramentas de corte com a presença de alguns óxidos em sua composição, como o óxido de alumínio, tem-se que o desgaste por oxidação da ferramenta é menos acentuado, visto que, tais óxidos

possuem maior resistência mecânica e dureza. O tungstênio e o cobalto, mediante tais condições, podem formar filmes de óxidos complexos porosos na superfície da ferramenta, que são facilmente arrastados pelo atrito e promovem o desgaste. O desgaste por oxidação caracteriza-se por localizar-se nas extremidades de contato entre o cavaco e a ferramenta, onde o acesso do ar e umidade é facilitado (Diniz et al., 1999).

2.3.3.5 Difusão

Segundo Machado, 1991, o mecanismo de desgaste por difusão consiste na transferência de material à nível atômico, fortemente influenciado pela temperatura, tempo, afinidade química entre os elementos envolvidos na zona de fluxo (zona secundária de cisalhamento) e pelo tamanho dos átomos. Durante o processo de usinagem tem-se que as velocidades relativas entre a ferramenta e a peça ou entre a ferramenta e o cavaco são altas o suficiente para proporcionar um pequeno tempo de contato entre tais superfícies, o que inviabilizaria a ocorrência da difusão se não fosse pela presença da zona de aderência na interface cavaco/ferramenta (Trent; Wright, 2000).

Em decorrência do gradiente de velocidade nulo na interface cavaco/ferramenta, tem-se o tempo de contato necessário para que o fenômeno de difusão possa ocorrer, além disso, as altas temperaturas atingidas na zona de fluxo e a renovação constante da zona de aderência em função da alta taxa de deformação (a não renovação de tal zona leva à saturação e a criação de uma barreira contra a difusão), também auxiliam na ocorrência do mecanismo de desgaste difusivo, de forma que o mesmo impacte significativamente no desgaste total das ferramentas de corte sujeitas a tais condições (Trent; Wright, 2000; Machado et al., 2015). Segundo Machado et al., 2015, o mecanismo de desgaste por difusão, durante a usinagem utilizando ferramentas de corte, só pode ser classificado de tal forma mediante a existência de um contato íntimo entre as superfícies, sejam elas o cavaco e a ferramenta ou a ferramenta e a peça.

Um exemplo recorrente do desgaste por difusão ocorre na usinagem de ligas ferrosas com o auxílio de ferramentas de diamante policristalino, em decorrência do fato de que a afinidade química entre carbono do diamante e o ferro do cavaco favorece o fenômeno difusivo a temperaturas relativamente baixas (600 °C) (Diniz et al., 1999). Segundo Diniz et al., 1999, o mecanismo de desgaste por difusão não é

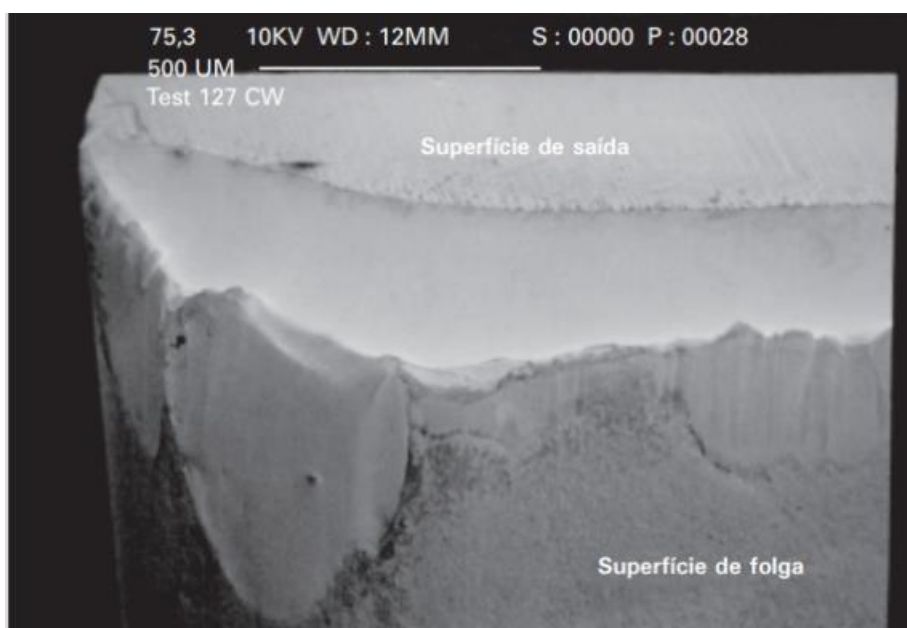
comum em ferramentas de aço rápido, visto que, como a usinagem ocorre a velocidades de corte relativamente baixas, as temperaturas geradas durante o processo não são altas o suficiente para favorecer a ocorrência de tal fenômeno, além disso, tem-se que as ferramentas cerâmicas apresentam alta resistência a tal fenômeno devido à sua baixa afinidade química com materiais ferrosos.

O mecanismo de difusão irá ocorrer principalmente nas ferramentas de metal duro, onde para cada combinação ferramenta/peça de trabalho, ocorrerão reações químicas particulares, mas que tendem a enfraquecer a ferramenta de corte devido a perda de elementos químicos da ferramenta para o cavaco em função do transporte atômico difusivo e pela perda de carbonetos duros e abrasivos que serão substituídos por outros menos resistentes ao desgaste (Machado et al., 2015).

O mecanismo de desgaste por difusão atua na superfície de saída e de folga das ferramentas de corte, onde a taxa de desgaste aumenta conforme a velocidade de corte e o avanço aumentam, em decorrência do aumento da temperatura de corte proporcionada pela elevação de tais parâmetros de usinagem (Machado et al., 2015).

A Figura 39 mostra as áreas desgastadas por difusão após a usinagem da liga Ti6Al4V com uma ferramenta de metal duro da classe K20.

Figura 39 - Desgaste provocado por difusão



Fonte: Machado, 1990.

Na Figura 39, pode-se notar que tanto o desgaste de cratera como o desgaste de flanco apresentam um aspecto liso característico do desgaste ocasionado pelo

mecanismo de difusão. Segundo Diniz et al., 1999, o mecanismo de desgaste por difusão atua principalmente no desenvolvimento do desgaste de cratera durante a usinagem a altas velocidades de corte, visto que, a superfície de saída da ferramenta apresenta as condições mais propícias para a ocorrência da difusão em função da alta temperatura (altas velocidades de corte e presença da zona de aderência) e tempo de contato entre o cavaco e a ferramenta (velocidade de saída do cavaco velocidade nula na zona de aderência).

2.4 TEXTURIZAÇÃO SUPERFICIAL

Com o avanço da tecnologia aplicada às técnicas de fabricação, novos materiais têm sido desenvolvidos a fim de atingir pontos de fusão cada vez mais altos e baixas condutividades térmicas, sendo aplicados de forma extensiva na indústria mecânica. Uma das grandes áreas de aplicação de tais materiais consiste na fabricação de ferramentas de corte, entretanto, a baixa condutividade térmica dos mesmos provocou grandes desafios na indústria, visto que, baixos valores de condutividade térmica prejudicam a eliminação de calor na zona de corte e contribuem para o aumento da temperatura da ferramenta durante o corte, ocasionando maiores taxas de desgaste (Vamsi et al., 2010; Sharma, Pulak, 2016).

Uma das formas de diminuir o atrito entre o cavaco e a ferramenta e auxiliar na eliminação de partículas abrasivas nas superfícies da ferramenta e, conseqüentemente, diminuir a temperatura e o desgaste abrasivo na região de corte é o uso de fluidos de corte com propriedades lubrificantes e refrigerantes. Entretanto, nem sempre tal método é viável, visto que, muitos fluidos de corte são nocivos à saúde e ao meio ambiente devido a presença de óleos sintéticos, agentes anticorrosivos e compostos a base de enxofre (Jianxin et al., 2009; Sharma, Pulak, 2016).

Nesse sentido, nos últimos anos, um grande esforço tem sido desenvolvido com o objetivo de promover a transição da indústria com o uso extensivo e abundante de fluido de corte para uma indústria que empregue quantidades mínimas do mesmo, visto que, a usinagem em condições secas possui diversos benefícios do ponto de vista econômico, ambiental e relativo a segurança do trabalho (Khalili et al., 2014; Ghani et al., 2014; Lin et al., 2015). Apesar de tais vantagens, a usinagem em condições secas envolve a ocorrência, de forma acentuada, dos fenômenos de atrito e adesão, provocando uma diminuição considerável na vida da ferramenta em função

do maior desgaste a qual a mesma está sujeita (Klocke and Eisenblatter, 1998; Sreejith and Angoi, 2000; Weinert et al., 2004).

De forma a contrabalancear as desvantagens da usinagem a seco, uma grande quantidade de técnicas tem sido desenvolvida, dentre elas, as principais consistem no desenvolvimento de novos materiais para ferramentas, o uso de revestimentos a base de titânio, o uso de revestimentos compostos por lubrificantes sólidos e a aplicação de texturas nas superfícies das ferramentas (Wu et al., 2014; Xie et al., 2013; Xie et al., 2012; Xing et al., 2014a; Xing et al., 2014c).

Segundo Gachot et al., 2017, técnicas avançadas de fabricação de superfícies texturizadas estão sendo cada vez mais utilizadas como uma ferramenta de engenharia para aumentar a performance de componentes mecânicos, oferecendo precisão, facilidade de uso e diminuição de custos. Algumas das técnicas utilizadas para realizar a texturização de superfícies incluem a texturização de superfícies via laser, ataque químico, deposição de camadas atômicas, moagem assistida por ultrassom, usinagem por eletroerosão (EDM), microfresagem, dentre outros (Vishnoi et al., 2021).

A texturização é uma técnica que consiste na alteração da topografia da superfície de determinado material a partir da formação de cavidades com padrões regulares e repetitivos, em escala macro, micro ou nano, aumentando a resistência ao desgaste do componente a partir da melhoria da lubrificação da superfície (as estruturas inseridas na superfície da ferramenta agem como bolsões e armazenam fluido de corte, agindo como pequenos mancais hidrodinâmicos), aumento da molhabilidade, variação da condutividade térmica, diminuição do coeficiente de atrito (diminuição do comprimento de contato entre o cavaco e a ferramenta), dentre outros fatores (Vishnoi et al., 2021, Bruzzone et al., 2008, Wu et al., 2014; Xie et al., 2013; Xie et al., 2012; Xing et al., 2014a; Xing et al., 2014c). Além disso, uma superfície texturizada ainda pode ser criada por outros métodos que não envolvem a remoção de material, isto é, métodos por adição de material, métodos por movimentação de material e a autoformação (Bruzzone et al., 2008).

Verificou-se que a ferramenta com superfície texturizada em forma de micro reentrâncias ou ranhuras lineares na superfície de folga ou de saída possui a capacidade de reduzir as forças de corte, o coeficiente de fricção e a temperatura de corte. O uso de lubrificante sólido preenchido na ranhura texturizada fornece

lubrificação na superfície de saída da ferramenta. Assim, uma melhoria nos parâmetros de saída da usinagem resultou em um aumento da vida útil da ferramenta.

Pesquisas relativamente recentes mostram que o uso de ferramentas com superfícies modificadas contribui para diminuir a ocorrência do fenômeno de adesão, aumentar a resistência ao desgaste, reduzir as forças de corte, reduzir a temperatura na zona de corte e reduzir o coeficiente de atrito (Bouzakis et al., 2000; Brinksmeier et al., 2010; Duitru et al., 2003; Fatima and Mativenga, 2013; Fallqvist et al., 2013; Jianxin et al., 2009; Ibatan et al., 2015; Chang et al., 2012; Kummel et al., 2015; Kuroiwa et al., 2013; Tang et al., 2013).

2.4.1 Histórico e aplicações

São muitos os exemplos em que superfícies texturizadas podem ser projetadas e executadas para ter direcionalidade, caminhos de fluxo de fluido preferidos, área real de contatos personalizada e taxa de fluxo controlada para afetar a transferência rápida de calor, por exemplo, para placas de torque de transmissão (Moore, 1969, Seitz et al., 2003).

Para aplicações tribológicas, onde o atrito e o desgaste são especialmente importantes, a mudança do conceito estabelecido de superfícies com propriedades isotrópicas para superfícies de engenharia voltadas a transmitir características específicas possui evolução a passos lentos, visto que, geralmente, a texturização superficial pode aumentar a rugosidade geral das superfícies e, conseqüentemente, aumentar o atrito e o desgaste (Gachot et al., 2017).

O primeiro uso extensivo de texturas de superfície ocorreu na interface anel-camisa do pistão dos motores diesel na década de 1940 para evitar a gripagem sob condições de funcionamento do motor a quente (Martz, 1949). Quando o motor era submetido a altas cargas, altas temperaturas e condições de alta velocidade, um desgaste severo ocorria em função da falta de lubrificante, levando finalmente à gripagem e falhas (Gachot et al., 2017). Nesse sentido, ranhuras hachuradas foram fabricadas no revestimento do pistão com o objetivo de formar reservatórios de lubrificante locais in-situ para evitar a gripagem (Spencer, 2010).

Entre o final de 1950 e início de 1960, era comum em processos de fabricação, como usinagem de metais, laminação a quente, extrusão, conformação e estampagem, a ocorrência de falhas oriundas de adesão e danos por rasgamento.

Foram utilizadas, então, texturas semelhantes a canais, além de cavidades arredondadas para controlar a adesão e o rasgamento (Von Turkovich et al., 1965).

Tais circunstâncias e muitas outras, por volta de 1980, deram início ao conceito da utilização de superfícies texturizadas como ferramentas de engenharia para superar desafios tecnológicos que as superfícies com características isotrópicas não conseguiram superar (Sheu et al., 1998). No entanto, a texturização da superfície resulta em custos de processamento adicionais e devem ser justificados pelos benefícios.

No fim da década de 1990, a texturização superficial a laser (LST) evoluiu como uma ferramenta poderosa na fabricação de dispositivos de armazenamento magnético e selos mecânicos (Ranjan et al., 1991, Etsion et al., 1996). Tal processo evoluiu para a utilização de pulsos mais curtos, culminando, atualmente, na ampla utilização dos lasers de femtossegundos, o que aumentou a flexibilidade em termos de materiais a serem processados, desde metais até cerâmicas e vidros, por exemplo (Gachot et al., 2017). Uma limitação básica do LST é a sua dificuldade em gerar texturas superficiais complexas de várias formas e tamanhos. Com esse objetivo, foi desenvolvida a técnica Direct Laser Interference Patterning (DLIP), a qual faz uso de múltiplas interferências de feixes de laser para criar texturas de superfície complexas em uma única etapa (Mucklich et al., 2006, Gachot et al., 2009).

Uma grande quantidade de técnicas de texturização superficial foi desenvolvida e precisam ser consideradas na hora de decidir se o seu uso é rentável para uma determinada aplicação (Gachot et al., 2017).

Por volta dos anos 2000, com o advento de iniciativas voltadas a pesquisa e desenvolvimento da nanotecnologia, notou-se a redução de custos e maior precisão no controle da topografia de superfícies através de métodos litográficos e do desenvolvimento de ferramentas de análise de superfície interferométrica de luz branca dupla, aumentando ainda mais a capacidade de observar os resultados de tal processo de fabricação, levando assim a uma era de superfícies projetadas (Gachot et al., 2017).

Algumas aplicações bem sucedidas para a texturização superficial foram a fabricação de selos mecânicos ablacionados a laser com o objetivo de aumentar a vida útil dos elementos da máquina e reduzir o atrito entre os corpos em contato deslizante; o uso de topografias bem definidas nos processos de conformação dos metais para influenciar na adesão e difusão; o uso de texturas do tipo sombrero em

discos rígidos magnéticos a fim de reduzir o atrito na interface cabeçote/disco (Etsion, Halperin, 2002, Costa & Hutchings, 2009, Li & Menon, 1995).

2.4.2 Efeito da texturização no processo de torneamento

2.4.2.1 Tribologia

A definição de tribologia conforme Astakhov, 2004, abrange a ciência e a tecnologia dedicadas ao estudo das interações entre superfícies em movimento relativo, incluindo atrito, desgaste e lubrificação. No contexto da usinagem, essas interações tribológicas entre a peça, a ferramenta e o cavaco desempenham um papel significativo na determinação dos fenômenos observados. Para gerenciar efetivamente esses aspectos tribológicos durante a usinagem, uma estratégia comumente utilizada é a aplicação de fluidos de corte (Da Silva et al., 2019). Os fluidos de corte têm uma dupla função: a lubrificação em velocidades de corte baixas e o resfriamento em velocidades de corte altas (Carvalho et al., 2019). Em velocidades de corte mais baixas, o fluido de corte consegue penetrar efetivamente nas interfaces entre o cavaco, a ferramenta e a peça, proporcionando melhor lubrificação. No entanto, em velocidades de corte mais altas, a lubrificação se torna menos viável, e a função principal do fluido de corte passa a ser o resfriamento do sistema de usinagem, devido ao aumento das temperaturas (Machado et al., 2021).

Os pesquisadores também estão investigando o potencial de aprimorar a lubrificação do sistema tribológico e reduzir a gravidade das interações na interface de corte através do estudo do efeito da textura da superfície da ferramenta em conjunto com os fluidos de corte. Essas estratégias têm como objetivo otimizar a eficiência da usinagem, prolongar a vida útil das ferramentas e das peças, além de minimizar o desgaste e as tensões geradas durante o processo de usinagem. Como resultado, o estudo da tribologia e sua aplicação prática na usinagem são cruciais para o avanço da indústria e o desenvolvimento de tecnologias mais eficientes e sustentáveis (Machado et al., 2021).

Em seu estudo, Grguras, Pusavec, 2019, investigaram a eficácia de oito padrões de texturização diferentes na superfície de saída de incisos de metal duro. Os experimentos foram realizados durante o processo de torneamento, utilizando aço

CK45 de médio teor de carbono como material da peça. Embora a texturização da superfície não tenha impacto direto no desempenho da usinagem em comparação com ferramentas não texturizadas, ela teve um efeito significativo nas forças de usinagem. As ferramentas texturizadas de forma paralela demonstraram os melhores resultados. Os autores atribuíram esse melhor desempenho à capacidade das texturas paralelas de melhorar a penetração do fluido de corte e atuar como micro-reservatórios de emulsão. Isso, por sua vez, proporcionou um melhor resfriamento e lubrificação na interface de corte.

Os autores Zhang et al., 2017, conduziram um estudo investigando o impacto de um filme sólido de lubrificante WS_2 e a texturização a laser de femtossegundos na superfície de saída de ferramentas de metal duro com revestimento PVD TiAlN. Os pesquisadores criaram uma textura de superfície de $1,0 \text{ mm}^2$ na superfície de saída das ferramentas, posicionada a $150 \text{ }\mu\text{m}$ de distância da aresta de corte. Os resultados revelaram que a combinação de texturização de superfície e revestimento macio resultou nas menores forças de corte, temperaturas, coeficiente de atrito e adesão de material na interface entre a ferramenta e o cavaco. As texturas criaram vazios sob a superfície do cavaco, que foram preenchidos com ar durante o corte a seco. Esse fenômeno causou um aumento na deformação por cisalhamento e uma redução no comprimento de contato entre a ferramenta e o cavaco em comparação com ferramentas não texturizadas. O comprimento de contato reduzido entre a ferramenta e o cavaco contribuiu para uma diminuição na área de contato real da interface, resultando em uma redução no atrito. A presença das texturas melhorou a lubrificação e estendeu a durabilidade da camada depositada de WS_2 em comparação com ferramentas não texturizadas.

Em seu estudo, Singh et al., 2020, investigaram o impacto da lubrificação assistida por grafeno, conhecida como MQL (Minimum Quantity Lubrication), durante o processo de torneamento da liga Ti-6Al-4V, utilizando ferramentas de metal duro sem revestimento e com texturas na superfície de saída. As texturas foram criadas na superfície de saída das ferramentas utilizando um laser de femtossegundos, com um padrão de pequenos orifícios com diâmetro de $80 \text{ }\mu\text{m}$, profundidade de $50 \text{ }\mu\text{m}$ e localizados a $150 \text{ }\mu\text{m}$ de distância da aresta de corte. Os experimentos de usinagem foram realizados sob três diferentes condições: corte a seco, MQL com óleo de canola e MQL com nanopartículas de grafeno em concentração de 1,0% em peso. O MQL foi fornecido a uma pressão de 6 bar e vazão de 120 ml/h . Os resultados mostraram que

o uso de nanopartículas de grafeno melhorou significativamente a lubrificação do sistema, superando as outras condições de corte em termos de raio de curvatura do cavaco, rugosidade da superfície e desgaste da ferramenta. A incorporação de nanopartículas de grafeno no MQL demonstrou desempenho superior ao aprimorar o processo de torneamento da liga Ti-6Al-4V, em comparação com o corte a seco e o MQL com óleo de canola.

Os pesquisadores Orra, Choudhury, 2018, realizaram um estudo investigando o efeito de três texturas diferentes geometricamente moldadas, impregnadas com lubrificante seco de MoS_2 , na superfície de saída de insertos cerâmicos de $Al_2O_3 + TiC$ durante o processo de torneamento a seco do aço AISI 4340. Os autores avaliaram texturas criadas por um laser epilog, produzindo sulcos em forma elíptica, bem como sulcos paralelos e perpendiculares ao fluxo de cavaco, com larguras variando entre 200 e 215 μm e espaçamentos entre as texturas entre 150 e 215 μm .

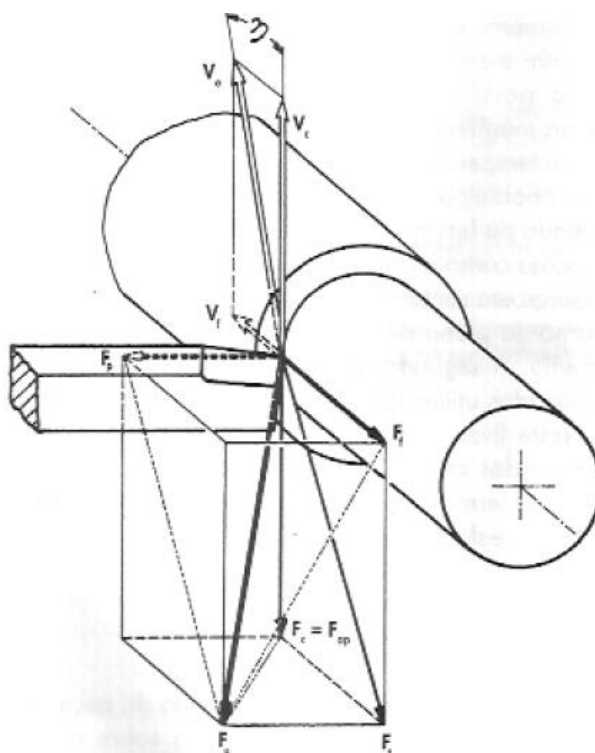
Algumas texturas das ferramentas foram adicionalmente impregnadas com lubrificante seco de MoS_2 . As microtexturas reduziram com sucesso as forças de corte, resultando em menores desgastes de flanco e na ponta para todas as velocidades de corte avaliadas. No entanto, as ferramentas impregnadas com MoS_2 apresentaram menor eficácia em velocidades de corte mais altas, devido às temperaturas de corte mais elevadas geradas, o que causou instabilidade na impregnação de MoS_2 e perda de eficácia. Os autores atribuíram a melhoria na usinabilidade à aplicação de microtexturas, que reduziram o comprimento de contato entre a ferramenta e o cavaco, e à impregnação de lubrificante sólido de MoS_2 , que se espalhou na face de ataque, criando um meio de lubrificação a seco que melhorou ainda mais a vida útil da ferramenta (Orra, Choudhury, 2018; Machado et al., 2021).

2.4.2.2 Forças de corte

A força total resultante que atua na cunha cortante de uma ferramenta de corte durante o processo de usinagem é chamada de força de usinagem, F_u . A princípio não se pode determinar diretamente sua direção e sentido, dificultando a capacidade de mensurá-la e determinar a influência dos diversos parâmetros de usinagem em sua intensidade. Nesse sentido, costuma-se analisar a força de usinagem por meio da decomposição da mesma em direções conhecidas (Diniz et al., 1999). Segundo a

norma DIN 6584, a força de usinagem pode ser decomposta em uma componente no plano de trabalho conhecida como força ativa (F_t) e uma componente perpendicular ao plano de trabalho conhecida como força passiva (F_p). A força ativa pode ser decomposta na força de corte F_c (Projeção de F_u sobre direção de corte), na força de avanço F_f (Projeção de F_u sobre direção de avanço), na força de apoio F_{ap} (Projeção de F_u sobre a direção perpendicular à direção de avanço, presente no plano de trabalho) e na força efetiva de corte F_e (Projeção de F_u sobre a direção efetiva de corte). As componentes da força ativa contribuem diretamente para a potência de usinagem necessária para usinar um determinado componente, visto que, localizam-se no plano de trabalho, no qual todos os movimentos de usinagem são realizados (Diniz et al., 1999). As componentes da força passiva não contribuem para a potência de usinagem por conta de localizarem-se perpendicularmente aos movimentos de usinagem, isto é, são perpendiculares ao plano de trabalho. Entretanto, tais componentes são responsáveis pelas deflexões elásticas da peça e da ferramenta durante o processo de corte, influenciando diretamente na obtenção de tolerâncias apertadas (Diniz et al., 1999). A Figura 40 mostra as forças de usinagem durante o torneamento.

Figura 40 - Forças de usinagem durante o torneamento

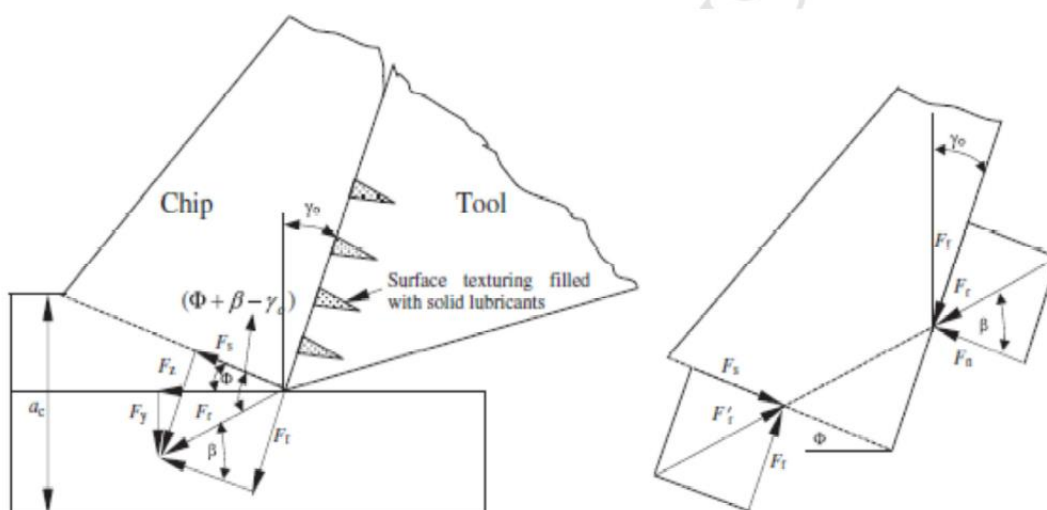


Fonte: Diniz et al., 1999.

A efetividade e eficiência do processo de corte é diretamente influenciada por tais forças, as quais são influenciadas pelas condições de corte (v_c , f , a_p), pelo material e geometria da ferramenta, pelo material da peça, pelas condições de lubrificação e refrigeração do processo e pelo estado de afiação da ferramenta (Diniz et al., 1999; Sharma, Pulak, 2016).

A usinagem apresenta forças significativamente inferiores quando comparada a outros métodos de fabricação, como forjamento e laminação. Isso ocorre devido à diminuição das áreas de contato envolvidas nas operações de usinagem. No entanto, é importante ressaltar que as tensões associadas podem ser mais elevadas em relação a outros processos industriais. Para mitigar esse problema, uma abordagem eficiente é a aplicação de texturização na superfície das ferramentas de corte, modificando as áreas de contato e, conseqüentemente, o fluxo de material. Essa estratégia se mostra altamente eficaz na redução das forças de corte, sem a necessidade de alterar a geometria da ferramenta (Trent, Wright, 2000; Machado et al., 2021). Em termos de vida da ferramenta, qualquer método empregado no processo de usinagem que contribua para a redução dos esforços de usinagem pode aumentar consideravelmente a vida útil da mesma e gerar peças com melhores acabamentos e tolerâncias (Sharma, Pulak, 2016). A Figura 41 mostra as principais forças de corte atuantes na interface cavaco/ferramenta para o processo de usinagem utilizando um inserto com textura.

Figura 41 - Diagrama de forças no plano de cisalhamento



Fonte: Jianxin et al., 2012.

Segundo Jianxin et al., 2012 e Shaw, 2005, a força de atrito média, F_{af} , desenvolvida na interface entre o cavaco e superfície de saída da ferramenta pode ser calculada com base na área de contato entre o cavaco e a ferramenta, A_w e na tensão de cisalhamento na interface cavaco/ferramenta, τ_c , assim como mostra a Equação 8.

$$F_{af} = \tau_c A_w \quad (8)$$

As componentes da força de usinagem durante o torneamento podem ser escritas em termos da força média de atrito e do ângulo de atrito, β , segundo mostra as Equações 9, 10 e 11, onde F_r representa a força total resultante, F_y representa a força de corte radial e F_z indica a força principal de corte (Jianxin et al., 2012).

$$F_r = \frac{F_{af}}{\sin \beta} \quad (9)$$

$$F_y = F_t \cos(\beta - \gamma) \quad (10)$$

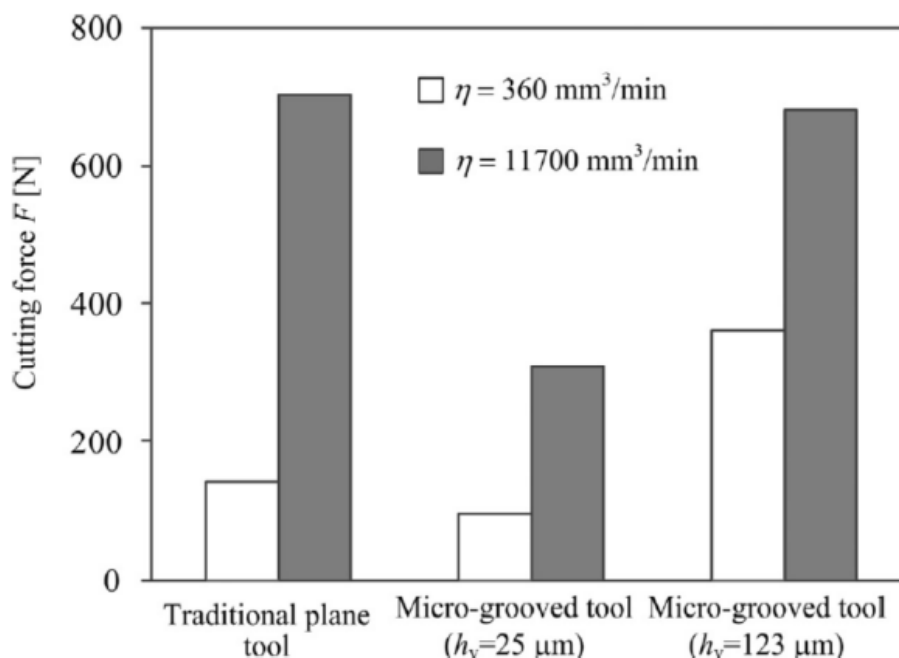
$$F_z = F_t \sin(\beta - \gamma) \quad (11)$$

Nesse sentido nota-se que as forças de usinagem estão intimamente relacionadas com o atrito na interface cavaco/ferramenta, então, pode-se reduzir as forças de usinagem e aumentar a vida útil das ferramentas utilizando a texturização superficial.

Em seu trabalho, Xie et al., 2013, obtiveram uma redução de 32,7 % nas forças de corte ao compararem uma ferramenta sem texturização e uma ferramenta de corte com micro bolsões para diferentes taxas de remoção de material enquanto usinavam uma liga de titânio. Os autores reportaram que a profundidade dos bolsões impactou de forma significativa na redução das forças de usinagem, visto que, um bolsão com grande profundidade resulta em uma maior área de contato entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta, provocando um aumento nas forças de usinagem (Xie et al., 2013). A Figura 42 mostra a comparação entre uma ferramenta sem

texturização e duas diferentes ferramentas texturizadas com diferentes profundidades de bolsões.

Figura 42 - Variação da força de usinagem em ferramentas texturizadas



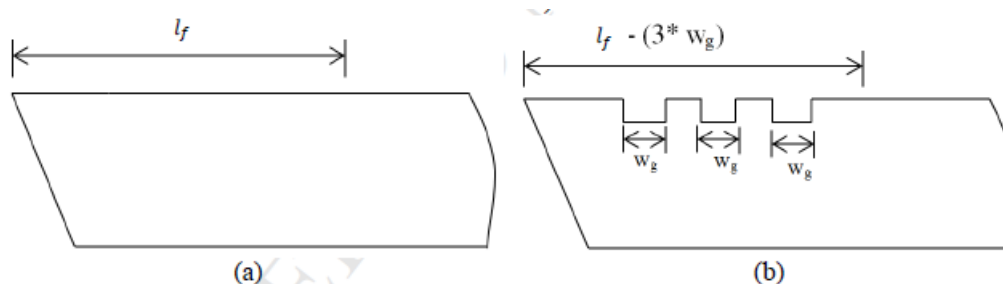
Fonte: Xie et al., 2013.

Entretanto, Obikawa et al., 2011, durante a usinagem da liga de alumínio A6061-T6, observaram que a eficácia da lubrificação proporcionada pela textura aumentava com pequenos padrões com maior profundidade. Os autores chegaram à conclusão de que essa tendência se deve ao fato de que padrões de bolsões com baixa profundidade possuem maior facilidade em se encherem com detritos à medida que o cavaco escoar pela superfície de saída texturizada da ferramenta. No entanto, para bolsões com profundidades maiores, teríamos uma maior capacidade de armazenamento de fluido lubrificante, mas também o espaço para o armazenamento de detritos seria maior. Nesse sentido, padrões de bolsões com profundidade rasa, quando preenchidos totalmente com detritos, resultariam em maior atrito na interface entre o cavaco e a ferramenta, sendo responsáveis pelas altas forças de corte quando comparadas a padrões de bolsões com maior profundidade (Obikawa et al., 2011; Xie et al., 2013; Sharma, Pulak, 2016).

Os autores Jianxin et al., 2012, Xing et al., 2014a e Lian et al., 2013, relataram uma relação entre a redução da força de usinagem, a tensão de cisalhamento e o comprimento de contato entre o cavaco e a ferramenta. Utilizando micro bolsões

preenchidos com o lubrificante sólido MoS_2 (menor tensão para cisalhar a camada de lubrificante), os mesmos obtiveram uma redução nas forças de usinagem durante o torneamento de aços temperados. Os autores atribuem tal resultado à formação de uma fina camada de lubrificante sólido na interface entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta, reduzindo as forças de atrito em tal região. Além disso, os mesmos, constataram que os micros bolsões atuaram diminuindo a área de contato efetiva na interface cavaco/ferramenta, também resultando em uma redução nos esforços de usinagem. A Figura 43 mostra de forma clara a redução no comprimento de contato provocada pela utilização de texturas na superfície de saída de insertos, onde l_f é o comprimento de contato; W_g é a largura dos bolsões; (a) representa a ferramenta não texturizada e (b) representa a ferramenta com a presença de textura.

Figura 43 - Redução no comprimento de contato em insertos texturizados

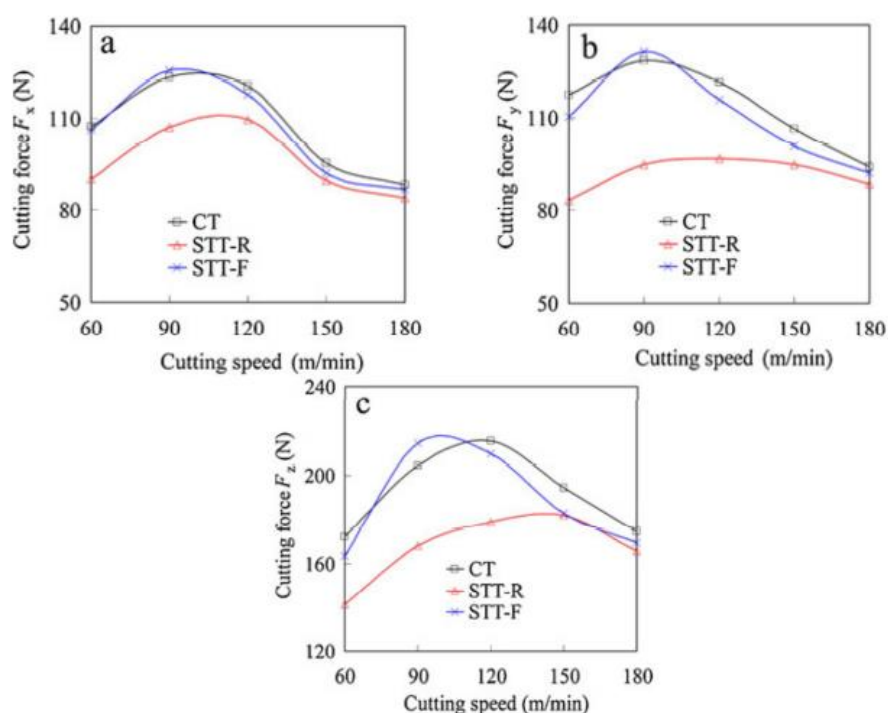


Fonte: Jianxin et al., 2012, Xing et al., 2014a e Lian et al., 2013.

Em sua pesquisa, os autores Kawasegi et al., 2009, mostraram que a utilização de nano texturas na superfície de saída de uma ferramenta de corte apresenta-se mais efetiva na redução dos esforços de corte quando comparada a uma ferramenta com micro textura durante a usinagem de uma liga de alumínio. Os autores notaram que o fenômeno de aderência foi mais acentuado na ferramenta com um padrão de micro textura, além disso, reportaram que a utilização de bolsões orientados na direção perpendicular obteve melhor desempenho em comparação com os bolsões paralelos. Os mesmos atribuíram tais resultados ao fato de que devido a maior deformação plástica do material de trabalho nos bolsões paralelos, o fenômeno de adesão foi potencializado, consequentemente, aumentando as forças de corte. No caso de bolsões orientados perpendicularmente em relação à direção de fluxo do cavaco, obtiveram uma área de contato menor, reduzindo as forças de atrito e, consequentemente, as forças de corte.

Alguns autores como Koshy, Tovey, 2011; Lian et al., 2013 e Ze et al., 2012 focaram seus estudos na análise dos efeitos da texturização na superfície de folga das ferramentas de corte. Os mesmos constataram que altas velocidades de corte resultaram em uma baixa eficiência da textura na redução dos esforços de corte, assim como mostra a Figura 44. Em tal figura, tem-se influência da texturização nas superfícies de saída (STT-R) e de folga (STT-F), nas forças de corte quando comparado a uma ferramenta sem textura (CT). Os autores atribuíram tal resultado ao fato de que a altas velocidades de corte, nota-se uma redução na eficiência da lubrificação da região de corte durante a usinagem de aço temperado, visto que, a distância que o lubrificante penetrou na região usinada foi inversamente proporcional à velocidade de corte (Koshy, Tovey, 2011). A textura também se mostrou efetiva na diminuição da variabilidade das forças de corte durante o torneamento de aços temperados, isto é, os incertos texturizados mantiveram um comprimento de contato entre o cavaco e a ferramenta mais consistente quando comparado a uma ferramenta sem a presença de textura (Koshy, Tovey, 2011). Além disso, os mesmos relataram que a utilização de uma textura areal recobrendo 100% da superfície da ferramenta mostrou-se mais benéfica em termos da redução dos esforços de corte em comparação com bolsões lineares.

Figura 44 - Variação da força de corte para diferentes ferramentas texturizadas



Fonte: Ze et al., 2012.

Os autores Jianxin et al., 2009, reportaram que em sua pesquisa foi constatado que micro bolsões presentes na superfície de saída da ferramenta de corte e preenchidos com lubrificantes sólidos, apresentaram-se mais efetivos na redução dos esforços de corte quando comparados, seguindo as mesmas condições de lubrificação, a ferramentas com texturas na superfície de folga ou com a ausência da mesma durante a usinagem de aços temperados.

Em sua pesquisa, Lian et al., 2018, durante o torneamento a seco do aço AISI 1045 endurecido, realizou um estudo com quatro tipos diferentes de ferramentas de corte autolubrificantes. As ferramentas testadas incluíam uma ferramenta convencional comercial (CT), uma ferramenta revestida com WS_2 (um material com propriedades autolubrificantes) (WCT), uma ferramenta com texturização na sua superfície (TT) e uma ferramenta que combinava tanto a texturização quanto o revestimento suave (WTT).

Os resultados mostraram reduções significativas nas forças de corte quando comparadas às ferramentas convencionais não revestidas e não texturizadas. A ferramenta revestida com WS_2 apresentou as maiores reduções, seguida pela ferramenta texturizada e pela ferramenta com texturização e revestimento suave. Essas reduções nas forças de corte variaram de 9% a 31% para a ferramenta revestida, de 8% a 18% para a ferramenta texturizada e de 10% a 44% para a ferramenta com texturização e revestimento suave, assim como mostra a Figura 45e (Lian et al., 2018, Machado et al., 2021)

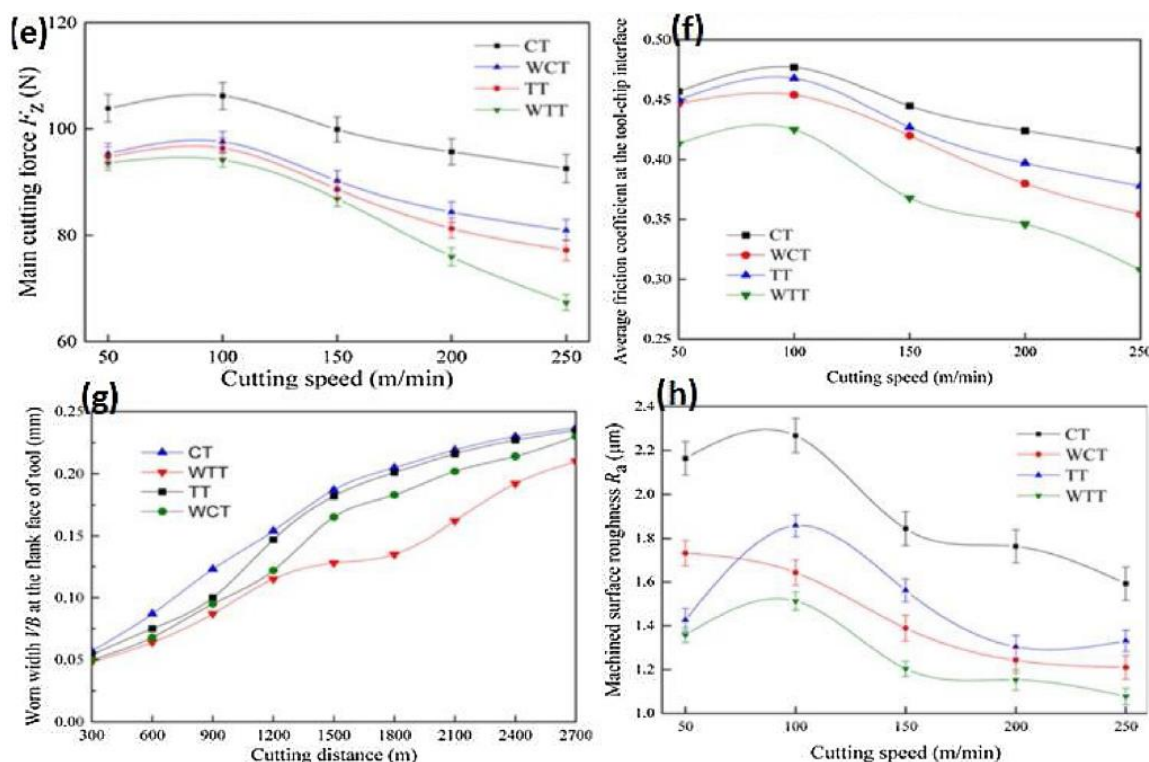
Além disso, os resultados também mostraram melhorias no coeficiente de atrito na interface entre o cavaco (resíduo do material sendo cortado) e a ferramenta de corte. As ferramentas revestidas com WS_2 , texturizadas e com texturização e revestimento suave apresentaram melhor desempenho nesse aspecto, superando a ferramenta convencional em termos de redução do coeficiente de atrito. Essas melhorias variaram de 2% a 13%, 2% a 7% e 10% a 25%, respectivamente (assim como mostra a Figura 45f).

O desgaste de flanco médio, V_B , também foi avaliado. Segundo os autores, a ferramenta com texturização e revestimento suave apresentou o melhor desempenho, seguida pela ferramenta revestida com WS_2 e pela ferramenta texturizada (Vide Figura 45g). Tal resultou mostrou que o revestimento suave contribuiu significativamente para a redução do desgaste da ferramenta, mostrando-se particularmente superior

quando combinado com a texturização da superfície (Lian et al., 2018, Machado et al., 2021).

Por fim, a rugosidade superficial também foi analisada, e observou-se que todas as ferramentas com revestimento e/ou texturização apresentaram reduções na rugosidade em comparação com a ferramenta convencional. As reduções variaram de 20% a 30% para a ferramenta revestida, de 15% a 34% para a ferramenta texturizada e de 32% a 37% para a ferramenta com texturização e revestimento suave, assim como mostrado na Figura 45h (Lian et al., 2018, Machado et al., 2021).

Figura 45 - Usinabilidade de ferramentas com diferentes texturas



Fonte: Lian et al., 2018, Machado et al., 2021.

Os pesquisadores também destacaram que os benefícios do revestimento e da texturização foram ainda mais evidentes em velocidades de corte mais altas. Em resumo, o uso de ferramentas autolubrificantes com revestimento e/ou texturização mostrou-se eficaz na redução das forças de corte, no coeficiente de atrito, no desgaste da ferramenta e na rugosidade superficial durante o torneamento a seco do aço AISI 1045 endurecido (Lian et al., 2018, Machado et al., 2021).

Duan et al., 2017, realizaram um estudo focado na aplicação de microtexturas com uma única ranhura na superfície de saída de ferramentas de metal duro. Essas

microtexturas foram criadas utilizando um laser Nd:YAG e eram paralelas à aresta de corte. A pesquisa teve como objetivo analisar os efeitos dessas texturas durante o processo de torneamento a seco do aço AISI 1045 de médio teor de carbono.

As ranhuras fabricadas tinham dimensões específicas, com uma largura de 50 μm , uma profundidade de 13 μm e uma distância de 150 μm em relação à aresta de corte. Os resultados do estudo revelaram que a presença dessas microtexturas resultou em um fenômeno conhecido como corte derivativo, onde as texturas superficiais se preencheram durante a operação de corte. Como resultado, as texturas superficiais preenchidas causaram um aumento no atrito na interface entre a ferramenta e o cavaco. Isso, por sua vez, resultou em forças de corte mais altas e deformações no cavaco. O estudo enfatizou a influência significativa desses fatores no desempenho geral de corte e na estabilidade do processo durante o torneamento a seco (Duan et al., 2017).

No estudo realizado por Vasumathy, Meena, 2017, foram investigadas ranhuras paralelas à aresta principal de corte, resultando em uma redução significativa de 7,7% na força de corte. Em um estudo similar, Gajrani et al., 2018b, exploraram texturas perpendiculares à aresta de corte e constataram reduções na força de corte variando de 4,23% a 10,82% para ferramentas sem revestimento e de 7,31% a 17,41% para ferramentas revestidas. Kang et al., 2018b, relataram que, embora a presença de texturas tenha resultado em uma redução de 15% nas forças de corte, a orientação das ranhuras não teve um impacto significativo nessa redução.

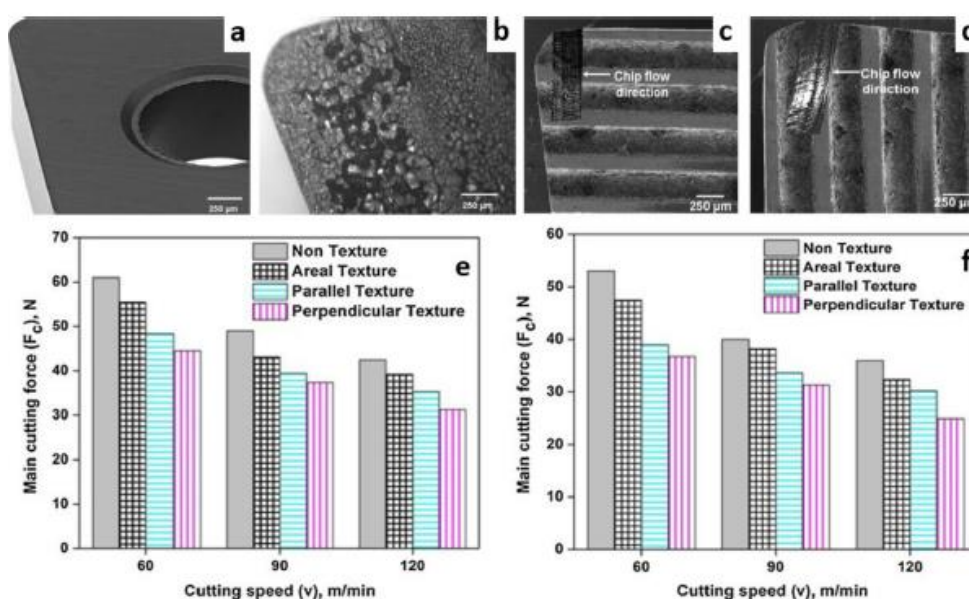
Os pesquisadores Arulkirubakaran et al., 2018, conduziram um estudo para investigar o impacto das texturas superficiais na superfície de saída de um inserto de metal duro não revestido na usinabilidade da liga Ti-6Al-4V durante o torneamento com lubrificação semi sólida (20% MoS_2 + 80% óleo SAE 40). As texturas foram criadas utilizando a usinagem por eletroerosão (EDM) e incluíram ranhuras paralelas, perpendiculares e oblíquas à direção do fluxo de cavaco. Essas ranhuras tinham uma largura de 250 μm e uma profundidade de 100 μm .

Os resultados do estudo indicaram que a presença de texturas superficiais na ferramenta teve um efeito significativo na redução das forças de usinagem, especialmente em condições de lubrificação. Especificamente, a força de corte principal foi reduzida em até 30% ao utilizar ranhuras perpendiculares à principal aresta de corte. Essa redução de força foi atribuída à diminuição da área de contato entre a ferramenta e o cavaco, além de uma melhoria na lubrificação dentro da zona

de corte. Além disso, os autores observaram uma redução no consumo de energia de até 20% ao utilizar a ranhura perpendicular (Arulkirubakaran et al., 2018).

Os autores Arulkirubakaran et al., 2019, realizaram um estudo que se concentrou na aplicação de ferramentas texturizadas no processo de torneamento do compósito Al-5Cu-TiB₂, fabricado por fundição in-situ. Os pesquisadores utilizaram a usinagem por descarga elétrica (EDM) para criar dois padrões diferentes de texturas na superfície de saída das pastilhas de carboneto cimentado ISO K20. Esses padrões incluíam uma textura de área composta por pequenas depressões com um tamanho de 200 μm , e texturas lineares avaliadas tanto na orientação paralela quanto na perpendicular ao fluxo do cavaco, com dimensões de 250 μm de largura e 100 μm de profundidade. O estudo revelou reduções significativas na força de corte e na energia específica de corte, chegando a até 30%, ao utilizar texturas lineares que eram perpendiculares ao fluxo do cavaco, conforme mostrado na Figura 46 (a – Ferramenta sem textura; b – textura de área; c – textura linear perpendicular; d – textura linear paralela; e – usinagem a seco; f – usinagem com lubrificação). Essa redução na força foi atribuída a fatores como a redução da aderência do material da peça na ferramenta, a ausência da formação de aresta postiça e uma melhor lubrificação geral na interface entre o cavaco e a ferramenta. Além disso, as ferramentas texturizadas demonstraram uma redução drástica no desgaste, especialmente quando operando em condições de lubrificação.

Figura 46 - Forças de usinagem utilizando diferentes ferramentas texturizadas



Fonte: Arulkirubakaran et al., 2019; Machado et al., 2021.

Segundo Sharma, Pulak, 2016, apesar dos pesquisadores seguirem uma abordagem de tentativa e erro durante o desenvolvimento de padrões de textura, vale destacar que a eficiência dos mesmos pode ser aumentada consideravelmente por meio da diminuição da área de contato entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta. Além disso, os mesmos destacam que durante a realização da texturização superficial em qualquer ferramenta, tem-se que a mesma deve garantir que não haja diminuição da resistência mecânica da aresta de corte devido as alterações topográficas introduzidas pela textura, evitando, assim, possíveis falhas catastróficas prematuras devido as altas solicitações a que a ferramenta está sujeita durante o corte.

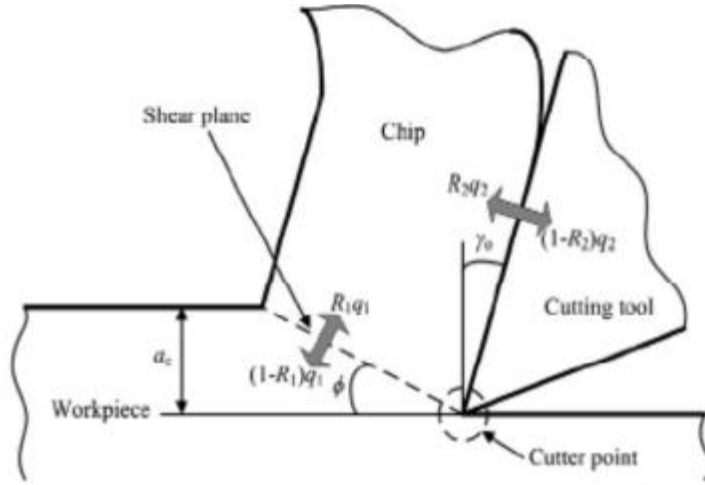
2.4.2.3 Temperatura de corte

Os fluidos de corte empregados no processo de usinagem possuem as funções primárias de lubrificação e refrigeração da região de corte, entretanto, assim como mencionado anteriormente, devido a obrigações ambientais e custos associados ao uso de tais fluidos, tem-se buscado a utilização de formas alternativas para prover a refrigeração necessária durante o corte, dentre tais métodos, pode-se citar a lubrificação por quantidade mínima (MQL), o resfriamento por ar comprimido e o resfriamento criogênico utilizando N_2 . O uso de ferramentas texturizadas, assim como relatado por vários pesquisadores, também se apresenta como uma medida efetiva no controle da temperatura da zona de corte (Sharma, Pulak, 2016).

Conforme indicado por Trent e Wright (2000), os gastos associados ao processo de usinagem são frequentemente influenciados pela taxa de remoção de material. No entanto, o aumento dessa taxa normalmente resulta em um aumento da temperatura nas interfaces entre a peça, a ferramenta e o cavaco. A energia considerável envolvida na formação do cavaco é convertida em calor, apresentando diversos desafios no que diz respeito à qualidade da peça, vida útil da ferramenta e produtividade do processo de usinagem. Uma alternativa viável para reduzir a geração de calor durante o processo e dissipá-lo de maneira mais eficiente, aprimorando assim a usinabilidade, é a utilização de ferramentas de corte com texturas superficiais (Machado et al., 2021).

A Figura 47 mostra o fluxo de calor na região de corte durante o processo de usinagem, bem como os diversos parâmetros envolvidos.

Figura 47 - Fluxo de calor durante a usinagem



Fonte: Ze et al., 2014.

A temperatura média do plano de cisalhamento, θ_s , é dada pela equação 12 (Ze et al., 2014).

$$\theta_s = \theta_0 + \frac{R_1 v_s \tau_s}{c_1 \rho_1 V} \sin \Phi \quad (12)$$

O aumento médio de temperatura do cavaco devido ao atrito pode ser aproximado pela equação 13 (Ze et al., 2014).

$$\theta_f = 0,752 R_2 \tau_c \sqrt{\frac{a_2 l_f V}{\psi}} / \lambda_2 \quad (13)$$

O fluxo de calor gerado pelo cisalhamento do cavaco, q_1 , é dado segundo a Equação 14 (Ze et al., 2014).

$$q_1 = \tau_s v_s \quad (14)$$

O fluxo de calor gerado por intermédio do atrito na interface cavaco/ferramenta, q_2 , pode ser dado segundo a Equação 15 (Ze et al., 2014).

$$q_2 = \frac{\tau_c V}{\psi} \quad (15)$$

Logo, a temperatura média do cavaco próximo a aresta principal de corte, θ_t , é dada segundo a Equação 16 (Ze et al., 2014).

$$\theta_t = \theta_0 + \frac{R_1 v_s \tau_s}{c_1 \rho_1 V} \sin \Phi + 0,752 R_2 \tau_c \sqrt{\frac{a_2 l_f V}{\psi}} / \lambda_2 \quad (16)$$

Na Equação, tem-se que θ_0 representa a temperatura ambiente; R_1 é a proporção de calor que flui para o cavaco em relação ao calor total gerado em função do cisalhamento do cavaco; R_2 é a proporção de calor que flui para o cavaco em relação ao calor total gerado em função do atrito entre o cavaco e a ferramenta; V é a velocidade de corte; v_s é a velocidade de cisalhamento; Φ é o ângulo de cisalhamento; τ_s é a tensão de cisalhamento na peça de trabalho; c_1 é o calor específico do cavaco; ρ_1 é a massa específica do cavaco; λ_2 é a condutividade térmica da peça de trabalho; a_2 é a difusividade térmica da peça de trabalho, ambas avaliadas na temperatura de filme; θ_s é a temperatura média no plano de cisalhamento; l_f é o comprimento de contato da interface cavaco/ferramenta e ψ denota o coeficiente de deformação do cavaco (Ze et al., 2014).

Analisando a Equação 16, pode-se constatar, assim como explanado anteriormente, que a diminuição do comprimento de contato na interface cavaco/ferramenta devido a utilização de texturas, bem como o preenchimento da textura com lubrificantes sólidos para reduzir a tensão de cisalhamento na interface, não só tem a capacidade de diminuir as forças de corte devido a diminuição do atrito entre o cavaco e superfície de saída da ferramenta, mas também, mostram-se capazes de diminuir a temperatura na interface cavaco/ferramenta durante a usinagem de matérias de dureza elevada (Ze et al., 2014; Sharma, Pulak, 2016).

Nos casos onde o processo de usinagem ocorre sem a lubrificação mínima, a textura possui a capacidade de gerar uma lubrificação aerodinâmica e de diminuir o comprimento de contato entre o cavaco e a ferramenta. No caso de usinagem com lubrificação adequada, a utilização de lubrificantes sólidos em conjunto com a textura na superfície de saída da ferramenta, mostrou-se efetiva na diminuição da temperatura de corte (Ze et al., 2014; Sharma, Pulak, 2016).

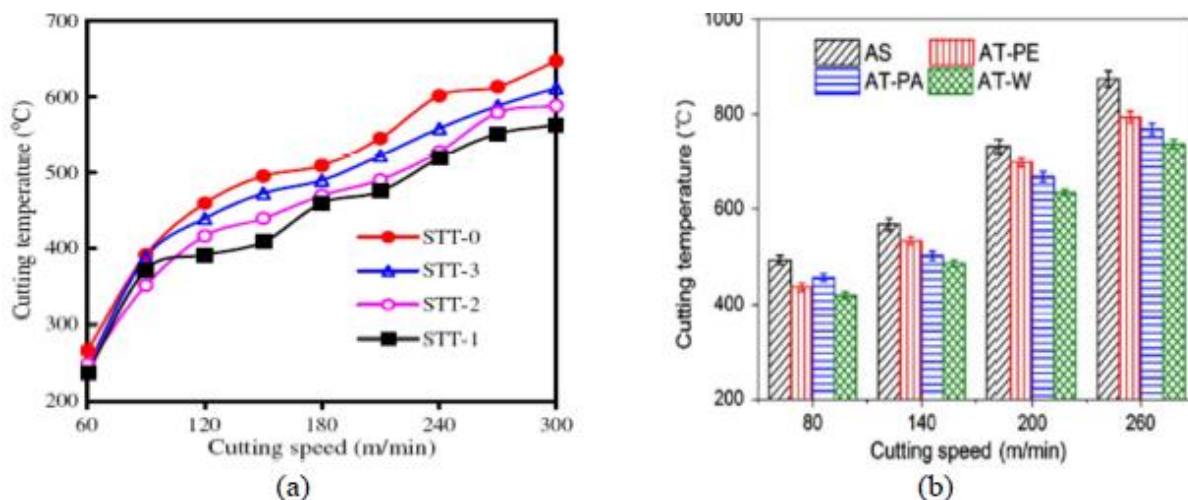
Em sua pesquisa, Xie et al., 2013, constataram que a temperatura na aresta de corte de uma ferramenta de corte com micro bolsões foi menor em comparação com uma ferramenta de corte plana. Segundo os autores, os bolsões forneceram um local para que o calor fosse dissipado da superfície de corte enquanto o cavaco escoava sobre a superfície de saída da ferramenta, evitando que a temperatura ultrapassasse os 500 °C durante a usinagem de uma liga de titânio. Os mesmos acrescentam que, a utilização de textura resultou em uma melhor transferência de calor por convecção e forneceu lubrificação aerodinâmica no caso da usinagem utilizando incertos.

Os autores, Ze et al., 2012, constataram que a texturização na superfície de saída resultou em menores temperaturas de corte quando comparada a texturização na superfície de folga da mesma ferramenta de corte durante a usinagem da liga de titânioTi-6Al-4V. Os mesmos atribuíram tal resultado ao fato de que 80% do calor gerado durante o processo de usinagem é carregado pelo cavaco que escoa, justamente, sobre a superfície de saída da ferramenta. Ademais, eles constataram que os sulcos na superfície de saída da ferramenta diminuíram o comprimento de contato entre o cavaco e a ferramenta, diminuindo a condução de calor na interface.

Os autores Jianxin et al., 2012; Xing, 2014, reportaram que, em sua pesquisa, observaram um aumento na temperatura de corte em função do aumento da velocidade de corte durante a usinagem de aço carbono. Utilizando um padrão de textura constituído por bolsões de forma elíptica e ondulada, os mesmos observaram uma redução de temperatura perceptível na região de corte em comparação aos padrões de textura utilizando bolsões lineares ou inclinados. Os mesmos atribuíram tal resultado ao fato de que os bolsões elípticos proporcionam uma maior área de troca de calor na superfície de saída da ferramenta texturizada, visto que, as bolsas de ar criadas entre a superfície de saída texturizada e a parte posterior do cavaco resultam em uma lubrificação aerodinâmica, diminuindo a temperatura de corte.

A Figura 48 mostra a relação entre a temperatura de corte e a velocidade corte observada pelos autores, onde (a) representa os dados relativos aos bolsões elípticos e (b) representa os dados relativos a bolsões ondulados. Na Figura em questão, tem-se que STT-1 representa os bolsões elípticos; STT-2 representa os bolsões paralelos; STT-3 representa os bolsões perpendiculares; STT-0 representa a ferramenta sem textura; AS representa a ferramenta sem textura; AT-PE representa os bolsões perpendiculares; AT-PA representa os bolsões paralelos e AT-W representa o padrão ondulado.

Figura 48 - Influência de diferentes padrões de textura na temperatura de corte



Fonte: Jianxin et al., 2012; Xing, 2014.

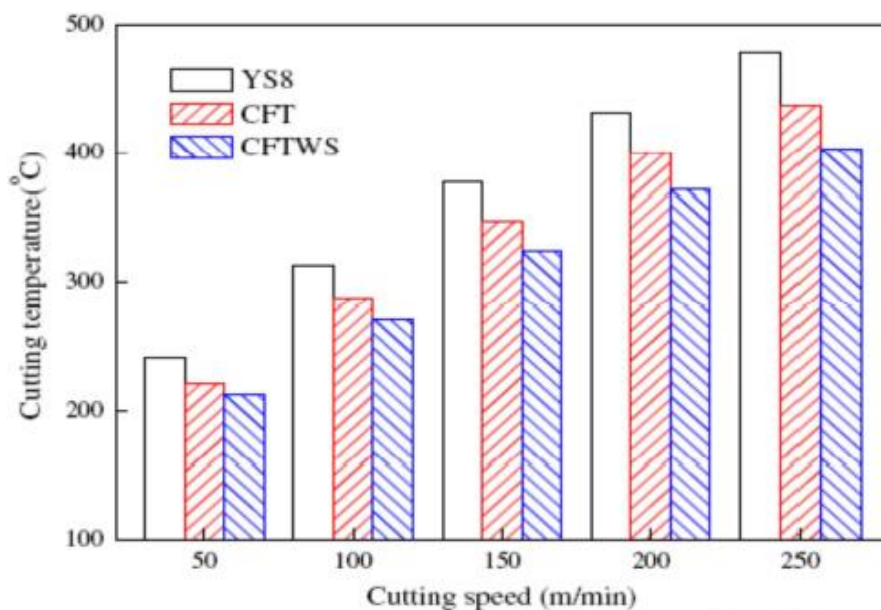
Xing et al., 2014, fizeram uma descoberta interessante sobre o impacto da irradiação de energia de pulso a laser na superfície de saída da ferramenta no aumento da temperatura durante a usinagem do aço AISI 1045.

Eles descobriram que uma energia de pulso a laser de $3\mu\text{J}$ proporcionou um controle de temperatura superior em comparação com energias de pulso de $2\mu\text{J}$, $1\mu\text{J}$ e uma ferramenta plana. Isso pode ser atribuído ao fato de que uma energia de pulso mais alta criava nanoestruturas mais profundas na superfície de saída, resultando em uma área de contato reduzida entre a ferramenta e o cavaco e uma área aumentada de dissipação de calor. Consequentemente, o pré-tratamento da ferramenta com energia de pulso mais alta se mostrou mais eficaz no controle de temperatura.

Também foram realizadas pesquisas para estudar o efeito de revestimentos macios (MoS_2 , CaF_2 e WS_2) em superfícies texturizadas. Nesse sentido, Lian et al., 2013, constataram que a ferramenta texturizada revestida com WS_2 macio (CFT-WS) contribuiu para um controle mais efetivo da temperatura na interface entre a ferramenta e o cavaco, em comparação com a ferramenta texturizada (CFT) e a ferramenta plana (YS8).

Foi observada uma redução de 10-20% na temperatura ao utilizar a ferramenta CFT-WS durante a usinagem de aço. Isso ocorreu devido ao coeficiente de atrito ultra baixo e à alta resistência à temperatura do revestimento de WS_2 . A Figura 49 mostra tal comparação feita pelos autores.

Figura 49 - Temperatura da aresta de corte para diferentes insertos texturizados



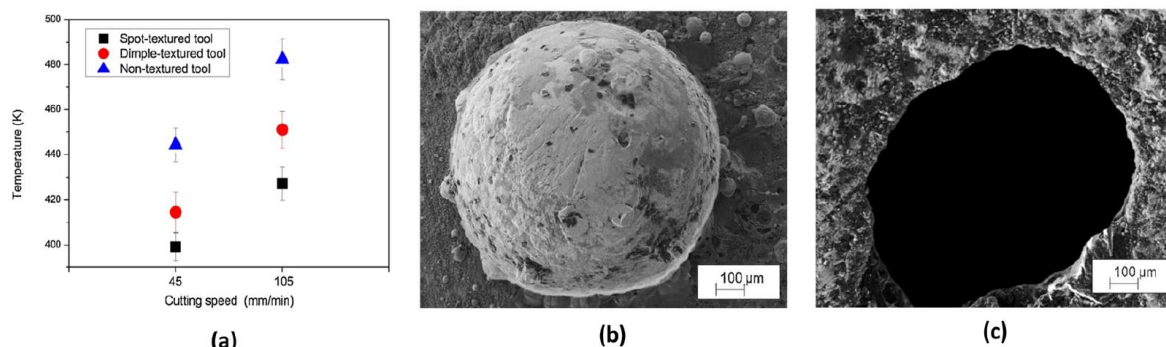
Fonte: Lian et al., 2013.

Em sua pesquisa, Sawant et al, 2018, realizaram uma pesquisa examinando o impacto das texturas pontuais (c) e em forma de pequenos relevos (b) criadas pelo processo de deposição de pó por arco de plasma micro-transferido na superfície de saída de ferramentas de aço rápido (HSS) da classe T-42 durante o torneamento a seco da liga de titânio Ti-6Al-4V.

A utilização de ferramentas de HSS com texturas em forma de pequenos relevos resultou em um desempenho superior em relação às forças de corte e avanço, temperatura da ferramenta, desgaste da aresta de corte e rugosidade da superfície nas condições de corte testadas. As temperaturas de corte aumentaram à medida que a velocidade de corte aumentou tanto para as ferramentas texturizadas quanto para as não texturizadas, assim como mostra a Figura 50a.

No entanto, as ferramentas com texturas pontuais (Figura 50c) apresentaram temperaturas cerca de 12% mais baixas, enquanto as ferramentas com texturas em forma de pequenos relevos (Figura 50b) demonstraram uma redução de temperatura de cerca de 4% em comparação com as ferramentas não texturizadas. A forma única das texturas pontuais facilitou a separação precoce dos cavacos da superfície de saída, melhorando a transferência de calor por convecção durante o processo de usinagem e, por fim, contribuindo para uma maior vida útil da ferramenta (Sawant et al., 2018; Machado et al., 2021).

Figura 50 - Aumento de temperatura em ferramentas texturizadas



Fonte: Sawant et al., 2018; Machado et al., 2021

Em seu estudo, Rajbongshi, Sarma, 2019, realizaram uma análise comparativa do desempenho de ferramentas de metal duro revestidas, especificamente do modelo SNMG 120408-KM3215, com diferentes texturas de superfície, incluindo textura em forma de pequenos relevos, sulcos e sem textura, durante o processo de torneamento a seco do aço AISI D2. Para criar as texturas, eles utilizaram a micro-eletroerosão por descarga elétrica (μ -EDM) na superfície de folga das ferramentas, resultando em texturas com um diâmetro de 120 μ m, profundidade de 20 μ m e posicionadas a 50 μ m de distância da aresta de corte. Os resultados revelaram que as ferramentas com textura em forma de pequenos relevos apresentaram temperaturas médias de corte mais baixas em comparação com as ferramentas com textura em sulcos e sem textura. Esses resultados são consistentes com a pesquisa realizada por Lian et al, 2018, que também observaram uma redução de temperatura de 12-16% ao utilizar ferramentas revestidas e texturizadas em comparação com ferramentas sem revestimento.

2.4.2.4 Desgaste da ferramenta

O desenvolvimento de um regime de lubrificação entre as superfícies em contato durante o processo de usinagem contribui para um melhor controle de temperatura, controle de integridade da ferramenta e diminuição do desgaste e do mecanismo de adesão na mesma. Durante a usinagem, a ocorrência do mecanismo de adesão resulta em uma diminuição do acabamento superficial e da repetibilidade das peças fabricadas, além disso, contribui para o aumento do desgaste nas superfícies de folga e de flanco da ferramenta. Em uma indústria cada vez mais

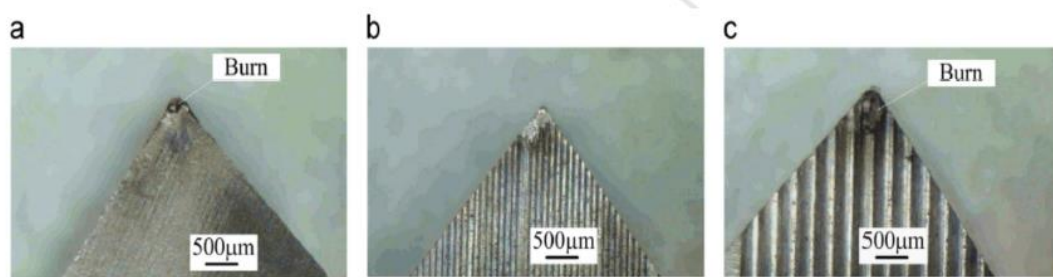
competitiva, a produção depende fortemente da vida da ferramenta e do número de peças que uma determinada ferramenta pode produzir até atingir o fim de tal vida. Nesse sentido, reduzir o desgaste e a adesão nas ferramentas é fundamental para o desenvolvimento de qualquer atividade econômica nesse sentido (Sharma, Pulak, 2016).

Ao analisar imagens de microscopia eletrônica de varredura (MEV) da superfície de saída desgastada de uma ferramenta tradicional e de uma ferramenta com ranhuras, Xie et al., 2013, observaram que, ao realizar o torneamento de uma liga de titânio, o padrão de desgaste na ferramenta com ranhuras era menor, o que pode ser atribuído à rápida remoção de calor que ocorria na ferramenta texturizada.

No entanto, constatou-se que ranhuras mais largas (123 μm) resultavam em maior desgaste. Tal constatação pode ser explicada pelo fato de que ranhuras mais largas (sem lubrificação) geravam mais atrito entre a superfície traseira do cavaco e a ferramenta.

A Figura 51 mostra tais observações realizadas pelos autores, sendo que (a) representa o padrão de desgaste em um inserto plano; (b) representa o padrão de desgaste em um inserto com texturas de 25 μm de largura; (c) representa o padrão de desgaste em um inserto com texturas de 123 μm de largura (Xie et al, 2013).

Figura 51 - Padrão de desgaste em diferentes insertos texturizados

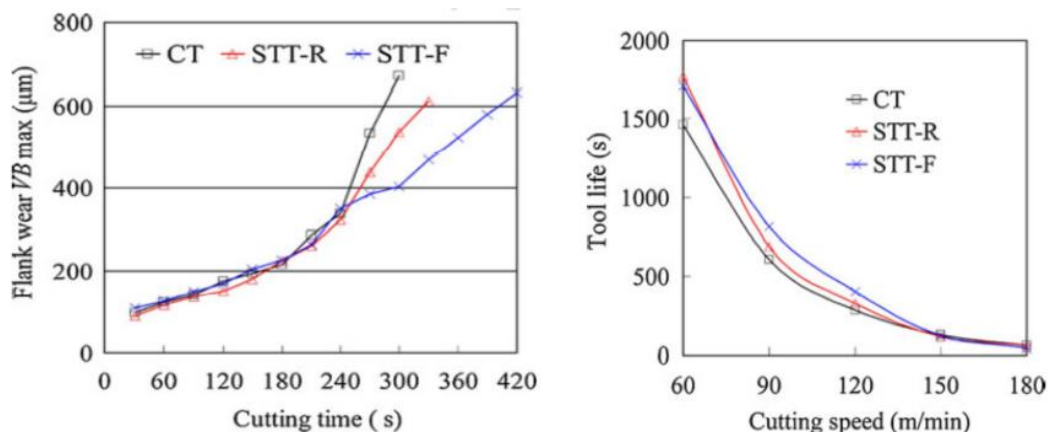


Fonte: Xie et al., 2013; Sharma, Pulak, 2016.

Ze et al., 2012; Zhu et al., 2009, constataram que a texturização na superfície de folga (STT-F) reduziu o desgaste de flanco entre 10 e 30% em comparação com a texturização na superfície de saída (STT-R) e a ferramenta convencional (CT) durante o torneamento de aço, assim como mostra a Figura 52. A mesma Figura mostra que a vida útil da ferramenta diminuiu com o aumento da velocidade de corte. Tal fato pode ser explicado pois, em velocidades de corte mais altas, o aumento da temperatura próxima à interface entre a ferramenta e o cavaco resultou na soldagem localizada do

material de trabalho à ferramenta. Assim, a vida útil da ferramenta texturizada foi considerada comparável à da ferramenta convencional em velocidades de corte acima de 150 m/min.

Figura 52 - Variação do desgaste de flanco e da vida devido a textura



Fonte: Ze et al., 2012.

Em sua pesquisa, Xie et al., 2012; Sugihara, Enomoto, 2013, analisaram o efeito da orientação das ranhuras durante o torneamento de uma liga de titânio e aço, respectivamente. Os mesmos constataram que as ranhuras orientadas na direção do fluxo do cavaco auxiliaram na rápida remoção de calor da interface entre a ferramenta e o cavaco, resultando em desgaste da ferramenta 6,7% menor em comparação com a superfície texturizada ortogonal da ferramenta.

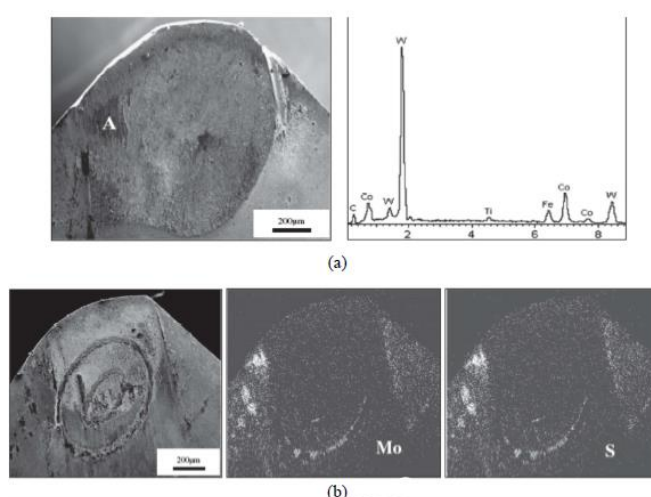
Kümmel et al., 2015; Sugihara, Enomoto, 2009, investigaram as propriedades antiaderentes geradas por uma ferramenta texturizada durante o processo de torneamento de aço. Foi observado que a usinagem a seco resultava em maior aderência, levando a uma concentração maior de material oriundo da peça de trabalho na superfície de saída. Em contrapartida, as cavidades proporcionadas pelas ranhuras para armazenamento de fluido lubrificante contribuíam para uma elevação menos acentuada de temperatura e, conseqüentemente, uma menor aderência na ferramenta texturizada. As nanoestruturas em forma de faixas foram capazes de reduzir a aderência em 50% em comparação com as nano ranhuras presentes na superfície de saída.

Em sua pesquisa, Lei et al., 2009; Wu et al., 2014, observaram uma redução de 28% na área de contato para um inserto com lubrificação em micro piscina em comparação com a usinagem a seco de aço médio carbono e uma liga de titânio,

respectivamente. O uso de lubrificação em micro piscina levou a uma diminuição na área de contato direto entre a ferramenta e o cavaco, reduzindo-a de 1,8 mm para 1,3 mm, consequentemente, resultando em uma força de atrito menor. Além disso, a alta temperatura na interface durante o processo de usinagem levou o lubrificante sólido armazenado nos micro orifícios a sofrer expansão térmica, fazendo com que o mesmo se elevasse acima do padrão de textura da superfície e formasse uma camada fina de lubrificação na interface ferramenta/cavaco. Como resultado, a associação do efeito combinado de redução da força de atrito e lubrificação contribuiu para uma diminuição no desgaste da ferramenta em comparação com uma ferramenta sem textura.

Após realizar a usinagem de aço endurecido, um grupo de pesquisadores, composto por Jianxin et al., 2012; Xing et al., 2014a, 2014b e Wenlong et al., 2010, conduziram uma análise utilizando a técnica EDX em uma ferramenta texturizada. O objetivo era justificar o fenômeno observado, onde um lubrificante sólido preenchido em sulcos elípticos, apresentando menor resistência ao cisalhamento, era distribuído pela superfície da ferramenta (Figura 53b). Essa distribuição do lubrificante evitava a aderência do material de trabalho na superfície de saída, resultando em um desgaste reduzido da ferramenta (conforme ilustrado na Figura 53). No entanto, ao analisarem uma ferramenta plana (Figura 53a), foi possível constatar a presença de partículas de ferro (provenientes do material de trabalho) no inserto de carbeto de tungstênio (WC), indicando aderência severa e desgaste progressivo da ferramenta durante o processo de corte.

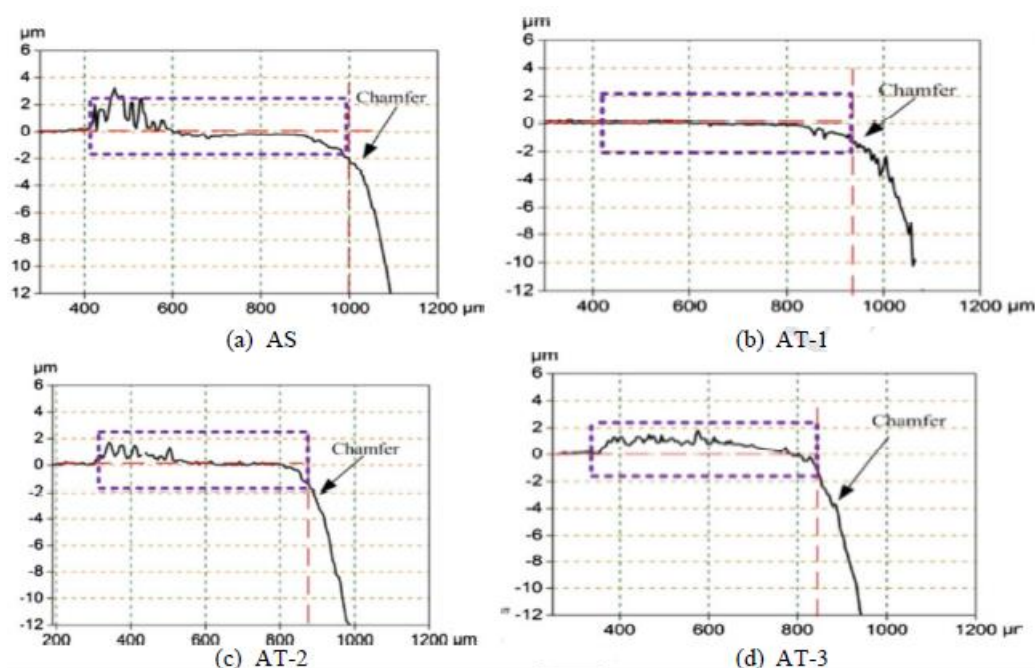
Figura 53 - Padrão de desgaste e análise EDX de um inserto texturizado



Fonte: Jianxin et al., 2012.

Em sua pesquisa, Sugihara, Enomoto, 2009, Xing et al., 2014a, 2014b, observaram que havia uma forte correlação entre a energia do pulso do laser e as propriedades anti-desgaste e anti-aderência de um inserto de corte durante o processo de torneamento de aço temperado. A altura de aderência na ferramenta irradiada a laser (AT-1(1 μ J), AT-2(2 μ J) e AT-3(3 μ J)) foi maior em comparação com a ferramenta convencional (AS), assim como pode ser observado na Figura 54. No entanto, a profundidade de desgaste observada na ferramenta irradiada foi menor do que na ferramenta plana durante o corte a seco. Tal observação se deve ao fato de que, na ferramenta plana, a maior área de contato entre a ferramenta e o cavaco resulta em uma maior geração de calor, amolecendo o cavaco e levando a uma menor aderência de material na superfície da ferramenta. Por outro lado, na ferramenta irradiada a laser, a menor temperatura de corte é resultado não apenas da menor área de contato com o cavaco, mas também da presença de bolsas de ar entre a superfície de saída texturizada e a zona posterior do cavaco. Além disso, quando a ferramenta é irradiada com maior energia de pulso, a superfície adquire um padrão mais irregular. Isso causa o espalhamento de partículas de ferro (Fe) da superfície do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta, resultando em maior aderência do cavaco à ferramenta.

Figura 54 - Variação na altura da adesão em diferentes ferramentas irradiadas



Fonte: Xing, Deng, Zhang, et al., 2014; Sharma, Pulak, 2016.

Em um estudo realizado por Mishra et al., 2018b, foi investigado o desempenho de duas técnicas de texturização a laser com revestimento PVD (AlTiN e AlCrN) em ferramentas de corte utilizadas no torneamento a seco da liga Ti6Al4V. Para criar as novas texturas, as superfícies de saída das ferramentas foram submetidas a um processo de fabricação usando laser de fibra de nanossegundos Nd:YAG a uma distância de 100 μm da aresta de corte. Os resultados revelaram que as ferramentas texturizadas a laser apresentaram uma deposição de revestimento melhor, com redução de microcavidades e macropartículas. A superfície texturizada proporcionou um melhor intertravamento mecânico, o que resultou em uma adesão mais eficiente do revestimento. Além disso, os pesquisadores observaram que esse revestimento aprimorado levou a uma significativa redução das forças de corte e impulso, além de um menor desgaste de flanco, especialmente para as ferramentas com revestimento AlCrN.

Conforme mencionado na pesquisa de Liu et al., 2018, eles descobriram que a incorporação de sulcos texturizados na superfície de folga da ferramenta pode levar a uma melhoria no desgaste da ferramenta. A presença de partículas duras retidas dentro desses sulcos texturizados introduz uma ação abrasiva suplementar durante o processo de usinagem. Essa ação não apenas evita a formação de inclusões adicionais entre a ferramenta e a peça, mas também protege a face da ferramenta contra raspagem adicional. Curiosamente, os sulcos texturizados também possibilitam uma ação de corte adicional sobre as inclusões duras, especialmente ao longo da borda inferior dos sulcos. Esse fenômeno remove efetivamente as inclusões duras da interface entre a ferramenta e a peça, protegendo assim a face não desgastada contra o atrito causado por essas inclusões. O resultado geral da introdução de texturas na face lateral da ferramenta foi um aumento na resistência ao desgaste de flanco. Ao mitigar os efeitos prejudiciais das inclusões duras e reduzir os danos à ferramenta, a abordagem de texturização mostrou ser eficaz para melhorar a longevidade e o desempenho da ferramenta durante os processos de usinagem.

Em um estudo realizado por Alagan et al., 2019, eles investigaram a influência de três diferentes padrões microtexturizados distintos, compostos por depressões circulares e quadradas tanto na superfície de saída quanto na superfície de folga de insertos redondos de metal duro, utilizados no processo de torneamento do material Inconel 718, com a aplicação de lubrificação por fluido refrigerante a alta pressão. A fabricação dessas texturas foi realizada por meio de usinagem a laser Nd:YAG,

utilizando dimensões de 250 μm para espaçamento e passo, 100 μm para diâmetro e profundidade, e posicionando as depressões a uma distância de 200 μm da aresta de corte principal. De acordo com os resultados encontrados pelos autores, a introdução de textura nas ferramentas não teve um impacto significativo na área de contato entre a ferramenta e o cavaco. Entre os diversos desenhos de texturas testados, as ferramentas com depressões quadradas na face lateral e depressões circulares na face de desbaste demonstraram a maior resistência ao desgaste, resultando em um impressionante aumento de 30% na vida útil da ferramenta em comparação com os insertos regulares e não texturizados.

Em uma pesquisa inovadora realizada por Pacella et al., 2019, o foco foi investigar o impacto de diferentes padrões de textura no desgaste de ferramentas de PCD (Diamante Policristalino) durante o processo de torneamento a seco da liga de alumínio 6082. Para alcançar esse objetivo, eles optaram por uma abordagem única, texturizando as ferramentas usando um laser de fibra. As ferramentas texturizadas foram compostas por um substrato de carboneto cementado com uma camada adicional de diamante de 0,5 mm. Os padrões de textura assumiram a forma de sulcos paralelos e perpendiculares na face do corte da ferramenta. Esses sulcos foram projetados estrategicamente em um ângulo agudo em relação à direção do fluxo de cavacos. Notavelmente, os resultados revelados pelos autores foram verdadeiramente fascinantes. As ferramentas texturizadas superaram suas contrapartes não texturizadas em dois aspectos cruciais: redução do desgaste de cratera e diminuição das forças de corte. Essas descobertas ofereceram uma promessa significativa para melhorar a eficiência e a vida útil das ferramentas de PCD.

Além disso, os autores destacaram uma observação interessante relacionada à orientação dos sulcos. As ferramentas com sulcos alinhados paralelamente ao fluxo de cavacos exibiram um notável efeito antiaderente. Esse alinhamento mostrou-se altamente eficaz em minimizar a aderência de alumínio, juntamente com a área de contato entre a ferramenta e o cavaco. Como resultado, a temperatura de corte foi significativamente reduzida, e a formação de aresta postiça (APC) de corte foi substancialmente reduzida.

Ahmed et al., 2020, realizaram um estudo abrangente com o objetivo de avaliar o desempenho de diferentes padrões de texturas superficiais (quadrado, paralelo e perpendicular) durante o processo de torneamento do aço inoxidável AISI 304. Para alcançar esse objetivo, eles utilizaram um laser de femtossegundos para criar as

texturas na superfície de saída de uma ferramenta de metal duro sem revestimento (WC + 6% Co). A pesquisa trouxe resultados intrigantes, especialmente em relação aos padrões texturizados em formato quadrado. Esses padrões apresentaram uma notável redução no coeficiente de atrito, nas forças de corte e nas forças de avanço.

A introdução das texturas também exerceu uma influência significativa no fluxo de cavacos, sendo que a textura quadrada se mostrou particularmente eficaz na estabilização da formação de arestas postiças de corte.

Vale ressaltar que o impacto positivo desses padrões texturizados se estendeu à qualidade da superfície usinada. As melhorias no acabamento superficial variaram de 54% a 68%, representando um avanço substancial em relação às superfícies não texturizadas. Além disso, o desgaste de flanco da ferramenta apresentou reduções impressionantes, variando de 41% a 78%.

2.4.2.5 Formação de cavaco

Assim como analisado anteriormente, o processo de formação do cavaco constitui um fator de grande importância no que diz respeito à dinâmica dos processos de usinagem, bem como tem grande influência no desgaste das ferramentas de corte e, conseqüentemente, em sua vida útil. O entendimento dos mecanismos de formação do cavaco e de sua morfologia fornecem informações preciosas a respeito da distribuição de tensão no plano de cisalhamento e das propriedades do material durante sua deformação, contribuindo de forma significativa no desenvolvimento de métodos que, mediante a alteração da morfologia do cavaco, buscam a redução das forças de corte e do desgaste das ferramentas de corte. Nesse contexto, a utilização de insertos texturizados é um dos métodos desenvolvidos a fim de alterar a morfologia do cavaco e promover tais vantagens citadas durante o processo de usinagem (Sharma, Pulak, 2016).

O mecanismo envolvido no processo de formação do cavaco pode causar danos ao operador da máquina e danificar o equipamento ou produto. Além disso, as variáveis de usinabilidade, como forças de corte, temperatura, lubrificação e vida útil da ferramenta, incluindo manuseio e descarte de materiais, também podem ser prejudicadas adversamente. Apesar do movimento do cavaco ser, em grande parte, influenciado pela interação com a superfície de saída, é imprescindível reconhecer

que outros parâmetros de usinagem também exercem algum grau de influência nesse processo (Shaw, Cookson, 2005; Machado et al., 2021).

Dessa forma, a investigação e implementação cuidadosa dessas técnicas de texturização podem representar um passo fundamental para otimizar a usinagem e minimizar os riscos associados à formação do cavaco, garantindo, assim, operações de corte mais eficazes e seguras (Shaw, Cookson, 2005; Machado et al., 2021).

Baseando-nos nessas premissas, a adoção de texturização de superfícies, sobretudo na superfície de saída da ferramenta, emergiu como uma promissora estratégia para controlar a formação do cavaco. Adicionalmente, a texturização da superfície de saída da ferramenta impacta diretamente o comportamento tribológico na zona de cisalhamento secundário, graças à modificação da área de contato nas regiões de desgaste e atrito (Shaw, Cookson, 2005; Machado et al., 2021).

Em geral, a literatura existente sugere que texturas superficiais posicionadas perpendicularmente à direção do fluxo do cavaco resultam em uma redução do raio de curvatura do cavaco, o que promove a quebra do cavaco (Kang et al., 2018b). Su et al., 2018, constataram que padrões de textura orientados perpendicularmente ao fluxo do cavaco são mais eficientes para aprisionar detritos gerados durante o processo de formação do cavaco. Sivaiah, Bodicherla, 2020, também observaram que o padrão de sulcos perpendiculares aumenta significativamente a captura de detritos, resultando em menor atrito na interface do fluxo do cavaco. Ao avaliar os aspectos tribológicos dessas texturas perpendiculares, Dhage et al., 2019, utilizaram um torno como um tribômetro aberto e analisaram a correlação entre a área de contato entre a ferramenta e o cavaco e a força de corte em relação aos parâmetros de rugosidade da superfície da ferramenta texturizada. No entanto, Liu et al., 2017, relataram que texturas alinhadas paralelamente ao fluxo do cavaco resultaram em menor corte derivado nas bordas da textura.

Conforme descrito na pesquisa conduzida por Duan et al., 2019, um dos maiores desafios no uso de ferramentas de corte texturizadas é minimizar a ocorrência de zonas de corte derivadas nas bordas das texturas. Esse fenômeno específico resulta em níveis elevados de tensões de cisalhamento devido à geração de zonas adicionais de cisalhamento, o que acarreta em forças de usinagem aumentadas e maior desgaste, especialmente na área texturizada.

Xie et al., 2013 realizaram uma análise minuciosa das imagens de microscopia eletrônica de varredura (MEV) que retratavam os cavacos produzidos durante o

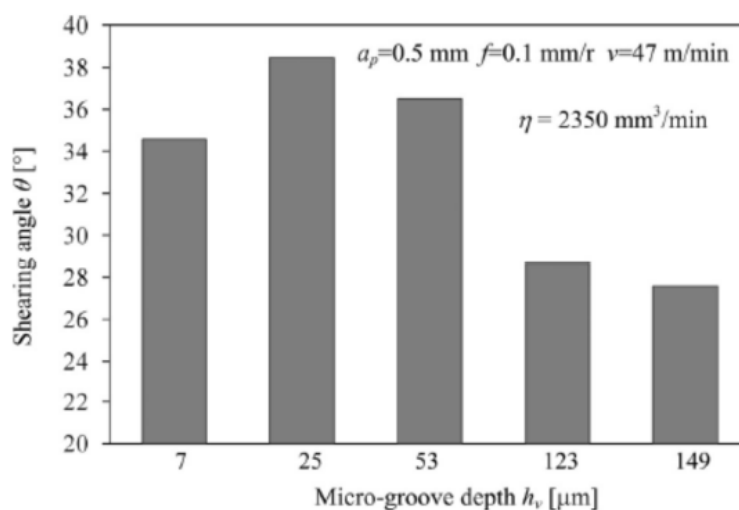
processo de usinagem do Ti6Al4V utilizando ferramentas texturizadas com a presença de micro sulcos em sua superfície de saída. Sua análise revelou um padrão intrigante: os cavacos apresentavam uma estrutura em forma de dente de serra mais fina e eram notavelmente mais finos. Essa observação sugeria fortemente que a utilização de sulcos na ferramenta de corte resultou em um aumento significativo no ângulo de cisalhamento, o que consequentemente levou à redução das forças de corte e das temperaturas de corte. Curiosamente, esse fenômeno específico não foi observado ao usinar ligas à base de titânio com ferramentas planas.

Nesse mesmo trabalho, os autores discutiram a variação do ângulo de cisalhamento durante a usinagem de uma liga de titânio a partir de insertos com a presença de sulcos de diferentes profundidades. Segundo Shaw, 2005, o ângulo de cisalhamento do cavaco durante a usinagem pode ser determinado segundo a Equação 17, onde ϕ representa o ângulo de cisalhamento; h_c é a espessura do cavaco; h é a espessura do cavaco antes do corte e α representa o ângulo de saída do inserto.

$$\phi = \tan^{-1} \left(\frac{h \cos \alpha}{h_c - h \sin \alpha} \right) \quad (17)$$

Analisando a Equação 17 e a Figura 55, pode-se constatar que a textura com micro sulcos de 25 μ m de profundidade resultaram em um ângulo de cisalhamento maior.

Figura 55 - Variação do ângulo de cisalhamento para diferentes texturas



Fonte: Xie et al., 2013

Segundo Shaw, 2005; Sharma, Pulak, 2016, maiores ângulos de cisalhamento denotam menores necessidades de energia específica de corte e resultam em condições mais favoráveis ao processo de usinagem. A Equação 18, utilizada pelos autores, auxilia no entendimento, onde F_z representa a força principal de corte; η é a taxa de remoção de material e V representa a velocidade de corte.

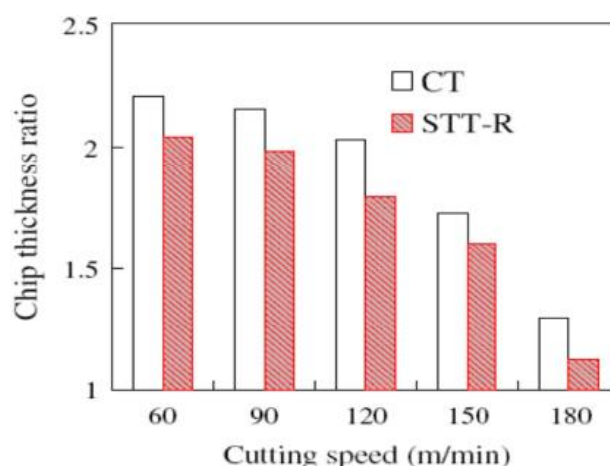
$$E_{esp} = \frac{F_z V}{\eta} \quad (18)$$

Os autores concluíram que os insertos texturizados resultaram na formação de cavacos mais finos (menores h_c), aumentando o ângulo de cisalhamento, além disso, o uso de uma ferramenta texturizada reduziu a força de corte principal F_z e a energia específica de corte necessária para usinar a peça de trabalho (Xie et al., 2013).

Os autores Ze et al., 2012 e Fatima, Mativenga, 2013 realizaram observações significativas em relação à usinagem do Ti6Al4V e do aço AISI4140, respectivamente.

Eles relataram uma diminuição consistente na relação de espessura do cavaco à medida que a velocidade de corte aumentava, conforme ilustrado na Figura 56. Essa redução indicava uma menor deformação plástica no material de trabalho durante a usinagem do Ti6Al4V usando uma ferramenta texturizada com micro sulcos (STT-R). No entanto, constatou-se que essa diminuição era observada, principalmente, ao utilizar uma ferramenta plana (CT) em velocidades de corte altas (acima de 150 m/min). Em contraste, a ferramenta texturizada com micro sulcos apresentou um desempenho superior mesmo em velocidades de corte mais baixas.

Figura 56 - Variação da espessura do cavaco em função da velocidade de corte

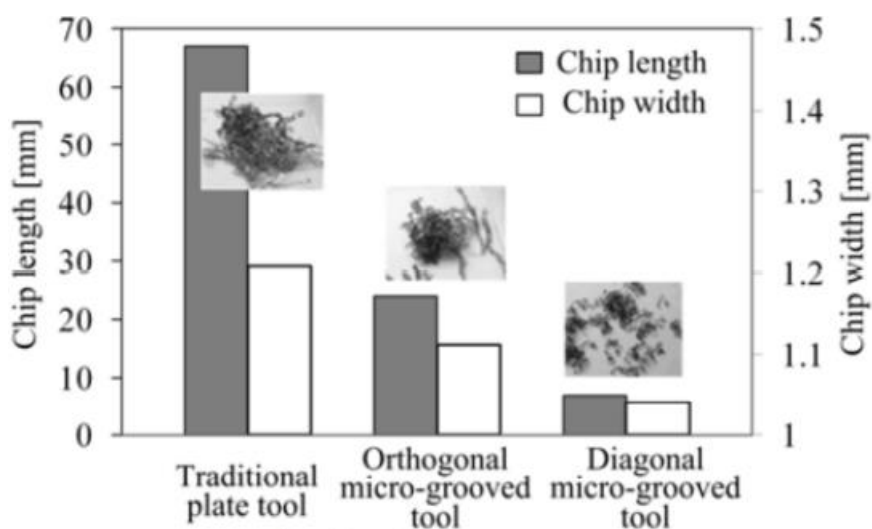


Fonte: Ze et al., 2012

De acordo com as descobertas de Xie et al., 2013; Sugihara, Enomoto, 2009; Jianxin et al., 2012, relataram que o ângulo de cisalhamento para a ferramenta texturizada (STT-1) aumentou em comparação com a ferramenta plana (STT-0), em uma ampla faixa de velocidade de corte durante o processo de torneamento de ligas de aço e titânio.

Em outra tentativa de pesquisa, Xie et al., 2012, relacionaram a redução na ocorrência do fenômeno de formação de cavacos do tipo dente de serra, através do uso de uma ferramenta texturizada, para explicar a redução do fenômeno de Chattering (fenômeno de vibração ou batimento que ocorre durante o processo de usinagem, resultando em ruído, oscilação e instabilidade na operação de corte) durante o processo de corte a seco do Ti6Al4V. Foi observado pelos autores que o comprimento dos cavacos diminuiu com o uso da ferramenta texturizada com micro sulcos, levando a um mecanismo de corte mais estável ao usinar ligas à base de titânio, assim como mostrado na Figura 57.

Figura 57 - Variação da geometria do cavaco para diferentes texturas



Fonte: Xie et al., 2012.

Em seu estudo, Kawasegi et al., 2009, investigaram o efeito da direção da textura durante a usinagem da liga de alumínio A5052. Eles descobriram que uma nano textura orientada perpendicularmente ao fluxo dos cavacos proporcionava um fluxo mais suave dos mesmos. No entanto, quando a textura era paralela ao fluxo dos cavacos, ocorria aderência entre o cavaco e a ferramenta. Assim, a análise crítica dos

cavacos revelou que a texturização na direção perpendicular apresentava melhor desempenho durante a usinagem do material de trabalho.

Kumar, Patel, 2018, conduziram um estudo sobre o torneamento a seco do aço AISI 52100, investigando o impacto de texturas de sulcos na superfície de corte de ferramentas de corte cerâmicas compostas de $Al_2O_3/TiCN$ com texturas obtidas por EDM (eletroerosão). As texturas dos sulcos tinham larguras variadas, variando de 150 μm a 200 μm , e distâncias entre os padrões variando de 300 μm a 400 μm .

Os pesquisadores observaram que texturas orientadas perpendicular e paralelamente à direção do fluxo do cavaco levaram a uma redução e aumento de atrito, respectivamente, em comparação com ferramentas de corte não texturizadas (Kumar, Patel, 2018; Machado, 2021).

Embora a condição de deslizamento tenha sido identificada como o fator dominante que influencia o enrolamento do cavaco em todas as situações, texturas alinhadas perpendicularmente ao fluxo do cavaco resultaram em efeitos de enrolamento de cavaco mais pronunciados. Além disso, o estudo constatou que texturas que obstruíam o fluxo do cavaco reduziam a adesão de material na face da ferramenta em comparação com ferramentas não texturizadas. Além disso, texturas inclinadas ou perpendiculares à direção do fluxo do cavaco ajudaram a aliviar as tensões na ferramenta de corte (Kumar, Patel, 2018; Machado, 2021). Arulkirubakaran et al., 2019, também chegaram a conclusões semelhantes em relação à influência da direção dos sulcos na formação do cavaco. Em outro estudo realizado por Durairaj et al., 2018, foi concluído que a texturização da superfície das ferramentas de corte resultou em aproximadamente 15% menos adesão em comparação com ferramentas não texturizadas.

A formação de cavacos contínuos durante a usinagem de um material de trabalho demonstra o modo dúctil de corte. No entanto, se esses cavacos contínuos não forem quebrados de forma adequada, pode haver um impacto adverso no acabamento da superfície e no aumento da temperatura na zona de corte, assim como comentado anteriormente (Sharma, Pulak, 2016). Segundo Sharma, Pulak, 2016, o uso de insertos de corte texturizados atua como quebrador de cavacos, reduzindo o comprimento do contato entre a ferramenta e o cavaco. Os mesmos ainda complementam que essa redução não apenas diminui a temperatura de corte, mas também reduz as forças de corte. Além disso, a formação de cavacos mais finos

usando insertos de corte texturizados resulta em um aumento do ângulo de cisalhamento e, conseqüentemente, resulta em um mecanismo de corte mais estável.

2.4.2.6 Atrito

De acordo com relatórios, cerca de 30% da energia mundial é utilizada para superar o atrito. Segundo Bruzzone et al., 2008, em várias aplicações no setor automotivo, a obtenção de uma superfície altamente lisa é necessária para reduzir o atrito, visto que, representa 40% do consumo de energia em um motor. No entanto, devido às propriedades dos materiais e às restrições associadas ao processo de usinagem, o acabamento superficial que pode ser alcançado em uma superfície é limitado. Uma alternativa possível utilizada para reduzir o coeficiente de atrito é a texturização. O padrão texturizado tem sido amplamente utilizado não apenas em contato deslizante, mas também na usinagem de metais para armazenamento de lubrificante, o que reduz o atrito e evita o aumento excessivo de temperatura na zona de contato entre o cavaco e a ferramenta (Wakuda et al., 2003).

A influência significativa da texturização superficial na redução do coeficiente de atrito pode ser entendida com base nas Equações 19 e 20 (Shaw, 2005).

$$\mu = \tan\left(\frac{\pi}{2} + \alpha - 2\phi\right) \quad (19)$$

$$\phi + \frac{\beta}{2} - \frac{\alpha}{2} = \frac{\pi}{4} \quad (20)$$

Segundo as Equações 19 e 20, para um ângulo de saída (α) constante, um aumento no ângulo de cisalhamento (ϕ), que ocorre ao implementar uma ferramenta texturizada no processo, resulta em um ângulo de atrito (β) menor e, conseqüentemente, reduz o coeficiente de atrito (μ). Logo, pode-se dizer que o uso de ferramentas texturizadas no torneamento auxilia na formação de melhores regimes de lubrificação, reduzindo o coeficiente de atrito mediante a utilização de um lubrificante adequado (Shaw, 2005; Sharma, Pulak, 2016).

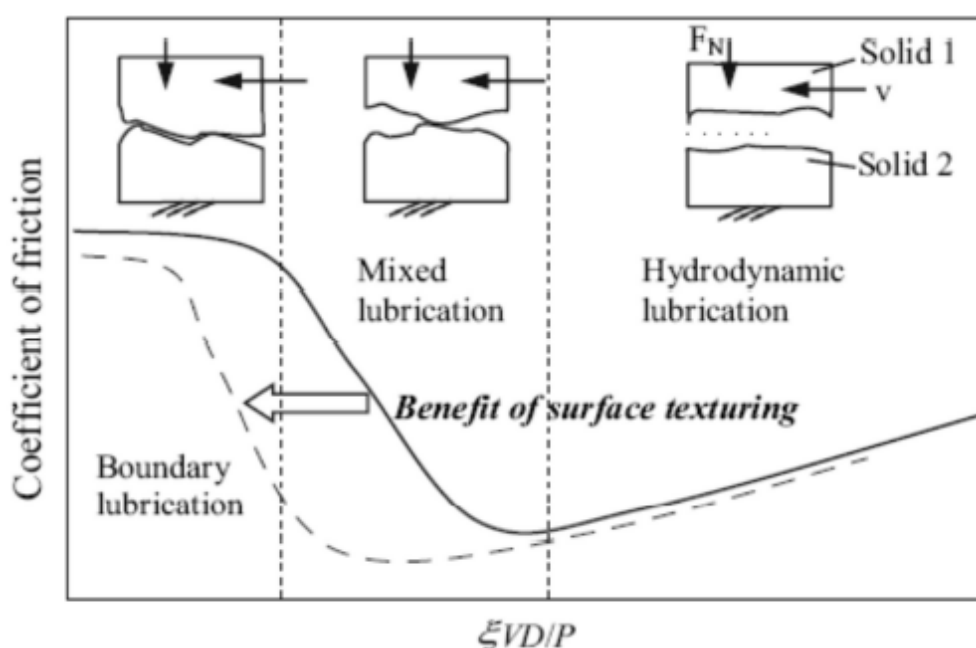
Em seu estudo, Ze et al., 2012, observaram uma tendência de diminuição no coeficiente de atrito com o aumento da velocidade de corte durante o torneamento do

Ti-6Al-4V. Foi constatado que a texturização na superfície de saída apresentava melhores resultados do que em comparação com a superfície de folga. Os autores atribuíram tal observação à formação de uma camada de lubrificante de MoS_2 , que resultou em menor atrito à medida que o cavaco deslizava sobre a superfície de saída da ferramenta.

Em seu estudo, Sugihara, Enomoto, 2009, constataram que sulcos em faixas (com superfície polida entre a texturização micro e nano) proporcionam um coeficiente de atrito menor do que sulcos orientados nas direções paralela e perpendicular durante a usinagem de aço de médio teor de carbono. Tal observação foi atribuída ao aumento da lubrificação da superfície da ferramenta através da criação dos sulcos em faixas.

A texturização da superfície também foi observada como um fator que afeta a curva de Stribeck, resultando em um coeficiente de atrito menor no contato entre dois sólidos (Wakuda et al., 2003; Suh et al., 2010; Ogawa et al., 2010), assim como mostrado na Figura 60. Esse efeito pode ser atribuído ao fato de que a texturização da superfície cria micro cavidades que proporcionam um regime de lubrificação eficiente, especialmente em condições de lubrificação mista e limite, resultando em uma redução do atrito. Além disso, os pesquisadores relataram uma diminuição no coeficiente de atrito conforme a relação de aspecto dos sulcos diminuía.

Figura 58 - Influência da texturização na Curva de Stribeck

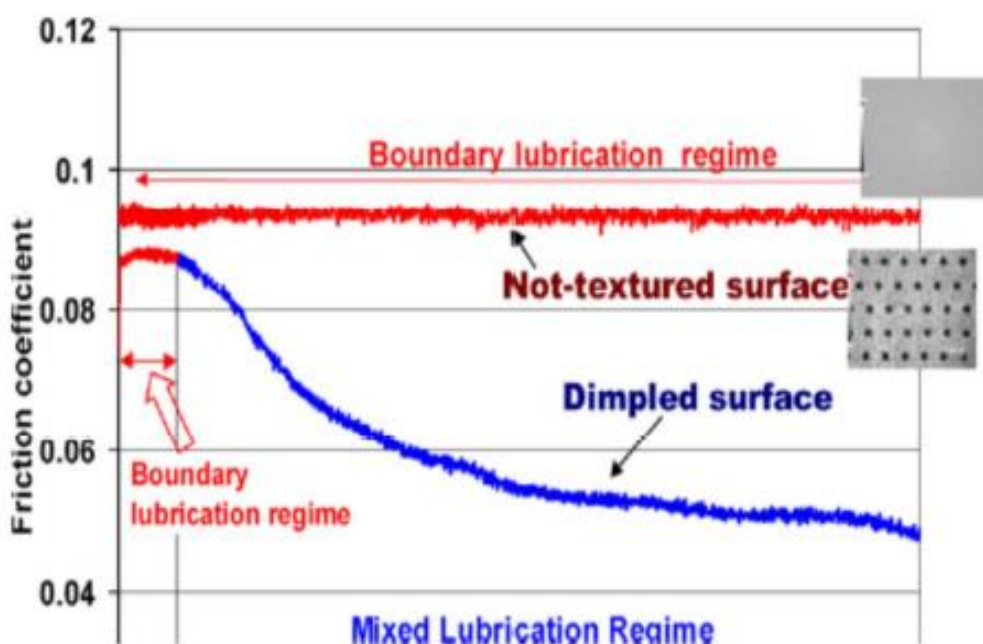


Fonte: Suh et al., 2010.

A curva de Stribeck descreve a relação entre o coeficiente de atrito e a velocidade de deslizamento em um sistema de contato de sólidos lubrificados. Ela ilustra como o coeficiente de atrito varia à medida que a velocidade de deslizamento muda. Tal curva, geralmente, apresenta três regiões distintas: lubrificação limite, lubrificação mista e lubrificação hidrodinâmica. A texturização da superfície pode afetar essa curva, deslocando-a e alterando as condições de lubrificação, resultando em uma redução do coeficiente de atrito em determinadas faixas de velocidade (Suh et al, 2010; Wakuda et al., 2003; Suh et al., 2010; Ogawa et al., 2010).

Com base na análise anterior, torna-se claro que as pesquisas sobre superfícies texturizadas têm mostrado consistentemente um coeficiente de atrito mais baixo em comparação com as superfícies não texturizadas (Zhu et al., 2009; Graham et al., 2013; Yi et al., 2010, Sharma, Pulak, 2016). Ao observar a Figura 59, é possível notar que, para superfícies com pequenas cavidades, ocorre uma mudança no regime de lubrificação, passando do regime de lubrificação limite para o regime de lubrificação mista. No entanto, esse fenômeno não é observado em superfícies não texturizadas. Como resultado, há uma redução significativa do coeficiente de atrito entre as superfícies em contato (Kovalchenko et al., 2011, Sharma, Pulak, 2016).

Figura 59 - Influência da texturização a laser no regime de lubrificação



Fonte: Kovalchenko et al., 2011.

Os pesquisadores Su et al., 2017, realizaram um estudo para avaliar o impacto de texturas em ferramentas de diamante policristalino (PCD) durante o torneamento a seco da liga de titânio Ti6Al4V. Eles criaram microsulcos regulares na superfície de saída das ferramentas usando um laser de fibra, paralelos a aresta principal de corte e com profundidades de sulco variando de 51,5 μm a 54,4 μm , larguras de sulco de 56,5 μm a 60,4 μm , espaçamento de 83,9 μm a 86,4 μm e distância do sulco em relação à borda principal de corte variando de 249,8 μm a 330,9 μm . Os pesquisadores observaram que o comportamento de fricção na interface ferramenta-cavaco foi significativamente melhorado quando se utilizaram ferramentas com microsulcos, mesmo sem a aplicação de lubrificantes. Interessantemente, essa melhoria persistiu em comparação com ferramentas não texturizadas. Outros autores, como Feng et al., 2017, também relataram melhorias semelhantes no comportamento de fricção na interface ferramenta-cavaco, com reduções de até 30% em relação às ferramentas não texturizadas

2.4.2.7 Integridade superficial

A integridade superficial abrange vários fatores, incluindo acabamento da superfície, formação de trincas, alterações químicas, danos térmicos e tensões superficiais. Garantir a conformidade com os parâmetros especificados é um desafio significativo, pois eles afetam diretamente a usabilidade do produto. A busca pela redução do volume de material removido geralmente está associada a uma melhor integridade da superfície, embora nem sempre seja vantajosa do ponto de vista de fabricação. Uma abordagem eficaz é a aplicação de texturas superficiais, que podem influenciar positivamente a formação de cavacos, as forças de corte, a temperatura de usinagem e a lubrificação, resultando em melhorias na integridade da superfície (Shaw, Cookson, 2005; Machado et al., 2021).

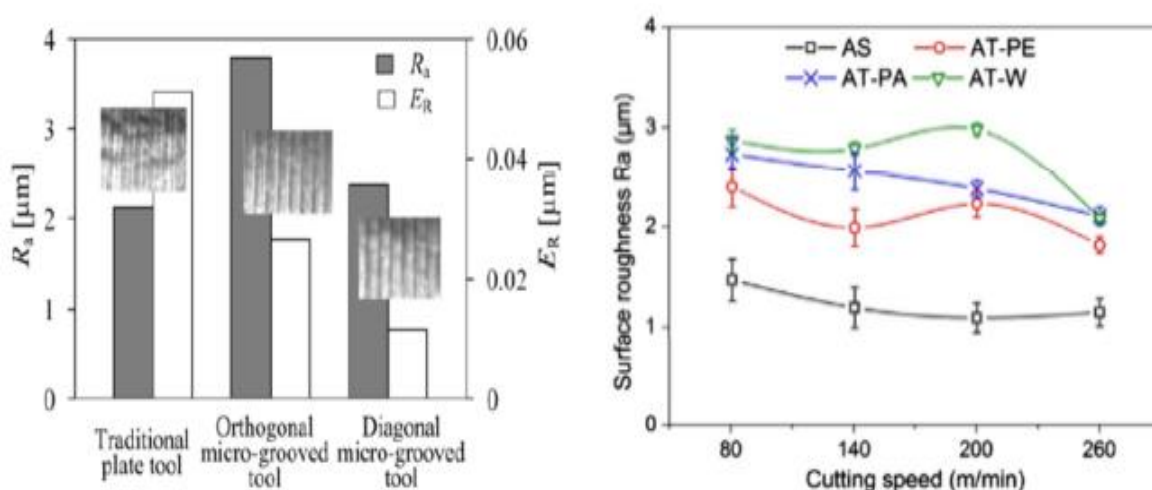
De acordo com Xie et al., 2012 e Xing et al., 2014b, observou-se que o uso de insertos microtexturizados resultou em um aumento na rugosidade superficial para o caso da usinagem de peças constituídas, respectivamente, de titânio e aço. No entanto, verificou-se que a variação na rugosidade superficial, representada como E_R , diminuiu quando os insertos texturizados foram utilizados, assim como mostra a Figura 60. Tal Figura também mostra a variação da rugosidade superficial em função da velocidade de corte, onde AS indica a ferramenta plana, AT-PE é a ferramenta com

texturas orientadas perpendicularmente, AT-PA é a ferramenta com texturas orientadas paralelamente e AT-W é a ferramenta com texturas de padrão ondulado.

A variação E_R na rugosidade superficial (R_a) refere-se à variação máxima nas leituras de rugosidade superficial em relação ao valor médio de cinco pontos medidos ao longo da peça cilíndrica (Xie et al., 2012; Xing et al., 2014b).

Os autores Xie et al., 2012, utilizaram esse termo para indicar que, embora seja conhecido que as ferramentas planas tradicionais resultem em uma melhor qualidade de superfície em comparação com as ferramentas texturizadas, elas também produzem uma superfície mais irregular. Tal irregularidade foi atribuída ao aumento da vibração nas ferramentas planas em comparação com as ferramentas texturizadas.

Figura 60 - Variação da Rugosidade superficial em função da textura

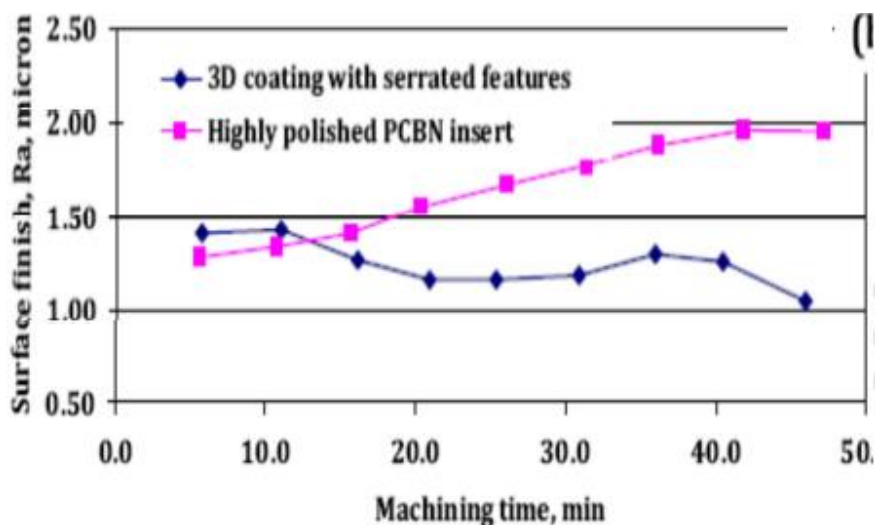


Fonte: Xie et al., 2014; Xing et al., 2014.

Apesar dos resultados contraditórios apresentados por Xie et al., 2012 e Xing et al., 2014c; Jiang, 2014, fez uma descoberta surpreendente ao constatar que os insertos biomiméticos melhoraram efetivamente o acabamento superficial em comparação com as inserções de PCBN altamente polidas durante o processo de torneamento do aço endurecido 4340, conforme ilustrado na Figura 61.

Esse aprimoramento no acabamento superficial pode ser atribuído às notáveis capacidades de resistência ao desgaste da ferramenta texturizada. Segundo Zhang et al., 2015, esse fenômeno desempenha um papel fundamental na preservação da integridade da aresta de corte por um longo período de tempo, resultando em um acabamento superficial de maior qualidade para a peça usinada.

Figura 61 - Variação da rugosidade em função do tempo para insertos de PCBN



Fonte: Jiang, 2014.

Em um estudo conduzido por Rajbongshi et al., 2018, eles utilizaram micro-EDM (Micro-Eleto Erosão por Descarga) para criar sulcos na superfície de folga de ferramentas de metal duro revestidas, por meio do método CVD (Deposição de Vapor Químico), com $\text{TiCN} + \text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiN}$. Os pesquisadores então realizaram experimentos de usinagem no processo de torneamento a seco de aço AISI D2 (45 HRC) usando tanto ferramentas texturizadas quanto não texturizadas. Os resultados demonstraram que a texturização da superfície desempenhou um papel vital na redução do desgaste de flanco, resultando em uma melhoria significativa no acabamento da superfície.

Notavelmente, a superfície usinada pela ferramenta texturizada exibiu um aspecto brilhante em comparação com a ferramenta não texturizada. Os autores identificaram que a ausência de texturização nas ferramentas resultou em maior geração de calor, causando alterações na topologia da superfície. No entanto, eles observaram que a texturização na superfície contribuiu para a obtenção de uma melhor superfície em comparação com a produzida por ferramentas não texturizadas.

Em sua pesquisa, Palanisamy et al., 2019, exploraram a usinabilidade do aço inoxidável endurecido 17-4 PH durante o processo de torneamento a seco, utilizando ferramentas texturizadas de metal duro tratadas criogenicamente. O tratamento especial consistiu em criar sulcos na superfície de saída das ferramentas, orientados paralelamente à direção do fluxo de cavacos. Para alcançar as propriedades desejadas, os insertos das ferramentas foram submetidos a um tratamento criogênico, onde foram colocados em uma câmara criogênica por 24 horas e posteriormente temperados a 200°C por 2 horas. As descobertas intrigantes do estudo revelaram que

as ferramentas texturizadas com tratamento criogênico apresentaram notáveis vantagens em relação às ferramentas não texturizadas. Especificamente, resultaram em redução das forças de corte, vibrações e rugosidade da superfície durante o processo de usinagem.

Sivaiah, Bodicherla, 2020, realizaram um estudo para investigar como a texturização superficial influencia no desgaste e na rugosidade da superfície durante o processo de torneamento do aço AISI 52100. Eles utilizaram a texturização a laser de fibra para criar dois padrões diferentes na superfície de saída das ferramentas: pequenos relevos (dimples) e sulcos inclinados a 45° em relação à aresta principal de corte. Durante os testes de usinagem, eles utilizaram uma emulsão com uma proporção de 1:15 como névoa de lubrificação em quantidade mínima (MQL) a uma taxa de fluxo de 100 ml/h.

Os autores observaram uma clara correlação entre a velocidade de corte e o avanço com o desgaste da lateral da ferramenta. À medida que a velocidade de corte e o avanço aumentavam, o desgaste de flanco da ferramenta também aumentava. Em relação à rugosidade da superfície, eles encontraram uma correlação direta com o avanço, mas uma correlação inversa com a velocidade de corte. Avanços mais altos resultaram em maior rugosidade da superfície, enquanto velocidades de corte mais altas levaram a superfícies mais lisas.

Em relação aos padrões de texturização da superfície, os autores observaram que o uso dos sulcos inclinados a 45° resultou em menor formação de Aresta postiça de corte (APC) em comparação com o padrão de relevos. Como consequência, as ferramentas com sulcos inclinados proporcionaram um acabamento de superfície melhor durante o processo de torneamento do que as com relevos.

2.4.3 Métodos de fabricação de superfícies texturizadas

Uma superfície texturizada pode ser criada por métodos que envolvem a remoção de material, a adição de material, a movimentação de material e a autoformação (Bruzzone et al., 2008).

Os métodos que envolvem a adição de material utilizam os processos de deposição física (PVD) e química (CVD) para alterar a topografia da superfície, a fim de formar estruturas regulares, repetitivas e de variados formatos, que podem atingir escalas nanométricas. Os processos de deposição química se fundamentam em

reações químicas entre o substrato e as partículas depositadas (reagentes), ao passo que o processo de deposição física é fundamentado em processos como agregação, solidificação, evaporação e pulverização (Bruzzzone et al., 2008; Coblas et al., 2014).

Os métodos que envolvem a movimentação de material utilizam processos para promover a deformação plástica e redistribuição do substrato na superfície tratada a fim alterar a topografia da superfície, gerando estruturas regulares, repetitivas e de variados formatos. Um dos métodos que envolvem a movimentação de material consiste na gravação em relevo (embossing), isto é, técnica que utiliza um penetrador de formato único, uma ferramenta ou um rolo padronizado a fim de possibilitar a cópia do formato da ferramenta utilizada para superfície da peça de trabalho a partir da deformação plástica desta última. Tal processo possui boa precisão e permite a criação de uma ampla gama de formatos de textura (Pettersson, Jacobson, 2006; Bruzzzone et al., 2008; Coblas et al., 2014).

Os métodos que envolvem a remoção de material, assim como sugerido pelo nome, utilizam os mais variados processos de remoção de material a fim de alterar a topografia da superfície e formar cavidades regulares, repetitivas e de variados formatos, que podem atingir escalas micrométricas. Os processos de remoção de material são categorizados em métodos que envolvem altas temperaturas, como tecnologias a laser, métodos de descarga elétrica, métodos de feixe de elétrons ou íons, reações químicas ou procedimentos mecânicos, como retificação, brunimento, usinagem ultrassônica e jateamento.

Entre os processos mencionados, os que envolvem o uso de laser e a gravação química são amplamente utilizadas como os principais métodos para gerar superfícies com padrões definidos e repetitivos. Essas técnicas permitem a criação de texturas contínuas ou descontínuas distintas e precisas em superfícies de diversas geometrias (Bruzzzone et al., 2008; Coblas et al., 2014; Arslan et al., 2016).

2.4.3.1 Texturização superficial a laser

A tecnologia de texturização a laser utiliza o processo de ablação, onde ocorre um aquecimento intenso e fusão ou até vaporização do material do substrato a partir da utilização de um feixe de laser com pulsos de alta energia, resultando na remoção localizada do material fundido ou vaporizado e na formação de microfuros (Coblas et al., 2014; Arslan et al., 2016).

Feixes de laser podem ser gerados por meio de diferentes meios: gasosos (como argônio, criptônio), gasosos com descarga elétrica (por exemplo, ArF, KrF), vapores metálicos (por exemplo, Cu, Au), semicondutores (por exemplo, nitreto de gálio) e estado sólido (por exemplo, itérbio, érbio). Os lasers de fibra e Nd:YAG (neodímio-dopado de ítrio-alumínio granada) são amplamente utilizados (Qiu, Khonsari, 2011; Amanov et al., 2013; Dumitru et al., 2000; Jia et al., 2010, 2011; Yamakiri et al., 2011).

A qualidade da textura gerada pelo processo depende da forma como o laser é projetado no substrato. Um dos métodos consiste na utilização de um feixe de laser não focado em conjunto com um disco rotativo perfurado para criar os padrões de textura (não é uma técnica frequentemente utilizada, em vista de possuir resolução limitada, falta de flexibilidade e baixa precisão) (Liu et al., 2009; Coblas et al., 2014).

A criação de texturas também é viável ao dividir o feixe de laser com uma máscara padronizada. Esse método, aplicado principalmente em lasers excimer, direciona, focaliza e controla o feixe por meio de um sistema de lentes, enquanto a máscara possibilita a formação de microformas variadas. Embora flexível e preciso, o custo de produção da máscara representa sua principal desvantagem. A resolução e dimensões das texturas são influenciadas pelo comprimento de onda do laser e pelo tamanho do ponto ótico, enquanto a profundidade da textura depende do número e duração dos pulsos (Mourier et al., 2006, 2008, 2010; Prina-Mello et al., 2002; Klimentov et al., 1999; Kononenko et al., 1999, 2000).

Uma outra abordagem utiliza um scanner galvanométrico e um sistema CNC (Controle Numérico Computadorizado) para direcionar o laser sobre o material. Esse método laser CNC proporciona alta precisão usando pulsos extremamente curtos, resultando em texturas de alguns poucos micrômetros. No entanto, é um processo lento, tornando complicado criar texturas em áreas extensas. A variação na duração dos pulsos afeta tanto a rapidez do processo quanto a zona afetada pelo calor, próximo às bordas da textura (Coblas et al., 2014).

A profundidade e a proporção da textura são ajustadas pelo tempo de duração do pulso do laser, seu comprimento de onda e a quantidade de energia aplicada.

Quanto maior a energia e o comprimento de onda (de 532 nm a 1064 nm), maior a dimensão (tamanho lateral e profundidade) e complexidade da textura. Com pulsos mais longos, na ordem de nanossegundos, a remoção do material ocorre pela fusão e vaporização, gerando regiões afetadas pelo calor no substrato. Já com pulsos mais curtos, na ordem de femtossegundos, a remoção do material se dá pela vaporização,

reduzindo as áreas afetadas pelo calor e resultando em uma superfície texturizada de melhor qualidade (Liu et al., 2009; Coblas et al., 2014).

A duração dos pulsos varia conforme o tipo de laser e é influenciada pelo meio que gera o feixe. Os lasers de estado sólido pulsados, como Nd:YAG e Neodímio, têm pulsos curtos de 30 fs a 30 ps. Já os lasers de fibra de femtossegundo possuem pulsos de 50 a 500 fs. Esses métodos a laser podem ser empregados para criar padrões em uma variedade de materiais, incluindo metais, ligas metálicas, cerâmicas, superfícies revestidas e materiais biocompatíveis como alguns polímeros e vidros (Liu et al, 2009; Coblas et al., 2014).

Os principais benefícios da texturização a laser são a sua alta precisão, boa precisão dimensional e ausência da necessidade de forças de contato. As principais aplicações para esse método de fabricação de superfícies podem ser vistas em selos mecânicos, rolamentos, HDs, implantes biomédicos, ferramentas de corte e componentes de motores de combustão. Entretanto, o processo LST traz consigo algumas desvantagem e pontos de atenção durante a realização do processo, tais como a zona termicamente afetada (ZTA), defeitos superficiais (rebarbas e protuberâncias, formação de estruturas superficiais periódicas, baixas velocidades de remoção de material, alto investimento em equipamentos e dificuldades de manutenção e ajuste (Arslan et al., 2016).

3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Todos os procedimentos citados neste trabalho foram realizados no bloco M1 do Departamento de Engenharia Mecânica relativo à área de materiais e processos de fabricação, localizado na Unesp Campus de Ilha Solteira durante o ano de 2023.

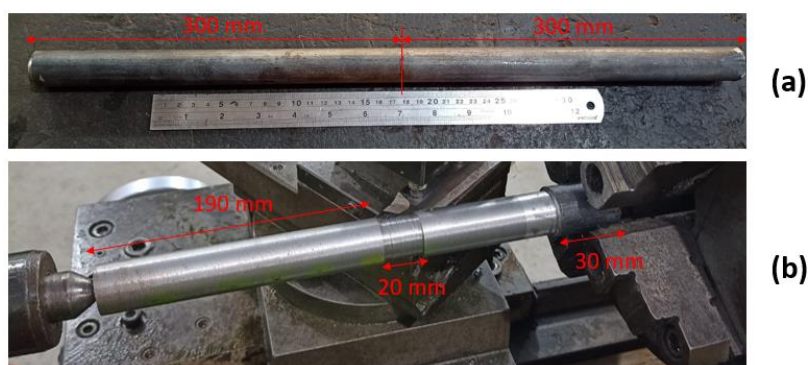
3.1 MATERIAIS

3.1.1 Corpos de Prova

Os corpos de prova usinados durante o ensaio consistem em duas barras redondas de aço SAE 1020 com dimensões de 300 mm de comprimento e 31,4 mm de diâmetro obtidas a partir do processo de corte de uma barra redonda bruta de comprimento de 600 mm. Posteriormente, tais corpos de prova foram desbastados até atingir o diâmetro de 22,25 mm a fim de adequar a velocidade de corte utilizada com as rotações disponíveis no torno. A fim de permitir a adequada fixação do corpo de prova na castanha do torno deixou-se uma região sem desbastar de 30 mm.

Posteriormente, uma entrada de comprimento 20 mm foi usinada para facilitar a entrada da ferramenta na peça e impedir o choque entre estas, de forma que o comprimento livre remanescente para a realização efetiva dos ensaios foi de cerca de 190 mm. A Figura 62a mostra a barra redonda bruta de 600 mm citada anteriormente com a devida marcação de onde ocorreu a divisão da mesma, tem-se ainda que a Figura 62b mostra o corpo de prova desbastado com as especificações citadas e já fixado no torno. A Tabela apresenta a composição química do Aço 1020 utilizado nos ensaios.

Figura 62 - Corpos de prova utilizados nos ensaios



Fonte: autoria própria

Tabela 1 - Composição química do aço carbono SAE 1020

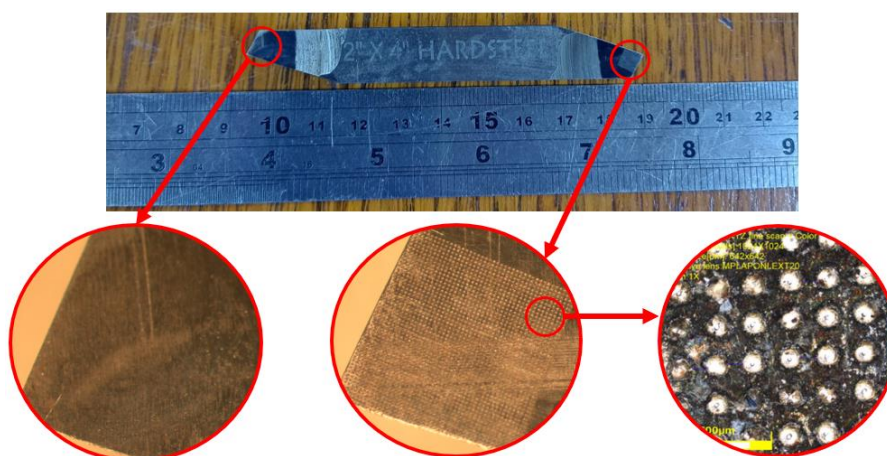
Composição química (% em massa)			
C	Mn	P	S
0,18 - 0,23	0,3 - 0,6	0,03	0,05

Fonte: Gerdau, 2002.

3.1.2 Ferramenta texturizada

A ferramenta texturizada utilizada nos ensaios consiste em um bit quadrado de aço rápido HARDSTEEL 50% Co sem revestimento, possuindo as dimensões de 101,6 mm de comprimento, 13 mm de altura e 12,7 mm de largura. Tal Bit foi afiado de forma a possuir dois lados de corte com as mesmas características, exceto pelo fato de que um lado apresenta textura (na forma de microcavidades) distribuída por uma porção da superfície de saída e o outro lado possui a superfície de saída sem textura, assim como mostra a Figura 63.

Figura 63 - Bit de aço rápido utilizado nos ensaios



Fonte: Autoria própria

A texturização na superfície de saída da ferramenta foi realizada e avaliada no Departamento de Engenharia de Produção da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC) – Universidade de São Paulo (USP). As informações obtidas estão dispostas na Tabela 2.

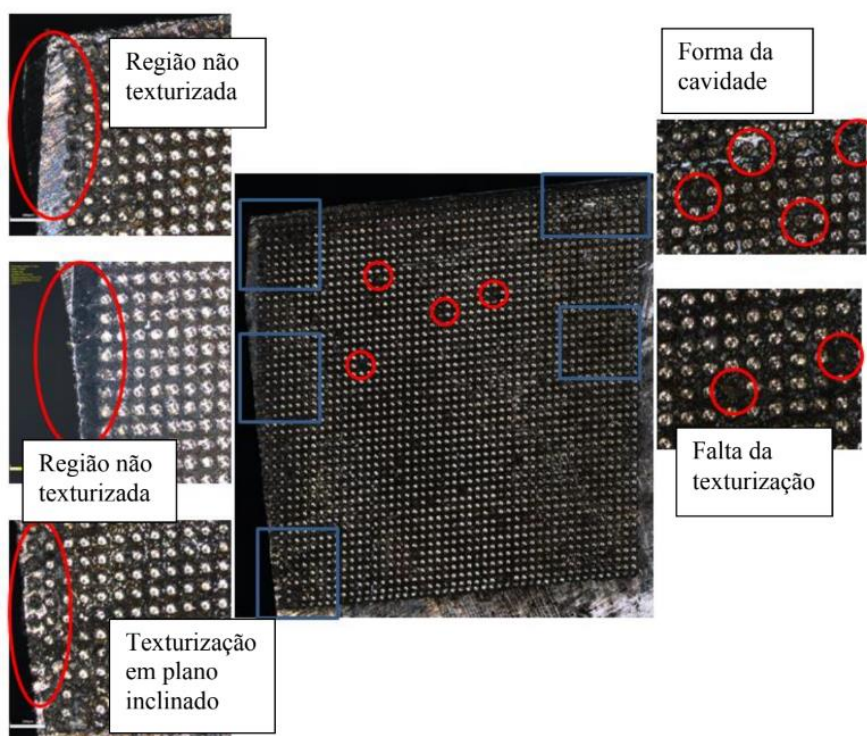
Tabela 2 - Informações relativas à textura realizada na ferramenta

Resumo	
Área texturizada total	23.220.171,81 μm^2 (23,220 mm^2)
Matriz aproximada de microcavidades (textura)	48 x 47
Nº aproximado de cavidades	2.256
Porcentagem de texturização (área texturizada/área total)	22%
Distância X entre cavidades	37 μm
Distância Y entre cavidades	42 μm
Altura total texturizada	8,3 mm
Largura total texturizada	7,8 mm
Ângulo de ponta da ferramenta	90°
Direção das colunas da textura em relação à aresta secundária	96°
Direção das linhas da textura em relação à aresta primária	90°
Raio e profundidade das cavidades	26 μm
Área de cada cavidade	2.238,7 μm^2 (0,0022 mm^2)
Rugosidade com cavidade (Ra e Rt)	4 μm e 60 μm
Rugosidade sem cavidade (Ra e Rt)	0,5 μm e 13 μm

Fonte: EESC, 2020

A textura realizada apresentou alguns defeitos após sua fabricação, os mesmos são mostrados na Figura 64.

Figura 64 - Defeitos na textura realizada



Fonte: EESC, 2020

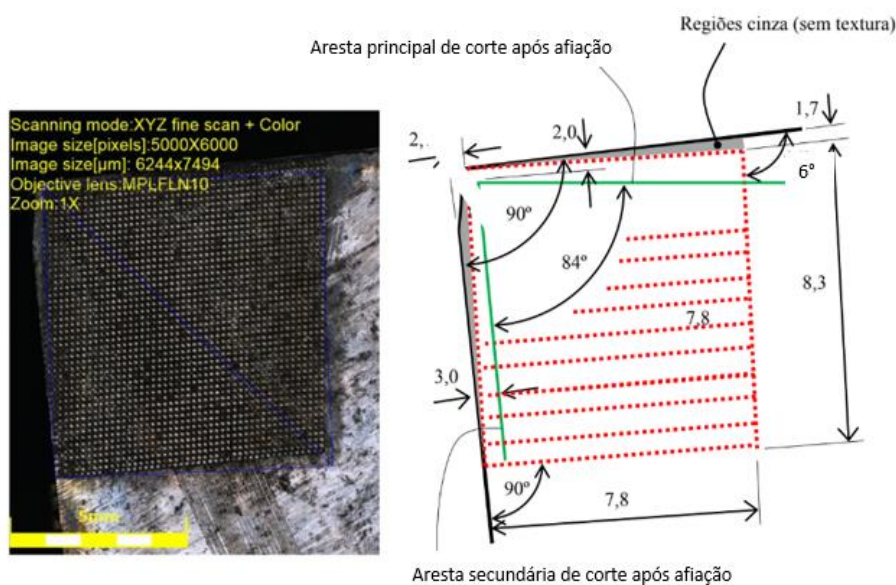
A fim de amenizar os efeitos de tais erros de fabricação, alguns ajustes foram realizados na ferramenta. Foi realizada a afiação da superfície primária de folga

removendo 3 mm de material na direção perpendicular à aresta principal, além disso, foi realizada a afiação da superfície de folga secundária, removendo 2 mm de material da ferramenta na direção perpendicular à aresta secundária (conforme mostra a Figura 65). Tal medida visa a presença de textura em toda área próxima das arestas primária e secundária de corte, de forma que a superfície inferior do cavaco ficará sempre em contato com a superfície texturizada (EESC, 2020).

Realizou-se a afiação da aresta principal de corte deixando um ângulo de ponta de 84° , de forma a obter um ângulo da aresta principal de 6° , vide Figura 65 (EESC, 2020).

Em seguida, com o auxílio de uma escova com cerdas metálicas realizou-se a limpeza da superfície texturizada.

Figura 65 - Superfície de saída texturizada



Fonte: EESC, 2020

3.2 EQUIPAMENTOS

3.2.1 Torno mecânico universal

O torno mecânico universal utilizado nos ensaios consiste no modelo MS – 205 – Mascote da marca Nardini com 18 velocidades (31,5 a 2500 RPM), potência de 6,3 HP.

Figura 66 - Torno mecânico universal utilizado nos ensaios



Fonte: Autoria própria

3.2.2 Estereomicroscópio

O registro, observação e medida dos desgastes do bit foram obtidas por um estereomicroscópio ZEISS, modelo DISCOVERY V.8, com uma câmera AXIOCAM ERC5S acoplada e em conjunto com o software AxioVision Rel. 4.8.

Figura 67 - Estereomicroscópio utilizado nos ensaios



Fonte: Autoria própria

3.2.3 Rugosímetro

As medidas da rugosidade média (R_a) dos corpos de prova após cada ensaio foram feitas através do rugosímetro Mitutoyo SJ-201P.

Figura 68 - Rugosímetro utilizado



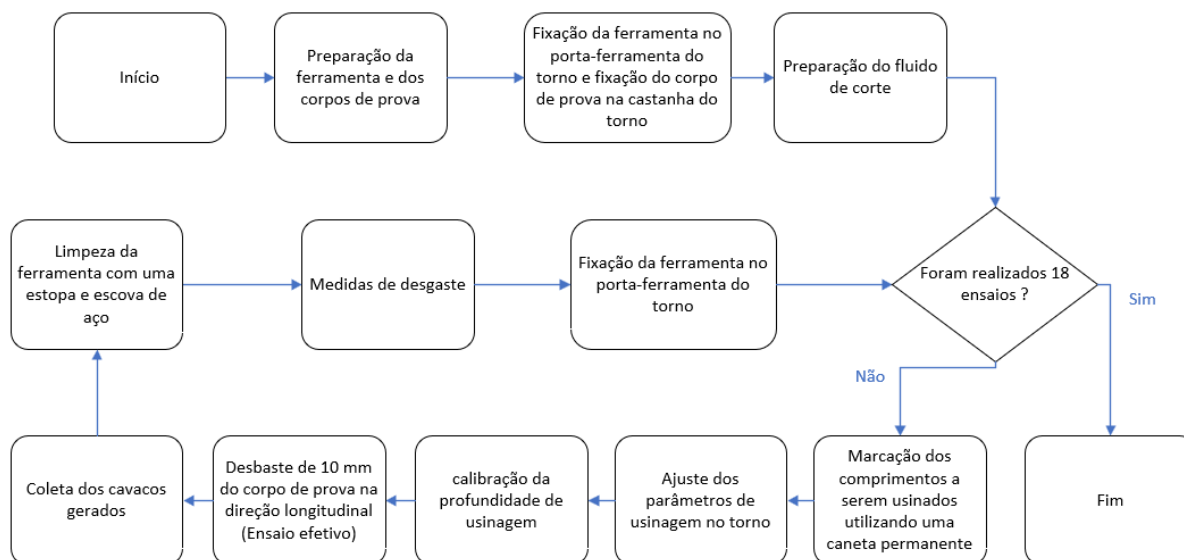
Fonte: Autoria própria

3.3 MÉTODOS

3.3.1 Ensaios

A sequência das atividades realizadas nas 18 etapas dos ensaios de usinagem, utilizando as ferramentas com e sem textura na superfície de saída, são mostradas no Fluxograma apresentado na Figura 69.

Figura 69 - Procedimentos para a realização dos ensaios



Fonte: Autoria própria

Os parâmetros de usinagem utilizados nos ensaios foram de $v_c = 44 \text{ m/min}$; $a_p = 0,5 \text{ mm}$; $f = 0,3 \text{ mm/rot}$ e $N = 630 \text{ RPM}$. Ambos os parâmetros de corte foram escolhidos após criteriosos ensaios de usinabilidade utilizando o aço ABNT 1020, de forma a maximizar a quebra dos cavacos e minimizar a formação da aresta postiça de corte (APC). A rotação não sofreu alterações em vista do diâmetro dos corpos de prova serem os mesmos durante todo o ensaio, mantendo uma velocidade de corte média de 44 m/min . O comprimento usinado, L_u , a cada etapa foi de 10 mm, isto é, em cada um das 18 etapas realizadas para cada ferramenta, realizou-se o desbaste de 10 mm do corpo de prova, recolhendo-se a ferramenta entre cada etapa, de forma que, ao final das mesmas, o comprimento total usinado acumulado de cada corpo de prova foi de 180 mm. Foram realizadas 18 etapas para a ferramenta com a presença de textura na superfície de saída e 18 etapas para a ferramenta sem a presença de textura na superfície de saída, utilizando a mesma metodologia apresentada no fluxograma da Figura 69. A Tabela 3 mostra o planejamento dos comprimentos de usinagem e velocidades de corte para ambas as ferramentas.

Tabela 3 - Planejamento dos comprimentos de usinagem e velocidades de corte

Etapas (Nº)	Comprimento usinado por Etapa (mm)	Comprimento Total usinado pelas Ferramentas após cada Etapa (mm)		Velocidade de corte média (m/min)
		<i>Com Textura</i>	<i>Sem textura</i>	
Etapa 1	10	10	10	44
Etapa 2	10	20	20	44
Etapa 3	10	30	30	44
Etapa 4	10	40	40	44
Etapa 5	10	50	50	44
Etapa 6	10	60	60	44
Etapa 7	10	70	70	44
Etapa 8	10	80	80	44
Etapa 9	10	90	90	44
Etapa 10	10	100	100	44
Etapa11	10	110	110	44
Etapa 12	10	120	120	44
Etapa 13	10	130	130	44
Etapa 14	10	140	140	44
Etapa 15	10	150	150	44
Etapa 16	10	160	160	44
Etapa 17	10	170	170	44
Etapa 18	10	180	180	44

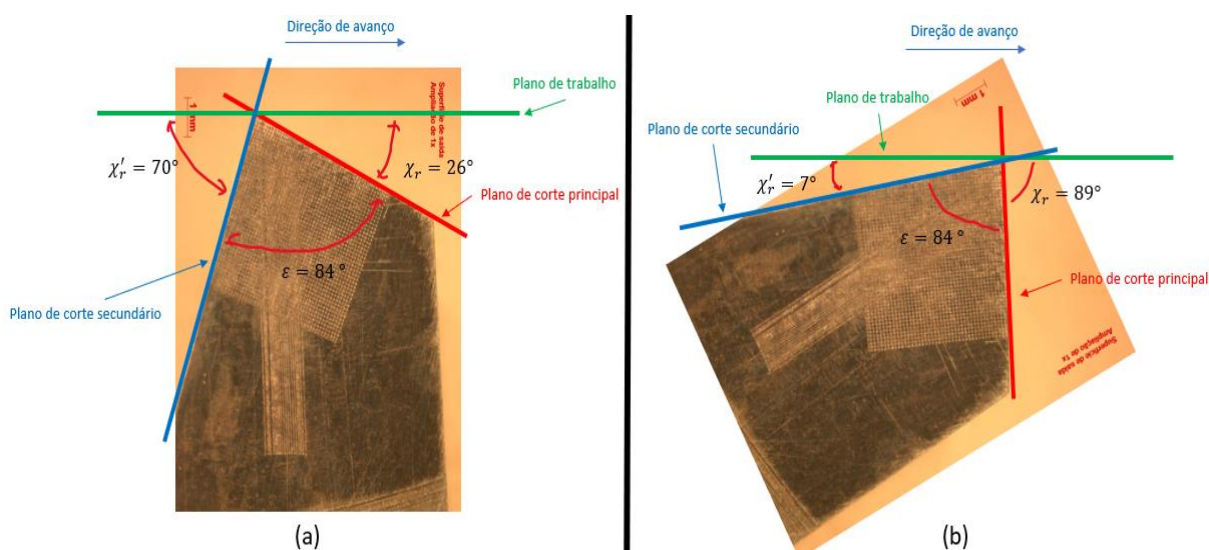
Fonte: Elaborado pelo próprio autor

No intervalo entre cada etapa, a ferramenta era retirada do torno e seu desgaste era medido, sendo posteriormente reposicionada no porta-ferramentas do torno para a realização do próximo ensaio.

A ferramenta foi posicionada de forma que o ângulo de posição da aresta de corte fosse de aproximadamente 89° em relação aos corpos de prova, além disso, o ângulo de inclinação foi mantido em $-18,6^\circ$. Tais parâmetros de usinagem e disposição da ferramenta foram utilizados com o objetivo de maximizar a quebra dos cavacos (produzindo cavacos de comprimento reduzido) e reduzir a formação de aresta postiça de corte.

A Figura 70 ilustra o posicionamento da ferramenta a fim de atingir tal ângulo de posição, sendo (a) a vista da ferramenta antes do posicionamento realizado e (b) a vista da ferramenta após o posicionamento mencionado. O plano de trabalho é paralelo ao eixo longitudinal do corpo de prova.

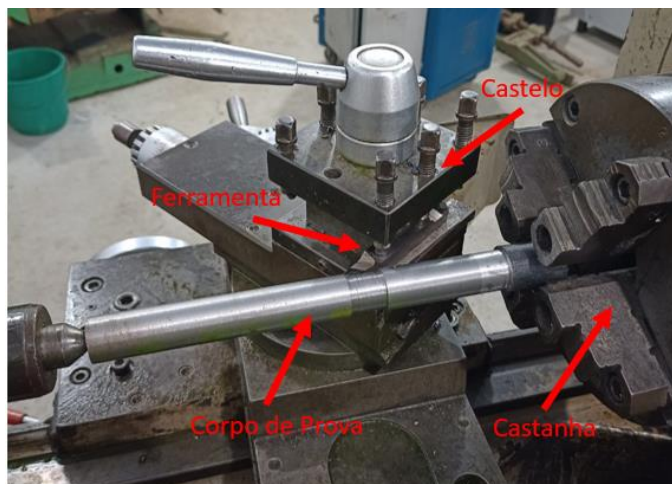
Figura 70 - Ângulos de posição na ferramenta



Fonte: Autoria própria

O fluido de corte foi preparado com um menor volume de água de forma a aumentar sua viscosidade e lubrificação da região de corte (proporção de 1 volume de água para 1 volume de fluido de corte concentrado), além disso, durante a usinagem, manteve-se um fluxo aproximadamente contínuo e abundante do mesmo na região de corte, de forma manual, por meio de um recipiente apropriado. A disposição do corpo de prova e da ferramenta (antes da alteração do ângulo de posição da ferramenta) citados anteriormente pode ser observada na Figura 71.

Figura 71 - Disposição do corpo de prova e da ferramenta durante o ensaio

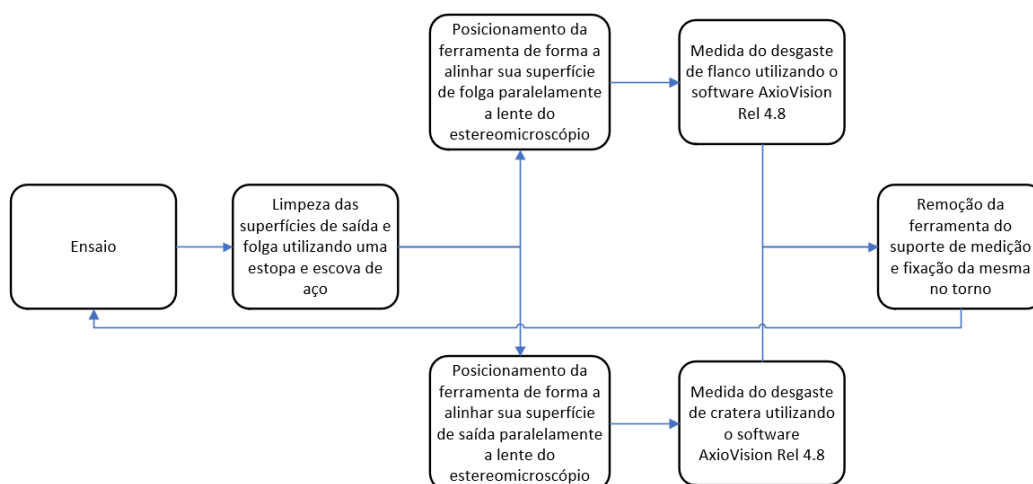


Fonte: Autoria própria

3.3.2 Medida de desgastes

A observação e medidas dos desgastes de flanco e de cratera para as ferramentas com e sem a textura na superfície de saída, após cada etapa, foi feita conforme o procedimento mostrado no fluxograma da Figura 72.

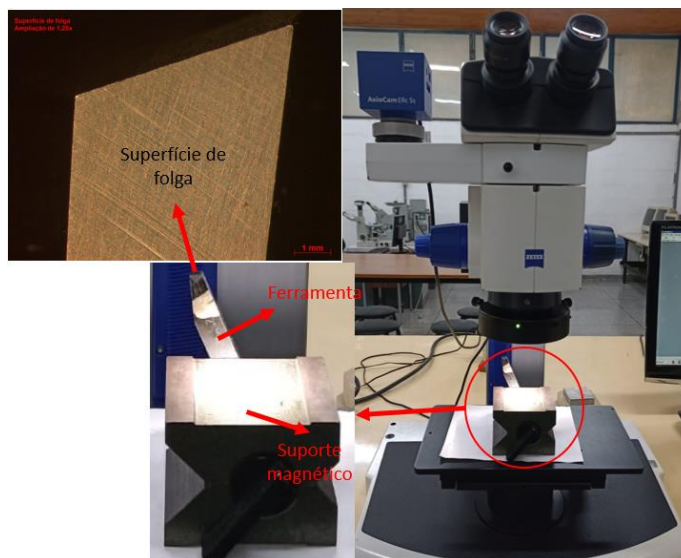
Figura 72 - Procedimentos para a realização das medições de desgaste



Fonte: Autoria própria

Para realizar as medidas dos desgastes de flanco de forma satisfatória, a ferramenta foi posicionada verticalmente no equipamento óptico por meio de um suporte magnético, de forma que sua superfície de folga estivesse paralela a lente do estereomicroscópio. A Figura 73 mostra tal disposição mencionada.

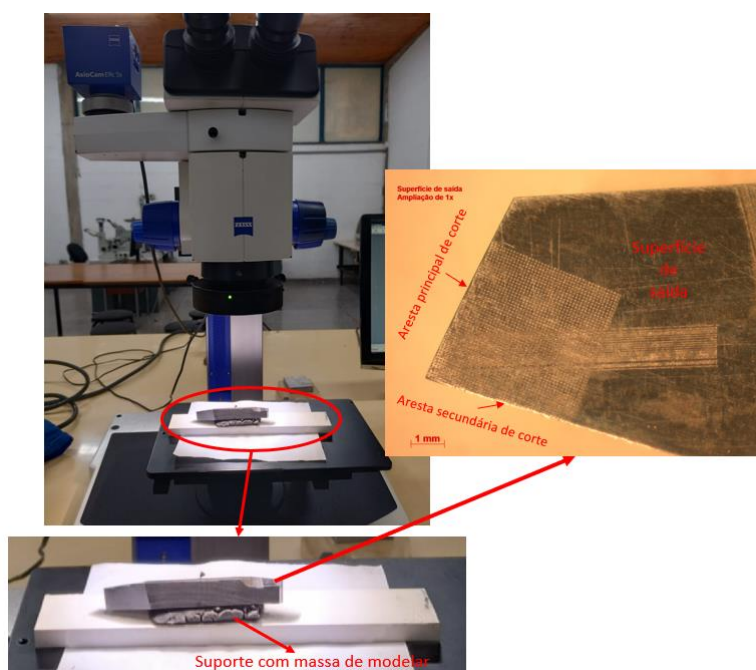
Figura 73 - Aparato para medida do desgaste de flanco



Fonte: Autoria própria

Para realizar as medidas dos desgastes de cratera de forma satisfatória, a ferramenta foi posicionada horizontalmente no equipamento óptico por meio de um suporte composto por uma chapa de madeira e massa de modelar, de forma que sua superfície de saída estivesse inclinada o suficiente para tornar-se paralela a lente do estereomicroscópio. A Figura 74 mostra tal disposição mencionada.

Figura 74 - Aparato para medida do desgaste de cratera



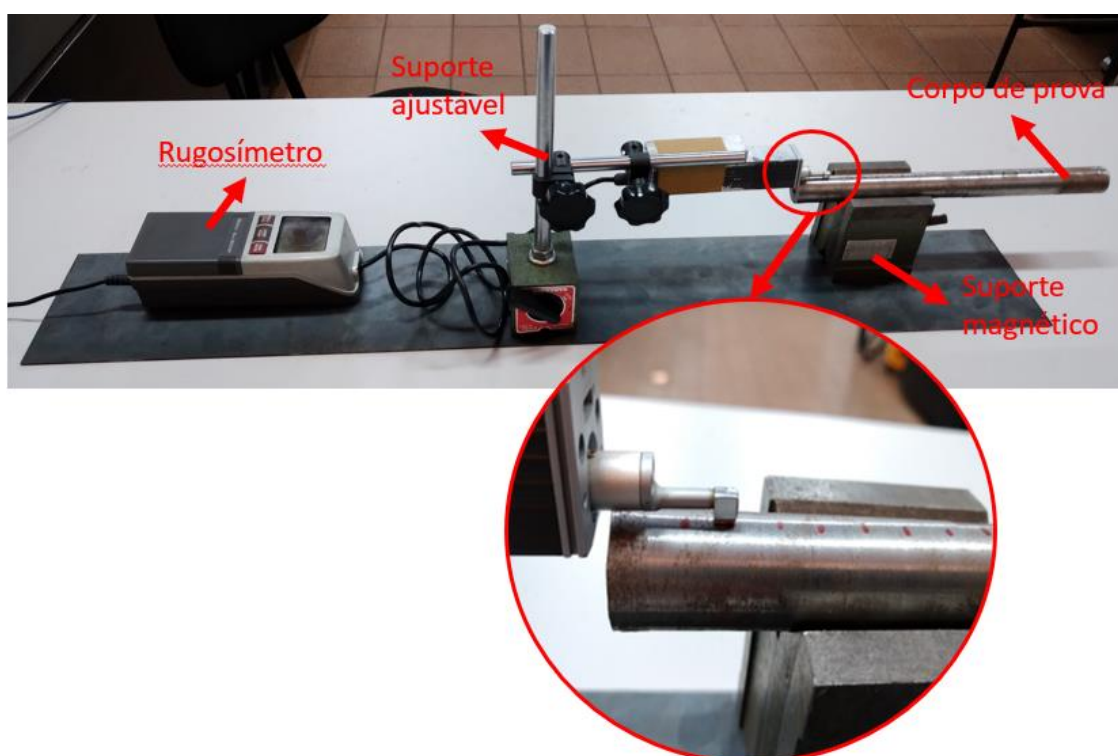
Fonte: Autoria própria

3.3.3 Medida de Rugosidade

O procedimento adotado para a aferição da rugosidade média de cada percurso de 10 mm usinado nos corpos de prova com as ferramentas com e sem textura na superfície de saída consistiu nos passos descritos a seguir. O corpo de prova foi marcado com divisões de 10 mm de acordo com cada percurso usinado e foi fixado em um suporte metálico que garantiu sua altura em relação a mesa e permitia sua rotação entorno de seu próprio eixo. O rugosímetro foi fixado em suporte de altura ajustável, permitindo com que a agulha de medição do mesmo fosse posicionada em uma altura adequada em relação ao corpo de prova e garantindo a estabilidade da mesma durante as medições.

A medida de rugosidade média (R_a), para cada percurso de 10 mm usinado nos corpos de prova, foi feita na direção longitudinal, rotacionando os corpos de prova em torno de seu próprio eixo de forma a aferir 10 medidas de rugosidade por percurso de 10 mm. Para aferir a rugosidade média de cada percurso usinado de 10 mm, utilizou-se um percurso de amostragem de 10 mm. A Figura 75 mostra tal disposição do aparato experimental mencionado.

Figura 75 - Aparato para a medida de rugosidade dos corpos de prova



Fonte: Autoria própria

A rugosidade média (R_a) foi o parâmetro escolhido para avaliar a rugosidade dos corpos de prova usinados com ambas as ferramentas, visto que, apesar de suas desvantagens como a incapacidade de representar o perfil topográfico da superfície usinada e de detectar grandes vales ou cristas na topografia da peça, consiste no parâmetro mais utilizado nas indústrias para verificar as condições das ferramentas de corte em relação ao desgaste sofrido pelas mesmas e o mais usado no mundo para controle de qualidade de peças obtidas pelos mais diversos processos de fabricação.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 DESGASTE DE FLANCO

Para avaliar o desgaste na superfície de folga das ferramentas utilizou-se o desgaste de flanco máximo, V_{Bmax} . Os resultados obtidos, através do estereomicroscópio, para as medições realizadas nas ferramentas com a superfície de saída texturizada e não texturizada são mostrados nas Tabelas 4 e 5, respectivamente.

Adicionalmente, nas tabelas, são mostrados o tempo de usinagem acumulado, t , e o volume de material removido acumulado, V , ao longo do percurso usinado acumulado, L_u , a cada etapa.

Tabela 4 - Desgaste de flanco máximo (ferramenta sem textura)

Etapas	L_u (mm)	t (s)	V (mm³)	V_{Bmax}(mm)
1	10	3,2	342	0,2
2	20	6,4	684	0,4
3	30	9,5	1026	0,47
4	40	12,7	1368	0,64
5	50	15,9	1710	0,81
6	60	19,1	2052	0,89
7	70	22,2	2394	0,99
8	80	25,4	2736	1,1
9	90	28,6	3078	1,12
10	100	31,8	3420	1,25
11	110	35,0	3762	1,3
12	120	38,1	4104	1,36
13	130	41,3	4446	1,4
14	140	44,5	4788	1,41
15	150	47,7	5130	1,42
16	160	50,8	5472	1,44
17	170	54,0	5814	1,49
18	180	57,2	6156	1,5

Fonte: Elaborado pelo próprio autor

Tabela 5 - Desgaste de flanco máximo (ferramenta texturizada)

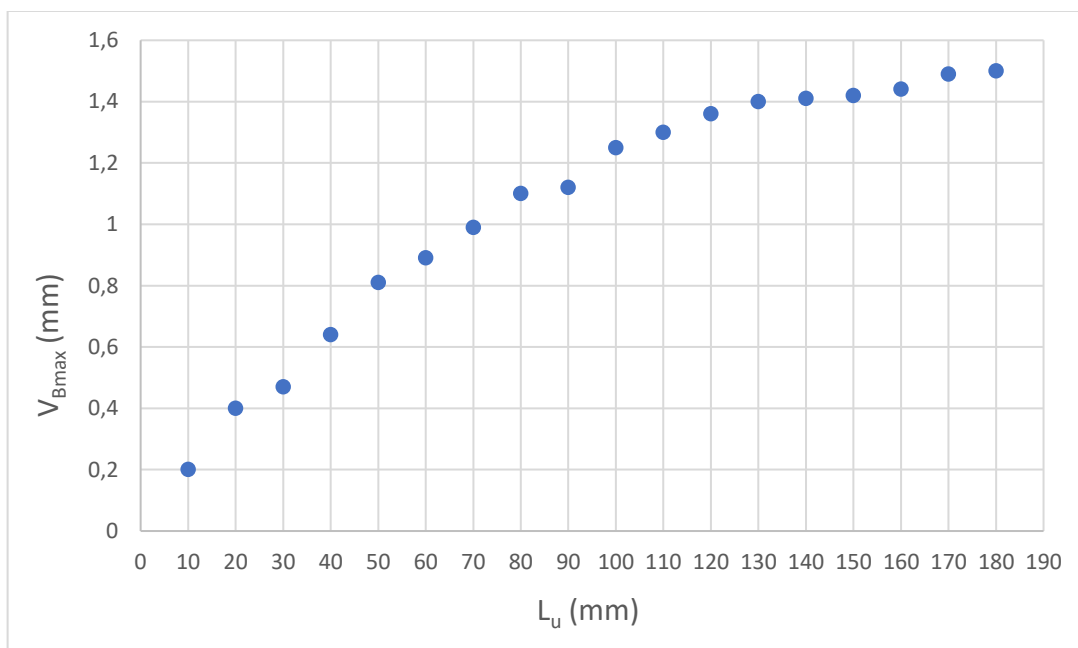
Etapa	L_u (mm)	t (s)	V (mm³)	V_{Bmax}(mm)
1	10	3,2	342	0,25
2	20	6,4	684	0,28
3	30	9,5	1026	0,39
4	40	12,7	1368	0,48
5	50	15,9	1710	0,53
6	60	19,1	2052	0,61
7	70	22,2	2394	0,65
8	80	25,4	2736	0,75
9	90	28,6	3078	0,75
10	100	31,8	3420	0,79
11	110	35,0	3762	0,89
12	120	38,1	4104	0,91
13	130	41,3	4446	0,94
14	140	44,5	4788	0,94
15	150	47,7	5130	0,95
16	160	50,8	5472	0,95
17	170	54,0	5814	0,94
18	180	57,2	6156	0,96

Fonte: Elaborado pelo próprio autor

Vale destacar que não foi seguido o critério de fim de vida da ferramenta sugerido pelo norma ISO 3685, visto que, no caso de ferramentas de aço rápido, onde as velocidades de corte utilizadas são muito baixas e a formação de aresta postiça de corte e/ou aderências prejudicam a eficiência da textura por dificultarem a penetração de fluido de corte na superfície de saída da ferramenta, foi necessário utilizar uma velocidade de corte mais alta a fim de amenizar tais fenômenos, levando a um desgaste acelerado da ferramenta e fora dos valores sugeridos, porém, possibilitando medir e comparar de forma adequada os desgastes nas ferramentas analisadas.

Os dados da Tabela 4 foram dispostos no gráfico da Figura 76 para melhor visualização do comportamento do desgaste de flanco máximo em função do comprimento usinado acumulado no caso dos ensaios utilizando a ferramenta sem textura na superfície de saída.

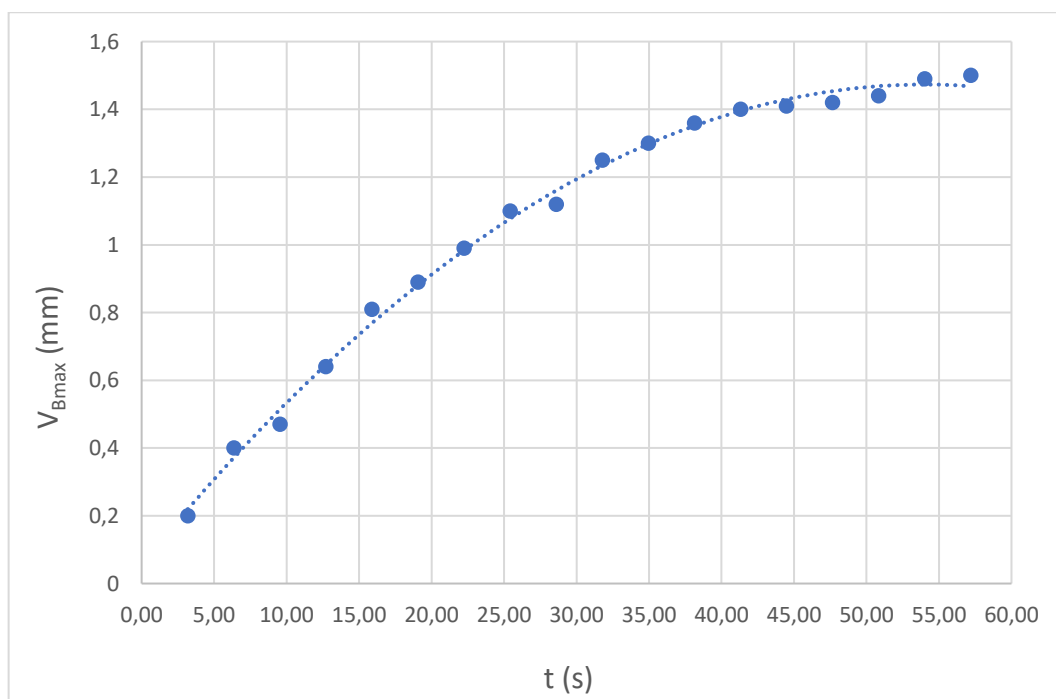
Figura 76 – Desgaste de flanco máximo (ferramenta sem textura)



Fonte: Elaborado pelo próprio autor

A partir dos dados contidos na Tabela 4, foi possível, através de um ajuste de curvas por intermédio de um polinômio de 2º grau, estimar o comportamento do desgaste de flanco máximo em função do tempo durante os ensaios relativos à usinagem utilizando a ferramenta com a superfície de saída sem textura.

Figura 77 - Comportamento do desgaste de flanco (ferramenta sem textura)



Fonte: autoria própria

A equação de ajuste obtida é disposta a seguir na Equação 21. O ajuste utilizado possui um valor de coeficiente de determinação, R^2 , de 0,9961.

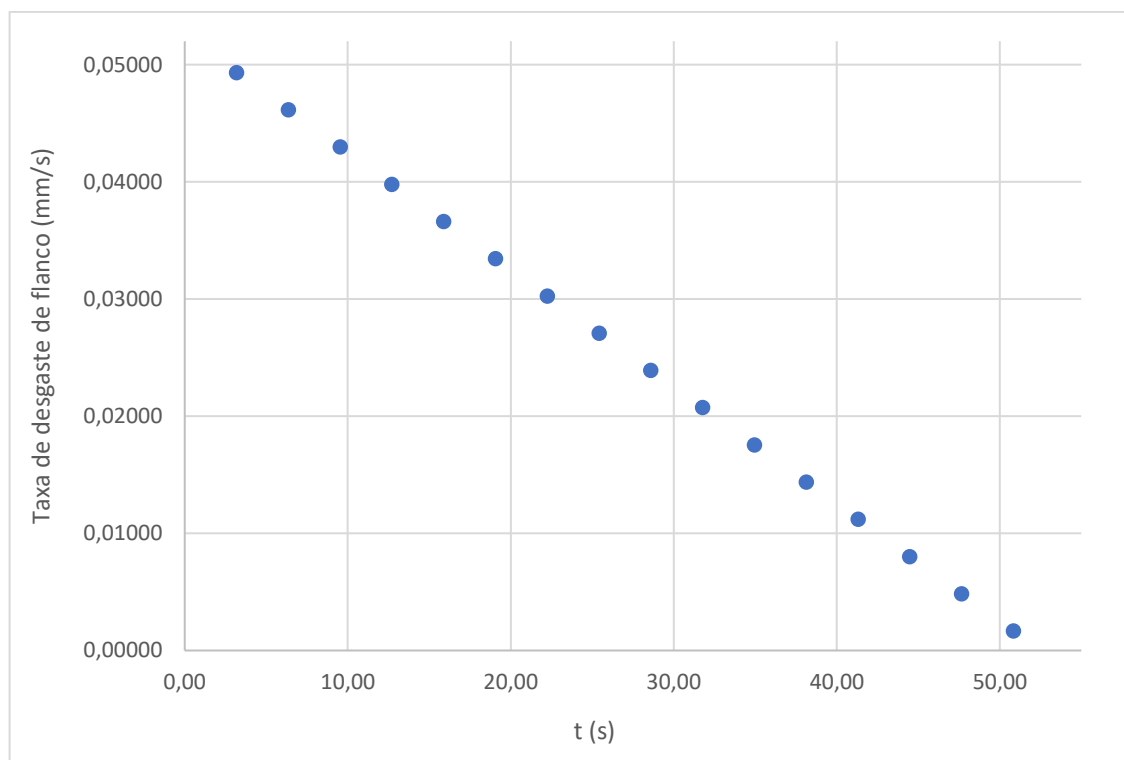
$$V_{Bmax}(t) = -0,0005t^2 + 0,0525t + 0,0575 \quad (21)$$

Derivando a Equação 21, pode-se obter uma estimativa da taxa de desgaste de flanco durante a usinagem utilizando a ferramenta sem textura, vide Equação 22.

$$\frac{dV_{Bmax}}{dt}(t) = -0,001t + 0,0525 \quad (22)$$

A partir da Equação 22, pode-se plotar o gráfico presente na Figura 78.

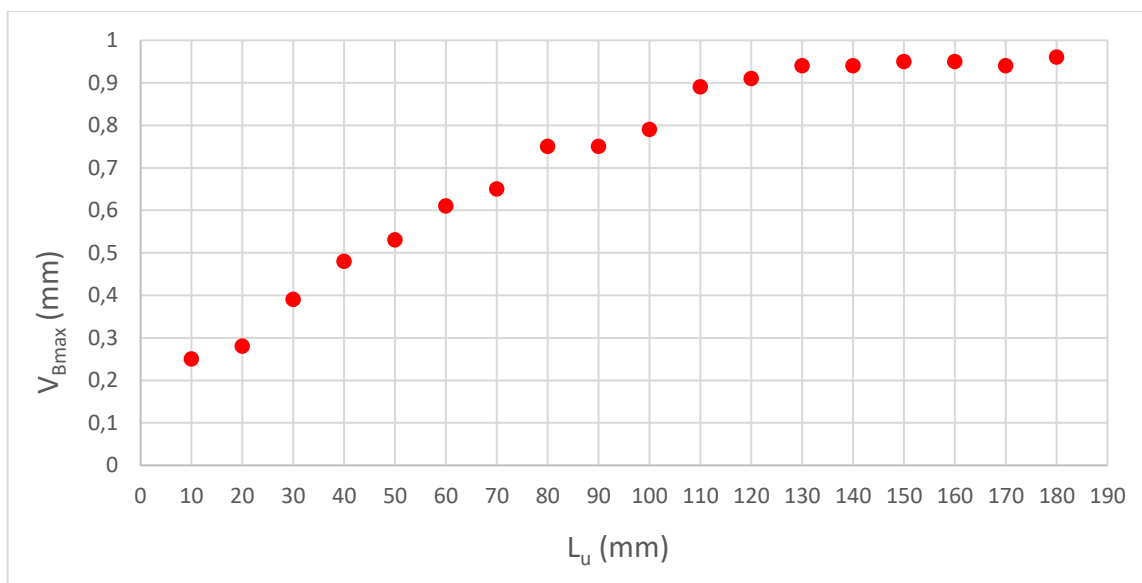
Figura 78 - Taxa de desgaste de flanco (ferramenta sem textura)



Fonte: autoria própria

Assim como foi feito para Tabela 4, os dados da Tabela 5 foram dispostos no gráfico da Figura 79 para melhor visualização do comportamento do desgaste de flanco máximo em função do comprimento usinado acumulado no caso dos ensaios utilizando a ferramenta com textura na superfície de saída.

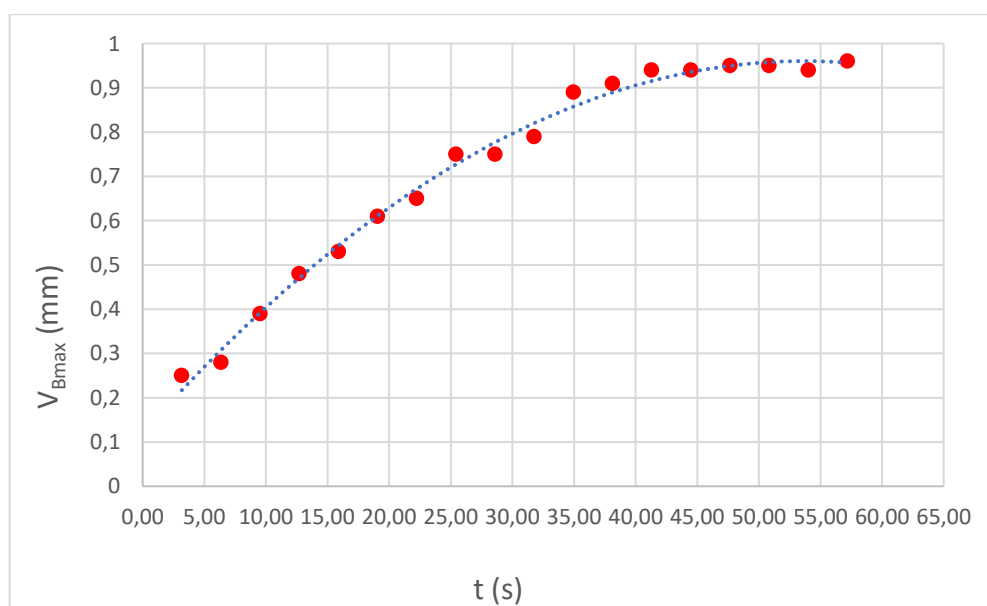
Figura 79 - Desgaste de flanco máximo (ferramenta texturizada)



Fonte: autoria própria

A partir dos dados contidos na Tabela 5, foi possível, através de um ajuste de curvas por intermédio de um polinômio de 2º grau, estimar o comportamento do desgaste de flanco em função do tempo durante os ensaios relativos à usinagem utilizando a ferramenta com a superfície de saída texturizada.

Figura 80 - Comportamento do desgaste de flanco (ferramenta texturizada)



Fonte: autoria própria

A equação de ajuste obtida é disposta a seguir na Equação 23. O ajuste utilizado possui um valor de coeficiente de determinação, R^2 , de 0,9928.

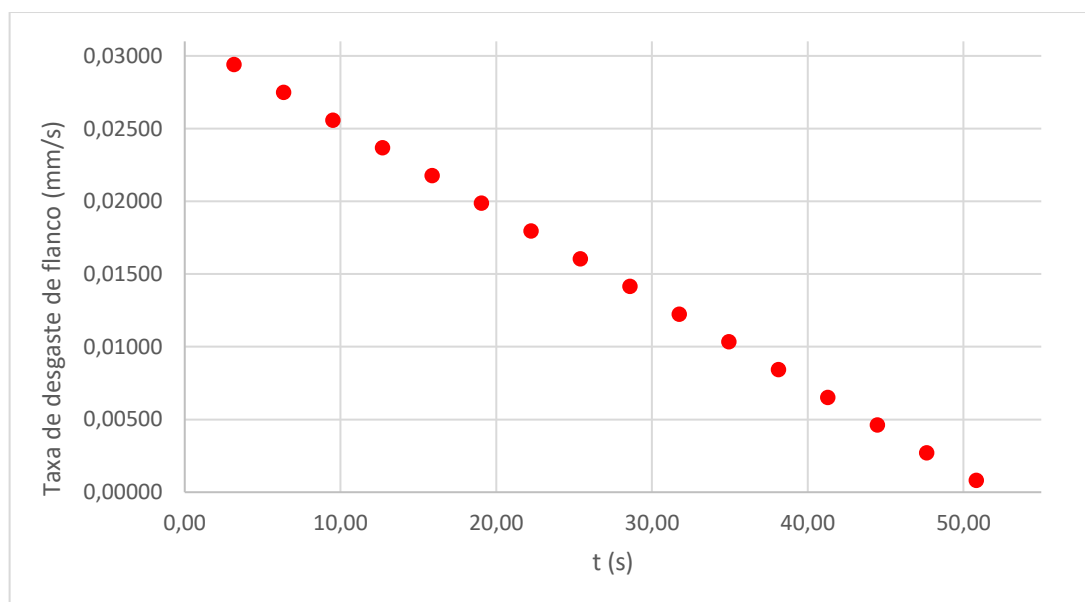
$$V_{Bmax}(t) = -0,0003t^2 + 0,0313t + 0,1206 \quad (23)$$

Derivando a Equação 23, pode-se obter uma estimativa da taxa de desgaste de flanco durante a usinagem utilizando a ferramenta com a superfície de saída texturizada, vide Equação 24.

$$\frac{dV_{Bmax}}{dt}(t) = -0,0006t + 0,0313 \quad (24)$$

A partir da Equação 24, pode-se plotar o gráfico presente na Figura 81.

Figura 81 - Taxa de desgaste de flanco (ferramenta texturizada)



Fonte: autoria própria

4.2 DESGASTE DE CRATERA

Para avaliar o desgaste de cratera na superfície de saída da ferramenta utilizou-se a área de cratera, A_c . Os resultados obtidos, através do estereomicroscópio, para as medições realizadas nas ferramentas com a superfície de saída sem textura e texturizada são mostradas nas Tabelas 6 e 7, respectivamente. Adicionalmente, nas tabelas, são mostrados o tempo de usinagem acumulado, t , e o volume de material removido acumulado, V , ao longo do percurso usinado acumulado, L_u , a cada etapa.

Tabela 6 - Valores de área de cratera (ferramenta sem textura)

Etapa	L_u (mm)	t (s)	V (mm³)	A_c (mm²)
1	10	3,2	342	1,37
2	20	6,4	684	1,39
3	30	9,5	1026	1,41
4	40	12,7	1368	1,45
5	50	15,9	1710	1,52
6	60	19,1	2052	1,65
7	70	22,2	2394	1,76
8	80	25,4	2736	1,93
9	90	28,6	3078	1,98
10	100	31,8	3420	2,1
11	110	35,0	3762	2,3
12	120	38,1	4104	2,33
13	130	41,3	4446	2,38
14	140	44,5	4788	2,4
15	150	47,7	5130	2,41
16	160	50,8	5472	2,4
17	170	54,0	5814	2,43
18	180	57,2	6156	2,43

Fonte: Elaborado pelo próprio autor

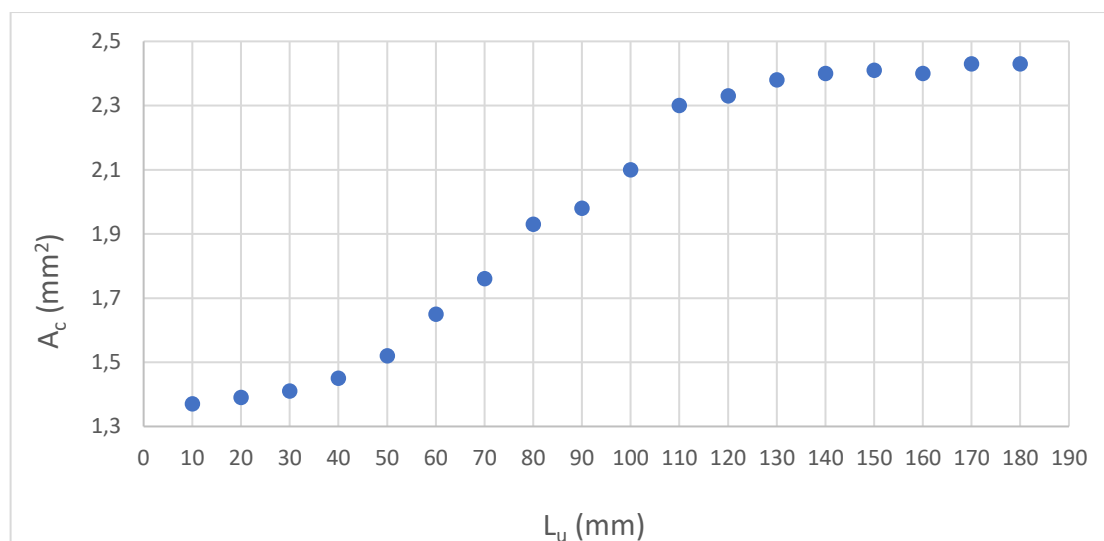
Tabela 7 - Valores de área de cratera (ferramenta texturizada)

Etapa	L_u (mm)	t (s)	V (mm³)	A_c (mm²)
1	10	3,2	342	1,32
2	20	6,4	684	1,39
3	30	9,5	1026	1,4
4	40	12,7	1368	1,52
5	50	15,9	1710	1,48
6	60	19,1	2052	1,48
7	70	22,2	2394	1,55
8	80	25,4	2736	1,55
9	90	28,6	3078	1,6
10	100	31,8	3420	1,62
11	110	35,0	3762	1,65
12	120	38,1	4104	1,62
13	130	41,3	4446	1,66
14	140	44,5	4788	1,69
15	150	47,7	5130	1,69
16	160	50,8	5472	1,65
17	170	54,0	5814	1,64
18	180	57,2	6156	1,7

Fonte: Elaborado pelo próprio autor

Os dados dispostos na Tabela 6 foram organizados no gráfico da Figura 82 a fim de obter-se uma melhor visualização do comportamento da área de cratera em função do comprimento usinado acumulado no caso dos ensaios utilizando a ferramenta com a superfície de saída sem textura.

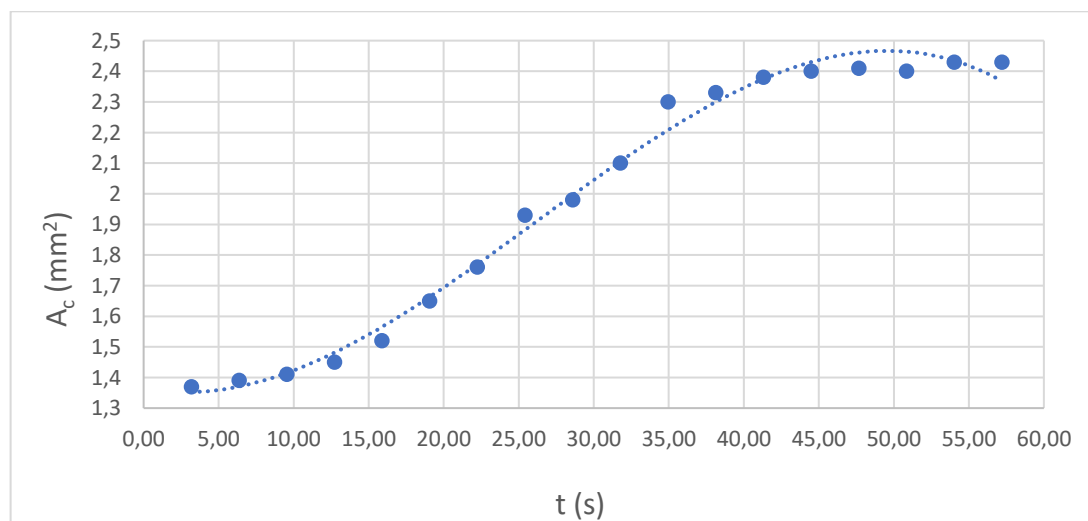
Figura 82 - Área de cratera (ferramenta sem textura)



Fonte: Elaborado pelo próprio autor

A partir dos dados contidos na Tabela 6, foi possível, através de um ajuste de curvas por intermédio de um polinômio de 3º grau, estimar o comportamento da área de cratera em função do tempo durante os ensaios utilizando a ferramenta com a superfície de saída sem textura.

Figura 83 - Comportamento da área de cratera (ferramenta sem textura)



Fonte: elaborado pelo próprio autor

A equação de ajuste obtida é disposta a seguir na Equação 25. O ajuste utilizado possui um valor de coeficiente de determinação, R^2 , de 0,991.

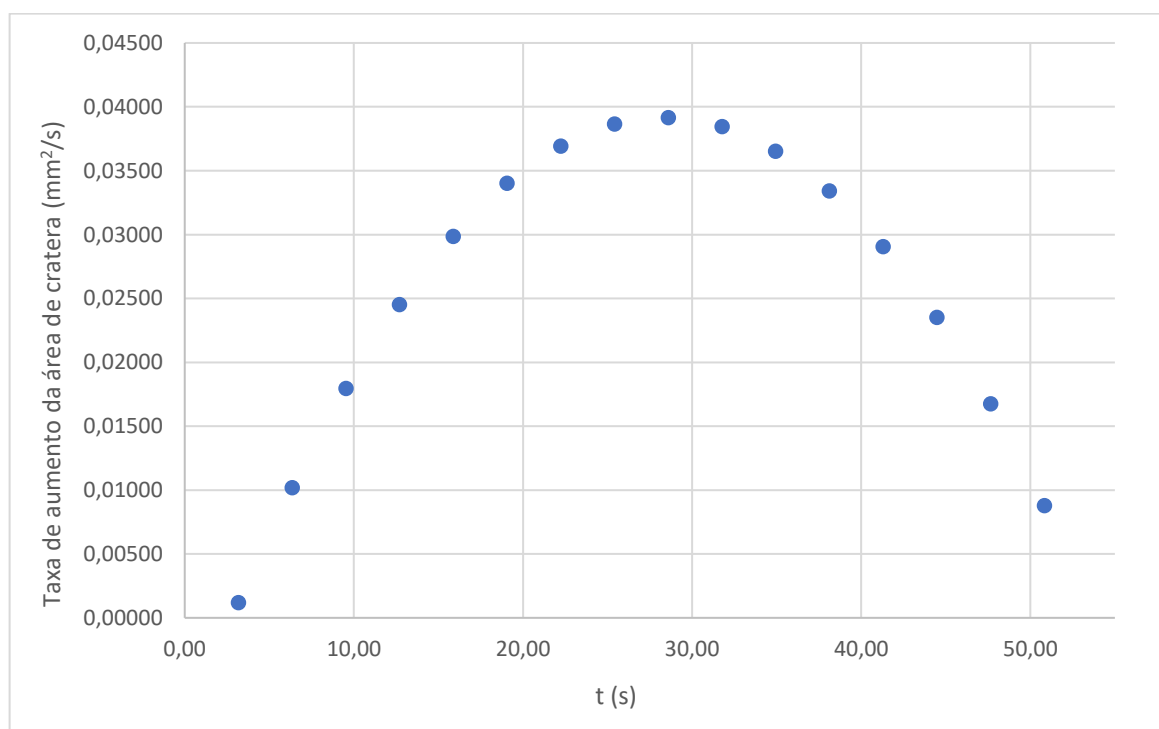
$$A_c(t) = -(2.10^{-5})t^3 + 0,0017t^2 - 0,009t + 1,3942 \quad (25)$$

Derivando a Equação 25, pode-se obter uma estimativa da taxa de crescimento da área de cratera durante a usinagem utilizando a ferramenta com a superfície de saída sem textura, vide Equação 26.

$$\frac{dA_c}{dt}(t) = -(6.10^{-5})t^2 + 0,0034t - 0,009 \quad (26)$$

A partir da Equação 26, pode-se plotar o gráfico presente na Figura 84.

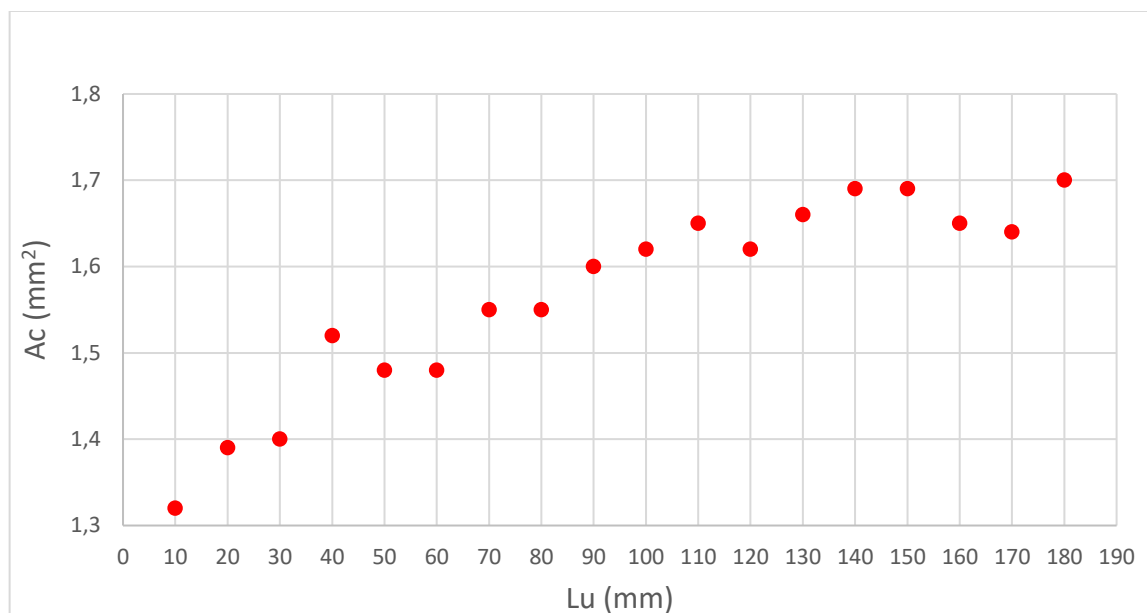
Figura 84 - Taxa de crescimento da área de cratera (ferramenta sem textura)



Fonte: elaborado pelo próprio autor

O mesmo procedimento realizado para os dados da Tabela 6 foi utilizado para o caso da Tabela 7, a Figura 85 apresenta uma melhor visualização do comportamento da área de cratera em função do comprimento usinado acumulado no caso dos ensaios utilizando a ferramenta com a superfície de saída texturizada

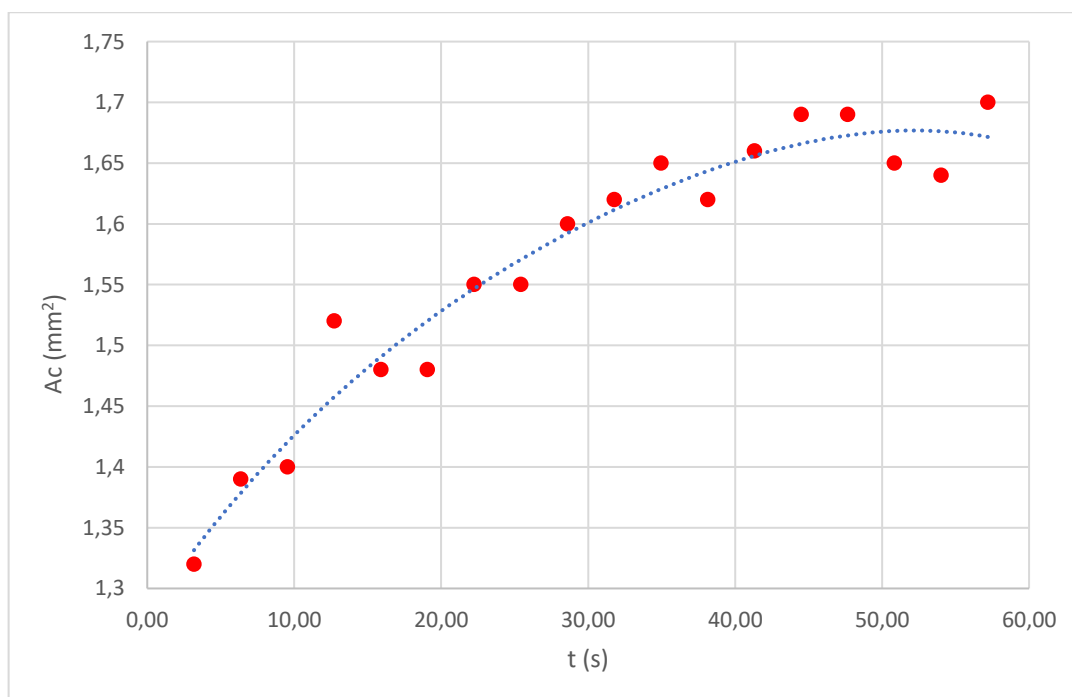
Figura 85 - Área de cratera (ferramenta texturizada)



Fonte: Elaborado pelo próprio autor

A partir dos dados contidos na Tabela 7, foi possível, através de um ajuste de curvas por intermédio de um polinômio de 4º grau, estimar o comportamento da área de cratera em função do tempo durante os ensaios utilizando a ferramenta com a superfície de saída texturizada.

Figura 86 - Comportamento da área de cratera (ferramenta texturizada)



Fonte: Elaborado pelo próprio autor

A equação de ajuste obtida é disposta a seguir na Equação 27. O ajuste utilizado possui um valor de coeficiente de determinação, R^2 , de 0,9474.

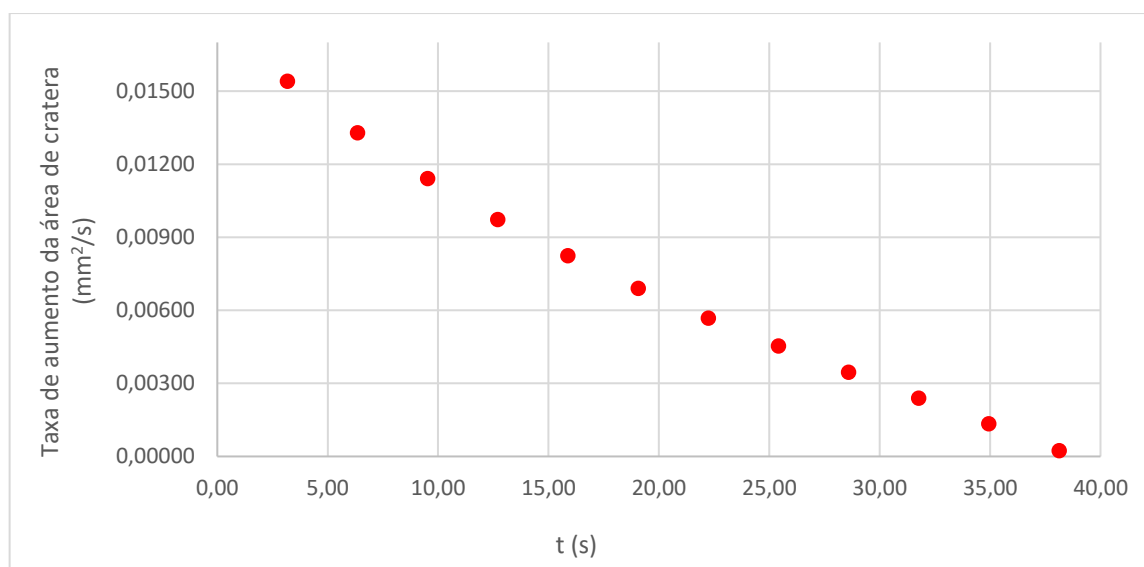
$$A_c(t) = -(4.10^{-8})t^4 + (5.10^{-6})t^3 - 0,0004t^2 + 0,0178t + 1,2782 \quad (27)$$

Derivando a Equação 27, pode-se obter uma estimativa da taxa de crescimento da área de cratera durante a usinagem utilizando a ferramenta com a superfície de saída texturizada, vide Equação 28.

$$\frac{dA_c}{dt}(t) = -(16.10^{-8})t^3 + (15.10^{-6})t^2 - 0,0008t + 0,0178 \quad (28)$$

A partir da Equação 28, pode-se plotar o gráfico presente na Figura 87.

Figura 87 - Taxa de crescimento da área de cratera (ferramenta texturizada)



Fonte: Elaborado pelo próprio autor

4.3 RUGOSIDADE DOS CORPOS DE PROVA

A Tabela 8 apresenta os valores de rugosidade média, R_a , do corpo de prova usinado por intermédio da ferramenta com a superfície de saída sem textura, obtidos por meio da média de 10 valores de rugosidade média medidos para cada percurso acumulado, L_u .

Tabela 8 - Rugosidade média do corpo de prova (ferramenta sem textura)

Etapas	L_u (mm)	R_a (μm)
1	10	6,20 ± 0,12
2	20	3,50 ± 0,27
3	30	3,55 ± 0,20
4	40	4,27 ± 0,16
5	50	5,11 ± 0,17
6	60	4,88 ± 0,30
7	70	5,04 ± 0,20
8	80	3,94 ± 0,15
9	90	4,02 ± 0,26
10	100	3,85 ± 0,10
11	110	4,35 ± 0,26
12	120	5,04 ± 0,50
13	130	5,54 ± 0,41
14	140	6,13 ± 0,31
15	150	6,30 ± 0,43
16	160	5,86 ± 0,34
17	170	5,61 ± 0,38
18	180	5,83 ± 0,31

Fonte: Elaborado pelo próprio autor

Tabela 9 - Rugosidade média do corpo de prova (ferramenta texturizada)

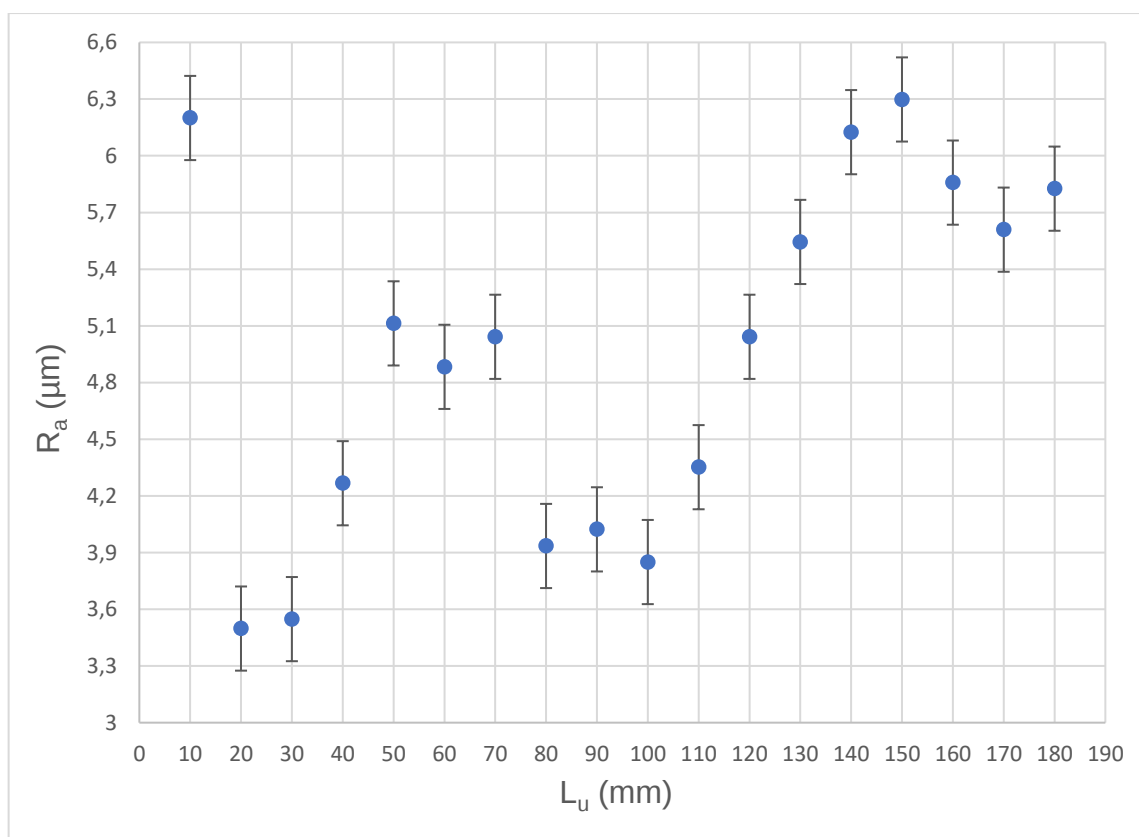
Etapas	L_u (mm)	R_a (μm)
1	10	1,65 ± 0,22
2	20	2,60 ± 0,12
3	30	2,37 ± 0,11
4	40	3,51 ± 0,14
5	50	3,78 ± 0,17
6	60	4,09 ± 0,17
7	70	3,03 ± 0,15
8	80	2,35 ± 0,17
9	90	2,61 ± 0,16
10	100	2,72 ± 0,14
11	110	3,86 ± 0,49
12	120	3,44 ± 0,21
13	130	2,85 ± 0,34
14	140	2,93 ± 0,26
15	150	2,60 ± 0,13
16	160	2,12 ± 0,17
17	170	2,41 ± 0,19
18	180	3,29 ± 0,18

Fonte: Elaborado pelo próprio autor

A Tabela 9 apresenta os valores de rugosidade média, R_a , do corpo de prova usinado por meio da ferramenta com a superfície de saída texturizada, obtidos por meio da média de 10 valores de rugosidade média medidos para cada percurso acumulado, L_u .

Na Figura 88, tem-se os dados da Tabela 8 dispostos em um gráfico para uma melhor visualização do comportamento da rugosidade média em função do comprimento usinado acumulado no caso dos ensaios utilizando a ferramenta com a superfície de saída sem textura.

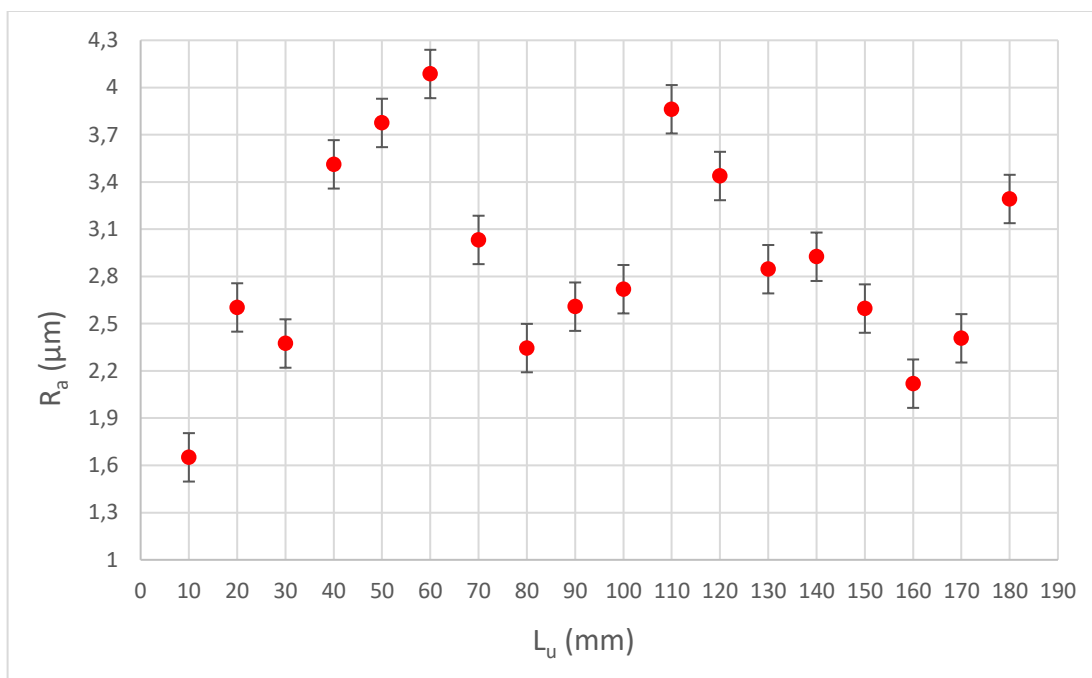
Figura 88 - Rugosidade média (ferramenta sem textura)



Fonte: Elaborado pelo próprio autor

Na Figura 89, assim como realizado para a tabela anterior, tem-se os dados da Tabela 9 dispostos em um gráfico para uma melhor visualização do comportamento da rugosidade média em função do comprimento usinado acumulado no caso dos ensaios utilizando a ferramenta com a superfície de saída texturizada.

Figura 89 - Rugosidade média (ferramenta texturizada)



Fonte: Elaborado pelo próprio autor

4.4 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS

4.4.1 Desgaste de cratera

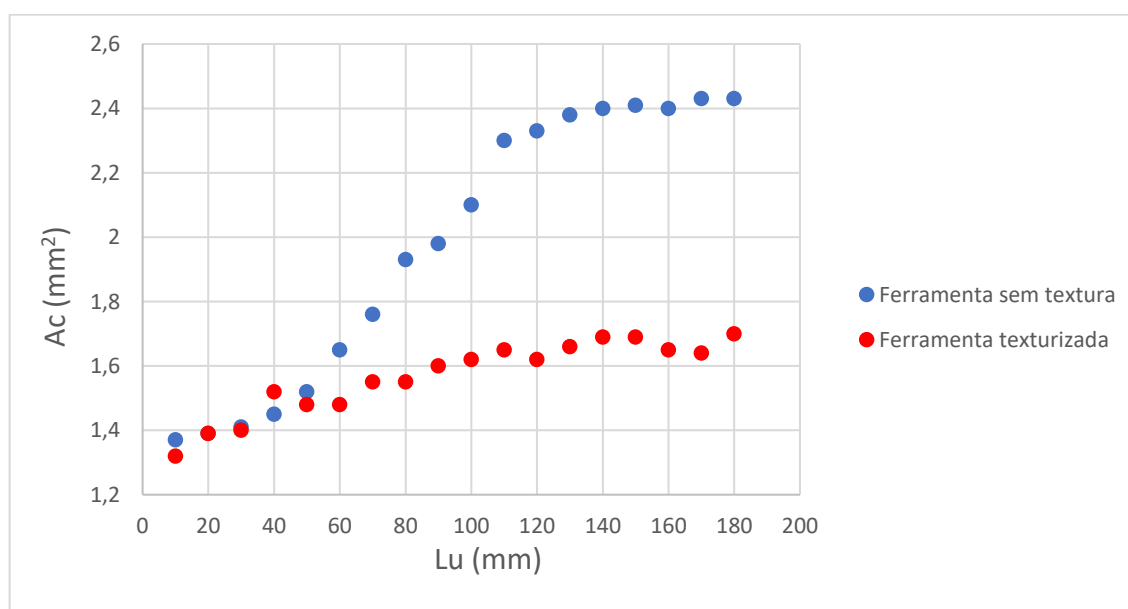
Analisando a Figura 82 e 83 em conjunto com a Tabela 6 pode-se notar que a evolução da área de cratera medida na ferramenta com a superfície de saída sem a presença de textura apresentou um comportamento polinomial (representado por um polinômio de 3° grau, assim como mostra a Equação 27 e a Figura 82) ao longo das etapas, mostrando um crescimento acentuado até um comprimento usinado acumulado de 90 mm, a partir do qual, observa-se uma inflexão no gráfico com a diminuição da taxa de aumento da área de cratera na superfície de saída. A partir de um comprimento usinado acumulado de 120 mm, nota-se que a taxa de aumento da área de cratera diminui ainda mais, sendo que as áreas subsequentes medidas na superfície de saída a partir do comprimento usinado acumulado de 130 mm estabilizaram-se em torno de 2,4 mm², sofrendo pouca variação a partir de tal ponto.

O comportamento citado anteriormente pode ser observado a partir da Figura 86, na qual pode-se notar o comportamento parabólico da taxa de aumento da cratera na ferramenta com a superfície de saída sem textura representada por um polinômio de 2° grau (vide Equação 28), isto é, a taxa de aumento da área de cratera sofreu um

aumento até os 28,6 s de tempo de usinagem (90 mm usinado do corpo de prova), a partir de tal tempo, sofrendo reduções pequenas, porém, crescentes, conforme a variação da área de cratera tornou-se menor.

Analisando a variação da área de cratera na ferramenta com a superfície de saída texturizada, pode-se notar um comportamento polinomial, assim como o apresentado pela ferramenta com a superfície de saída sem textura, porém, desta vez, representado por um polinômio de 4º grau (vide Equação 29) e apresentando menores variações entre os dados (apesar das várias inflexões sofridas pela curva devido a imprecisões nas medições, decorrentes das limitações do equipamento e da baixa visibilidade da área de cratera que dificultam a medição precisa por parte do operador), assim como mostram as Figuras 85 e 86. Torna-se evidente que tanto as áreas de cratera medidas quanto as taxas de aumento de área de cratera estimadas para o caso da ferramenta com a presença de textura na superfície de saída apresentaram-se menores em relação aos valores obtidos no caso da ferramenta sem a presença de textura na superfície de saída. A Figura 90 apresenta uma comparação direta entre as áreas de cratera medidas em ambas as ferramentas.

Figura 90 - Valores de área de cratera em ambas as ferramentas



Fonte: Elaborado pelo próprio autor

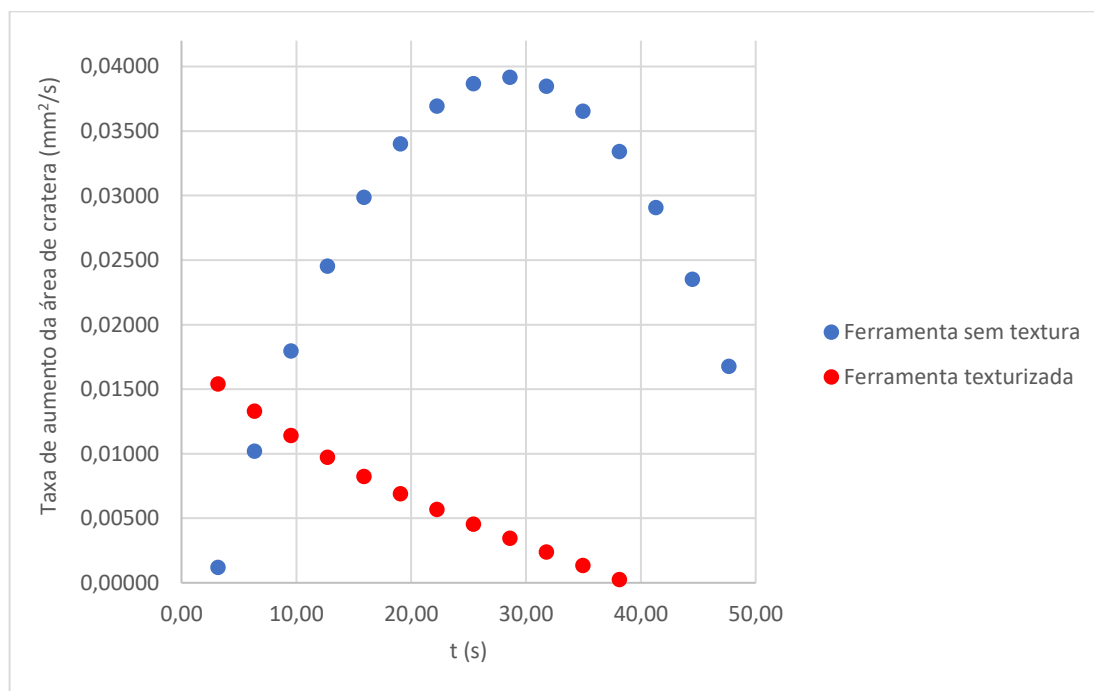
Analisando a Figura 90, nota-se que os valores de área de cratera relativos à ferramenta com a presença de textura na superfície de saída apresentaram-se majoritariamente menores por grande parte do ensaio quando comparados a área de

cratera apresentada pela ferramenta sem a presença de textura na superfície de saída. A diferença máxima pode ser observada após 170 mm usinado em cada corpo de prova, isto é, a área de cratera medida na ferramenta com a superfície de saída texturizada ($1,64 \text{ mm}^2$) apresentou-se cerca de 32,5 % menor que a área de cratera medida na ferramenta com a superfície de saída sem textura ($2,43 \text{ mm}^2$).

Em média, a área de cratera relativa à ferramenta texturizada apresentou-se 20,84% menor em comparação com a área de cratera relativa à ferramenta sem textura na superfície de saída.

A Figura 91 apresenta uma comparação direta entre as taxas de crescimento de área de cratera estimadas para ambas as ferramentas.

Figura 91 - Taxas de crescimento de cratera em ambas as ferramentas



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Analisando a Figura 91, nota-se que os valores de taxa de crescimento de área de cratera relativos à ferramenta com a presença de textura na superfície de saída apresentaram-se majoritariamente menores por todo o ensaio quando comparados a taxa de crescimento de área de cratera relativo à ferramenta sem a presença de textura na superfície de saída. Uma diferença significativa pode ser observada quando se analisa os comportamentos de cada curva mostrados na Figura 91, isto é, a taxa de crescimento de área de cratera relativa a ferramenta com a superfície de saída texturizada, além de possuir valores inferiores, diminui consistentemente durante todo

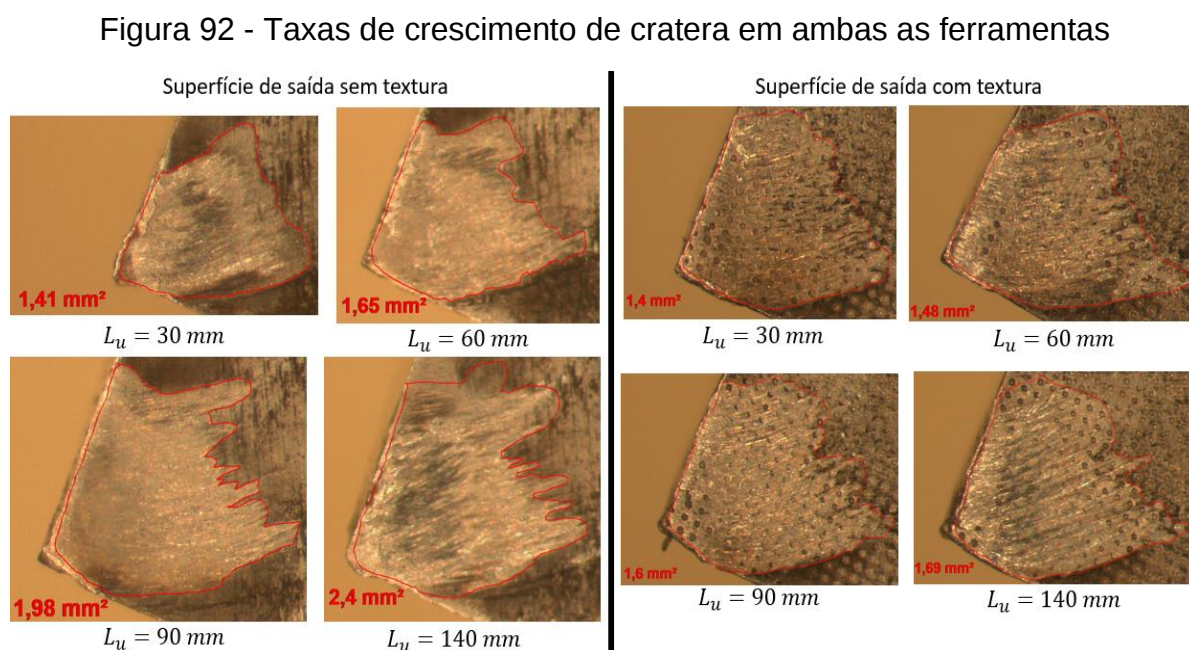
o ensaio, ao passo que, quando se analisa o comportamento da taxa de crescimento de área de cratera relativo a ferramenta com a superfície de saída sem textura, nota-se que a mesma tem comportamento contrário (crescimento) até metade do ensaio (90 mm usinado).

A diferença máxima entre as taxas de crescimento de área de cratera pode ser observada após 100 mm usinado (31,8 s) em cada corpo de prova, isto é, a taxa de crescimento de área de cratera estimada para a ferramenta com a superfície de saída texturizada ($0,00239 \text{ mm}^2/\text{s}$) apresentou-se cerca de 93,8 % menor que a taxa de crescimento da área de cratera estimada para a ferramenta com a superfície de saída sem textura ($0,0385 \text{ mm}^2/\text{s}$).

A fim de explicar os resultados obtidos em relação a área de cratera, algumas hipóteses foram desenvolvidas com base nos dados obtidos e na literatura consultada.

Vale destacar que os efeitos citados em tais hipóteses, possivelmente, atuaram em conjunto para atingir os resultados observados.

Durante a análise das imagens relativas à superfície de saída em ambas as ferramentas, pode-se notar que o principal efeito causador do aumento da área de cratera e, intuitivamente, de sua profundidade, consiste no atrito entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta durante o processo de usinagem. A Figura 92 mostra tais observações.



Fonte: Autoria própria

Nota-se que, conforme maior quantidade de material é removida dos corpos de prova, mais perceptível torna-se as regiões demarcadas na superfície de saída. Tais regiões, caracterizadas pelo aspecto brilhante e pelas ranhuras com direção definida, são causadas pelo atrito gerado entre o fluxo de cavaco e a superfície de saída da ferramenta, o qual provoca a remoção gradual de material da superfície de saída da ferramenta por meio do efeito abrasivo, aumentando a área de cratera mensurável e o desgaste de cratera da ferramenta a cada comprimento usinado. Analisando a Figura 92 e os dados obtidos presentes nos gráficos das Figuras 90 e 91, nota-se a grande influência da textura na redução do atrito na superfície de saída da ferramenta.

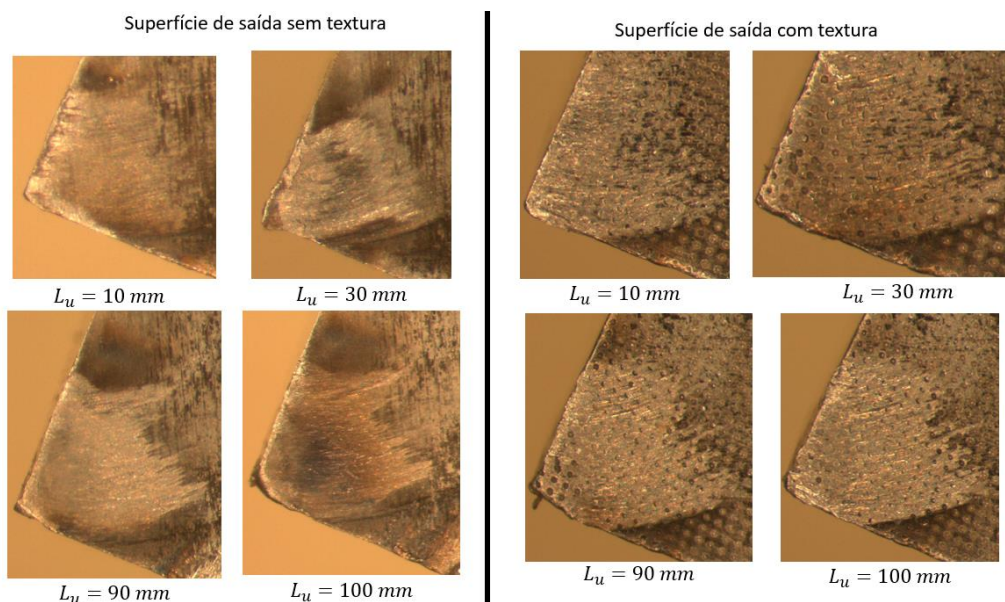
A direção das ranhuras mostrada na Figura 92 permite a observação da direção do fluxo de saída do cavaco na superfície de saída e da porção de área da superfície de saída da ferramenta que é afetada, em maior grau, por tal mecanismo de desgaste (comprimento de contato cavaco/ferramenta) antes da ruptura do cavaco devido ao mesmo atingir uma deformação limite.

A redução do atrito na interface entre o cavaco e a ferramenta decorre da alteração do sistema tribológico, constituído pela ferramenta, peça de trabalho e cavaco durante o corte, mediante a fabricação das texturas em forma de cavidades na superfície de saída da ferramenta, isto é, os microbolsões fabricados na superfície de saída da ferramenta agem como reservatórios de fluido de corte, proporcionando a melhoria da lubrificação, a diminuição do fator de atrito entre as superfícies deslizantes durante o corte, bem como na diminuição do comprimento de contato efetivo entre o cavaco e a ferramenta (efeito demonstrado pela diminuição da área de cratera ao utilizar-se a ferramenta com a superfície de saída texturizada, isto é, comprimento de contato reduzido entre a ferramenta e o cavaco contribuiu para uma diminuição na área de contato real na interface cavaco/ferramenta, resultando em uma redução no atrito), algo muito semelhante ao que ocorre nos mancais hidrodinâmicos (um filme de óleo lubrificante com interface de baixa tensão cisalhante é utilizado para impedir o contato entre o eixo rotacionando e o mancal).

Além disso, vale destacar, que a melhoria da lubrificação na superfície de saída da ferramenta e consequente redução no atrito na interface cavaco/ferramenta, proporcionou diminuições nas temperaturas de corte que, apesar de não terem sido medidas, sua influência pode ser percebida através de regiões escuras na ferramenta em decorrência do calor gerado no processo de corte. A Figura 93 mostra tais regiões,

bem como uma comparação entre ambas as superfícies de saída das ferramentas no que tange tal assunto.

Figura 93 - Regiões afetadas pelo calor nas superfícies de saída da ferramenta



Fonte: Autoria própria

Analisando a Figura 93, pode-se notar que, para o mesmo comprimento usinado acumulado em cada corpo de prova, as regiões afetadas pelo calor na superfície de saída texturizada apresentam dimensões inferiores às regiões mostradas na superfície de saída sem textura. Tal fato mostra que, a textura foi um fator crucial na redução das temperaturas de corte decorrentes, em maior grau, do atrito entre o cavaco e a ferramenta, proporcionado, em conjunto com o fluido de corte adicional armazenado nos microbolsões, a redução do comprimento de contato cavaco/ferramenta e uma maior dissipação de calor durante a usinagem dos corpos de prova em função da melhor lubrificação e aumento da área disponível para a trocas térmicas na ferramenta, consequentemente, reduzindo as temperaturas de corte e a extensão das regiões afetadas pelo calor.

O atrito entre o cavaco e a ferramenta e as altas temperaturas de corte geradas, especialmente pelo mesmo, são os principais catalisadores dos mecanismos de desgaste atuantes na superfície de saída da ferramenta como a abrasão, adesão e difusão, logo, a redução dos mesmos proporciona uma redução no desgaste de cratera da ferramenta de corte, preservando sua integridade por maiores períodos e proporcionando uma maior vida útil à mesma.

4.4.2 Desgaste de flanco

Analisando a Figura 76 e 77 em conjunto com a Tabela 4 pode-se notar que o desgaste de flanco máximo medido na ferramenta com a superfície de saída sem textura apresentou um crescimento de comportamento parabólico ao longo dos testes, apresentando um aumento inicial acentuado e posteriormente estabilizando-se em torno de 1,4 a 1,5 mm. Tal comportamento era esperado com base no conhecimento prévio fornecido pela literatura em relação ao desgaste de ferramentas de corte durante o torneamento, isto é, os desgastes iniciais apresentam-se mais severos e acelerados devido a adaptação da cunha de corte ao novo sistema tribológico (estágio 1), posteriormente, estabilizando-se e apresentando baixas variações (taxa de desgaste aproximadamente constante ao longo do tempo, caracterizando o estágio 2) até o momento da falha da ferramenta decorrente do estágio 3, isto é, momento onde o acúmulo dos efeitos dos desgastes (aumento de tensões e temperatura) leva ao colapso estrutural da ferramenta (Machado et al., 2015). Além disso, a ISO 3685, 1993, estabelece que todos os materiais utilizados na confecção de ferramentas de corte, naturalmente, possuem uma taxa acentuada de desgaste de flanco no início do processo de usinagem, a qual decresce após um curto período de tempo, a menos que excessivas velocidades de corte sejam empregadas.

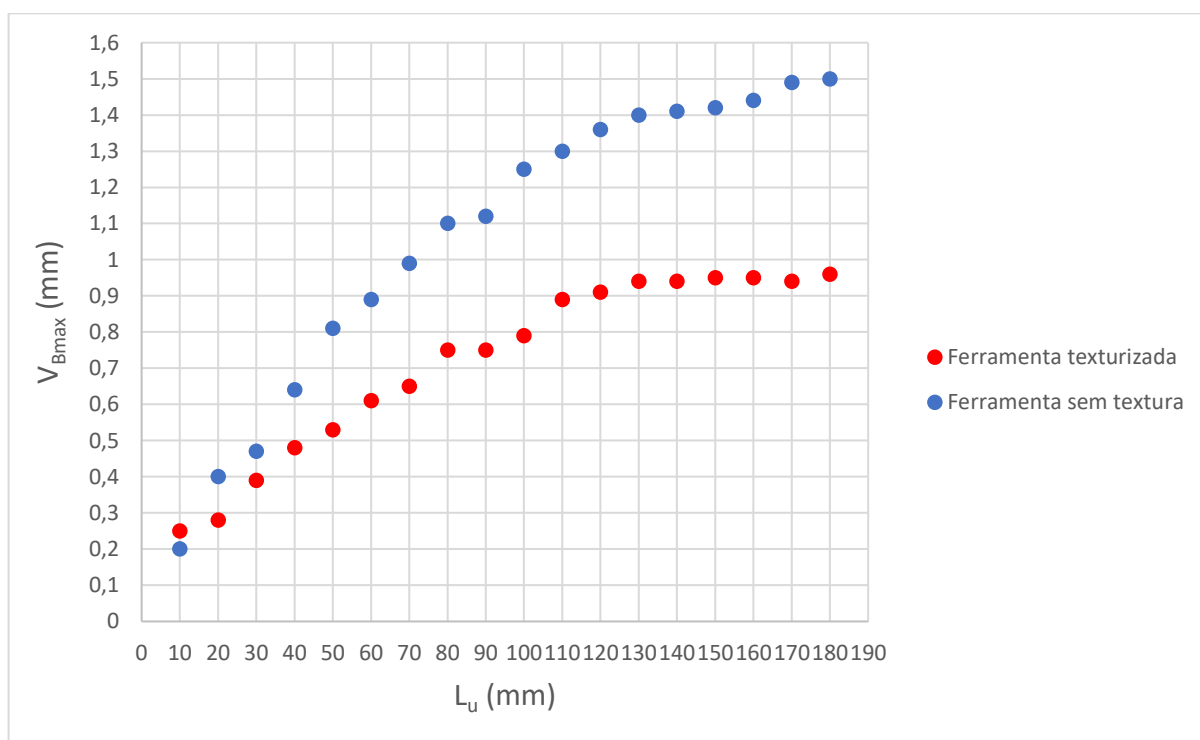
As afirmações anteriores podem ser comprovadas neste trabalho quando se analisa o gráfico da taxa de desgaste de flanco máximo fornecido pela Equação 22 e pela Figura 78. Tal taxa apresenta um comportamento linear em função do tempo, sofrendo pequenas e graduais reduções, aproximadamente constantes, conforme o corpo de prova foi usinado e a ferramenta adaptou-se ao novo sistema tribológico. A afirmação anterior é reforçada pela ISO 3685, isto é, em velocidades de corte mais altas, o aumento do desgaste de flanco de todos os materiais da ferramenta de corte geralmente é aproximadamente uniforme após a alta taxa de desgaste inicial (ISO 3685, 1993). Vale destacar que, devido à alta velocidade de corte empregada, os estágios 2 e 3 confundem-se em função do acelerado desgaste da ferramenta fora dos padrões estabelecidos pela norma ISO 3685, além disso, o relativo baixo número de ensaios realizados não permite uma distinção muito acurada dos estágios 2 e 3.

Analisando o desgaste de flanco da ferramenta com a presença de textura na superfície de saída, pode-se notar um comportamento parabólico semelhante ao comportamento apresentado pela ferramenta sem a presença de textura na superfície

de saída conforme o corpo de prova foi usinado, assim como mostram as Figuras 79 e 80. A taxa de desgaste de flanco máximo também apresentou um comportamento linear, reduzindo-se de forma gradual ao longo do tempo, assim como mostram a Figura 8 e a Equação 24.

Entretanto, torna-se evidente que tanto os desgastes de flanco máximo medidos quanto as taxas de desgaste de flanco máximo estimadas para o caso da ferramenta com a presença de textura na superfície de saída mostraram-se menores em relação aos valores apresentados no caso da ferramenta sem a presença de textura na superfície de saída. A Figura 94 apresenta uma comparação direta entre os desgastes de flanco máximos medidos em ambas as ferramentas.

Figura 94 –Desgaste de flanco em ambas as ferramentas



Fonte: Elaborado pelo próprio autor

Analisando a Figura 94, nota-se que os valores de desgaste de flanco máximo relativos à ferramenta com a presença de textura na superfície de saída apresentaram-se majoritariamente menores por grande parte do ensaio quando comparados ao desgaste de flanco máximo na ferramenta sem a presença de textura na superfície de saída.

A diferença máxima pode ser observada após 170 mm usinado em cada corpo de prova, isto é, o desgaste de flanco máximo medido na ferramenta com a superfície

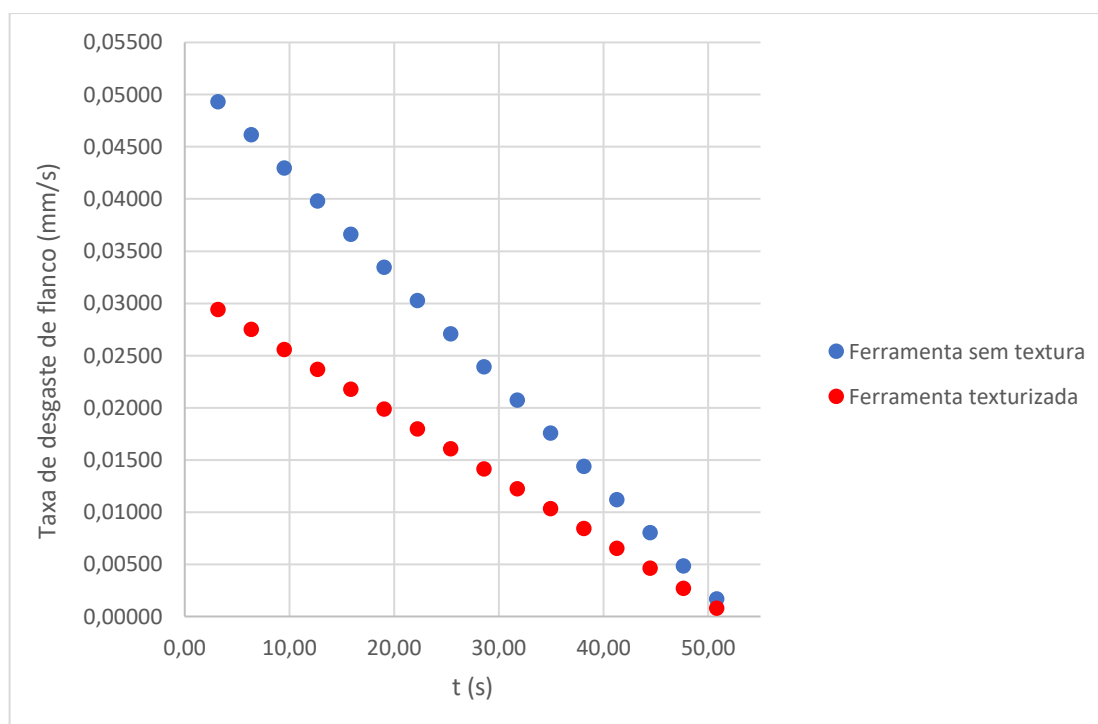
de saída texturizada (0,94 mm) apresentou-se cerca de 37 % menor que o desgaste de flanco máximo medido na ferramenta com a superfície de saída sem textura (1,49 mm).

Em média, o desgaste de flanco máximo relativo à ferramenta com a superfície de saída texturizada apresentou-se 35,5% menor em comparação com o desgaste de flanco máximo relativo à ferramenta sem textura na superfície de saída.

Quando se analisa o desgaste de flanco máximo da ferramenta para um percurso de usinagem de 10 mm em cada corpo de prova, nota-se que o comportamento do desgaste de flanco máximo apresentou-se diferente do observado por grande parte do ensaio, isto é, o desgaste de flanco máximo na ferramenta com a superfície de saída texturizada (0,25 mm) apresentou-se 25 % maior em comparação com a ferramenta com a superfície de saída sem textura (0,20 mm). Tal comportamento pode ser explicado pela maior complexidade do sistema tribológico apresentado pela ferramenta com a superfície de saída texturizada, apresentando um desgaste inicial mais acentuado em decorrência do processo de adaptação da cunha de corte ao novo sistema.

A Figura 95 apresenta uma comparação direta entre as taxas de desgaste de flanco máximo estimados para ambas as ferramentas.

Figura 95 - Taxas de desgaste de flanco em ambas as ferramentas



Fonte: Elaborado pelo próprio autor

Analisando a Figura 95, nota-se que os valores de taxa de desgaste de flanco máximo relativos à ferramenta com a presença de textura na superfície de saída apresentaram-se majoritariamente menores por todo o ensaio quando comparados aos valores de taxa de desgaste de flanco máximo da ferramenta sem a presença de textura na superfície de saída.

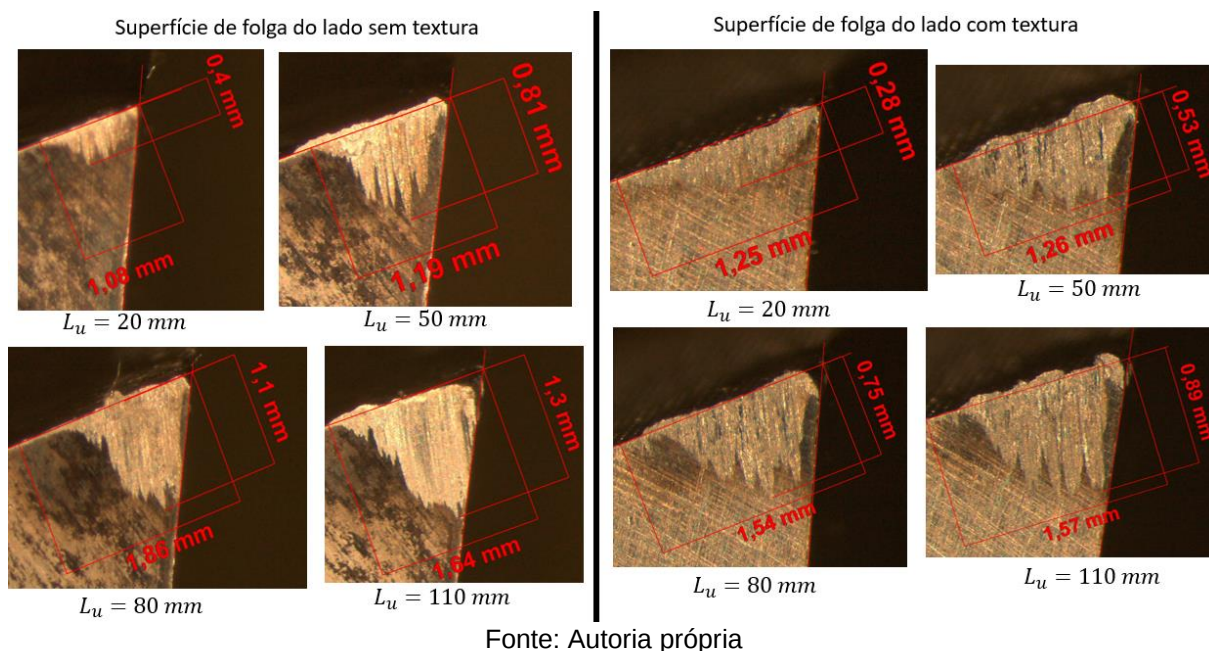
A diferença máxima pode ser observada nos primeiros 10 mm (tempo de usinagem acumulado de 3,18 s) usinados em cada corpo de prova, isto é, a taxa de desgaste de flanco máximo apresentado pela ferramenta com a superfície de saída texturizada (0,029 mm/s) apresentou-se cerca de 40,4 % menor em relação a taxa de desgaste de flanco máximo apresentado pela ferramenta com a superfície de saída sem textura (0,049 mm/s). Nota-se que nos instantes finais do ensaio, a partir de 50 s de usinagem, as retas que expressam o comportamento da taxa do desgaste de flanco máximo para ambas as ferramentas tendem a se cruzar em um ponto em comum, próximo a uma taxa de desgaste nula.

Tal fato indica que o desgaste de flanco máximo apresentou variações muito pequenas e semelhantes para ambas as ferramentas a partir de tal ponto, mantendo-se praticamente constante, assim como é mostrado nas Tabelas 4 e 5, a partir de um comprimento usinado de 130 mm. Tal afirmação é reforçada pela ISO 3865, isto é, as ferramentas de aço rápido podem ter períodos prolongados de muito pouco aumento mensurável do desgaste de flanco, sendo que, tal fenômeno ocorre especialmente em baixas velocidades de corte ao usinar materiais dúcteis (ISO 3685, 1993).

A fim de explicar os resultados obtidos em relação ao desgaste de flanco máximo algumas hipóteses foram desenvolvidas com base nos dados obtidos e na literatura consultada. Vale destacar que os efeitos citados em tais hipóteses podem ter atuado em conjunto para atingir os resultados observados.

Durante a análise das imagens relativas à superfície de folga em ambas as ferramentas, pode-se notar que o principal efeito causador do aumento do desgaste de flanco máximo, consiste no atrito entre a ferramenta e o corpo de prova durante o processo de usinagem. A Figura 96 mostra tais observações.

Figura 96 - Efeito abrasivo na superfície de folga em ambas as ferramentas



Nota-se que, conforme maior quantidade de material é removida dos corpos de prova, maiores e mais perceptíveis tornam-se as regiões demarcadas na superfície de folga das ferramentas. Tais regiões, caracterizadas pelo aspecto brilhante e pelas ranhuras com direção definida, são causadas pelo atrito gerado mediante o contato entre a superfície de folga das ferramentas e o corpo de prova, o qual provoca a remoção gradual de material da superfície de folga da ferramenta por meio do efeito abrasivo, aumentando o desgaste de flanco máximo mensurável na ferramenta a cada comprimento usinado.

As forças de corte são um fator que possui influência significativa no desgaste de flanco. Assim como mencionado anteriormente, as forças de atrito desenvolvidas durante o processo de torneamento foram menores para o caso da ferramenta com a superfície de saída texturizada devido a melhor lubrificação em tal superfície e reduzido comprimento de contato cavaco/ferramenta, consequentemente, reduzindo os esforços resultantes na aresta de corte da ferramenta bem como o efeito abrasivo em função da menor pressão de contato entre a ferramenta e o corpo de prova. Como resultado, pode-se observar a redução no desgaste de flanco máximo apresentado pela ferramenta com a superfície de saída texturizada.

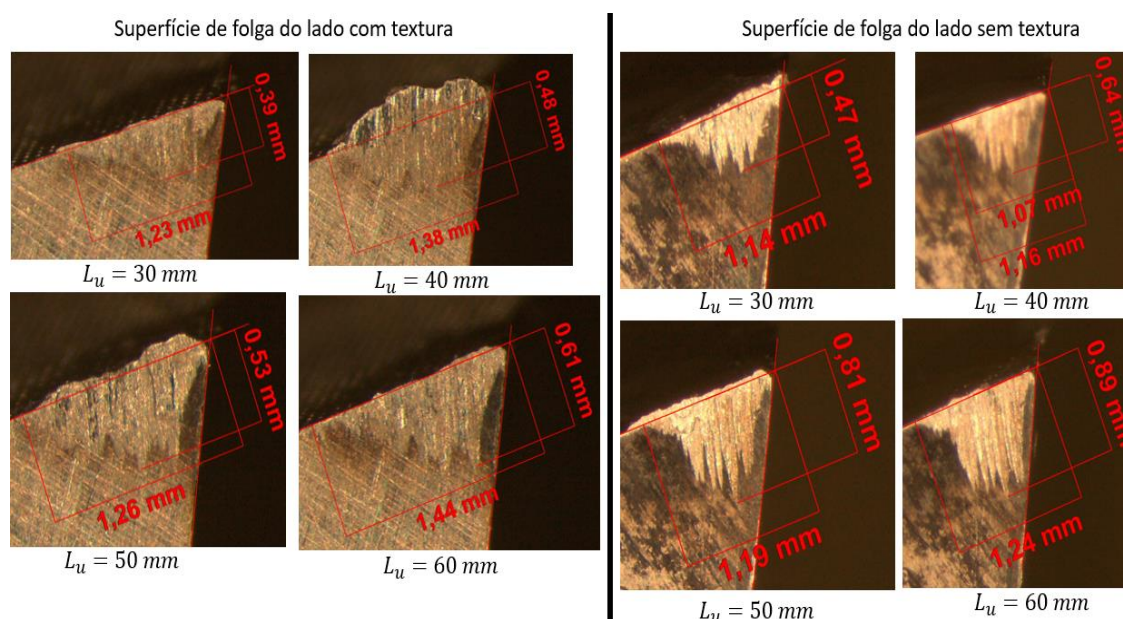
A temperatura possui influência significativa em relação ao desgaste de flanco máximo observado nas ferramentas de corte. Apesar do aço rápido possuir elementos de liga em sua composição para garantir dureza a quente e haver a presença do fluido

de corte com a função refrigerante durante a usinagem, as altas temperaturas geradas durante o processo de corte possuem a capacidade de reduzir o limite de escoamento da aresta principal de corte, reduzindo sua integridade, eficiência e durabilidade ao longo do processo de usinagem. Como mostrado na Figura 93, a utilização das texturas na forma de microcavidades apresentou resultados promissores em relação a dissipação do calor gerado pelo atrito entre o cavaco e a ferramenta, apresentando temperaturas menores ao decorrer dos ensaios. Tal fato também pode ter contribuído na diminuição do desgaste de flanco máximo.

A formação de arestas postiça de corte (APC) consiste em um fenômeno prejudicial à efetividade das texturas, visto que, além de alterar o comportamento da aresta de corte durante a usinagem e aumentar o desgaste da mesma, possui a capacidade de bloquear a penetração do fluido de corte na superfície de saída e diminuir a efetividade da textura. Entretanto, sua ocorrência não pôde ser totalmente evitada neste trabalho, apenas reduzida via as medidas citadas na seção de matérias e métodos, visto que, a usinagem a baixas velocidades de corte, sem presença de quebra cavacos e utilizando um material dúctil como o aço 1020 propiciam a ocorrência do fenômeno de aderência tanto na superfície de folga quanto na superfície de saída das ferramentas.

A Figura 97 mostra de forma comparativa a evolução da APC formada, na perspectiva da superfície folga, para ambas as ferramentas.

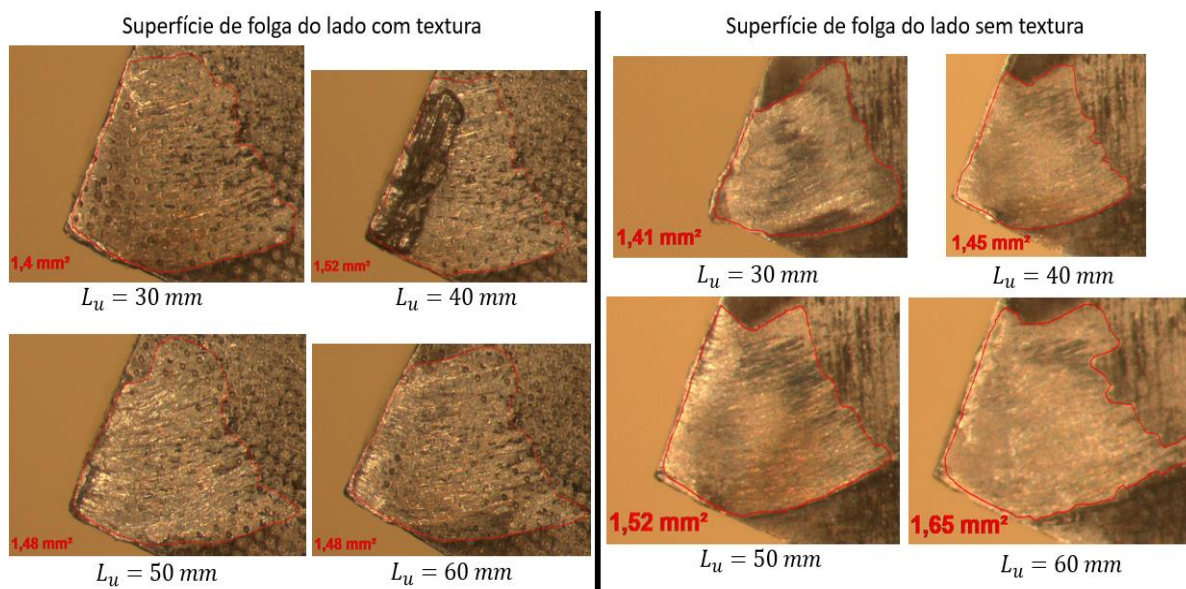
Figura 97 - Formação da APC (superfície de folga)



Fonte: Autoria própria

A Figura 98 mostra de forma comparativa as aderências de material, na perspectiva da superfície de saída, para ambas as ferramentas.

Figura 98 - Formação de aderências na superfície de saída



Fonte: Autoria própria

Analisando a Figura 97 e as demais imagens obtidas em cada etapa, presentes no anexo, pode-se notar que a aresta postiça de corte, com exceção do comprimento usinado de 40 mm, possuiu ocorrência muito parecida em ambas as ferramentas, porém, ligeiramente mais acentuada, em termos de altura e extensão, na ferramenta com a superfície de saída texturizada. Ao comportamento atípico observado no comprimento usinado de 40 mm pode-se associar a uma ocorrência momentânea de alterações dinâmicas no processo em função de vibrações ou por erros do operador durante a realização da operação.

Como mencionado anteriormente, a aresta postiça de corte pode significar um fenômeno prejudicial a integridade e vida da ferramenta. Assim como mencionado por Machado et al., 2015, tal fenômeno possui menor contribuição no desgaste total da ferramenta quando é estável, isto é, o tamanho da APC somente aumenta conforme o processo de usinagem avança, sendo que, nestas condições, a mesma pode atuar protegendo a aresta principal de corte. Tal comportamento não foi observado nos ensaios. No geral, a APC formada, nas superfícies de ambas as ferramentas, apresentou comportamento instável por grande parte do ensaio, ou seja, marcado

pela sua formação e eliminação nos ensaios subsequentes, potencialmente causando desgaste de flanco máximo e de cratera mais acentuados.

Analizando a Figura 98, pode-se notar que aderências de material ocorreram na superfície de saída da ferramenta, além da região próxima à aresta de corte para ambos os casos. Nas figuras relativas à ferramenta com a superfície de saída texturizada pode-se notar um ciclo marcado pelo recobrimento das texturas por aderências de material e eventual reaparecimento das texturas devido à remoção, no ensaio subsequente, de tal material aderido, potencialmente, impactando de forma negativa no desempenho das mesmas (o material aderido é removido no ensaio subsequente devido a força exercida pelo cavaco sobre o substrato aderido na superfície de saída da ferramenta, provocando aumento do desgaste de cratera devido a remoção de partículas da ferramenta). Nas Figuras relativas à ferramenta com a superfície de saída sem textura pode-se notar a aderência de material na ponta da ferramenta ($L_u = 30\text{ mm}$ e $L_u = 40\text{ mm}$), bem como em regiões mais distantes da aresta de corte ($L_u = 60\text{ mm}$). Vale destacar que a aderência de material também ocorreu nas regiões próximas à ponta no caso da superfície de saída texturizada assim como mostram os dados presentes no anexo. Analisando todas as imagens obtidas nas superfícies de saída em relação a presença de aderências, pode-se dizer que, para ambas as ferramentas, o fenômeno de aderência ocorreu de forma significativa nas regiões próximas a aresta de corte, na ponta das ferramentas e em regiões mais distantes das mesmas, assim como esperado para a usinagem de materiais dúcteis a baixas velocidades de corte.

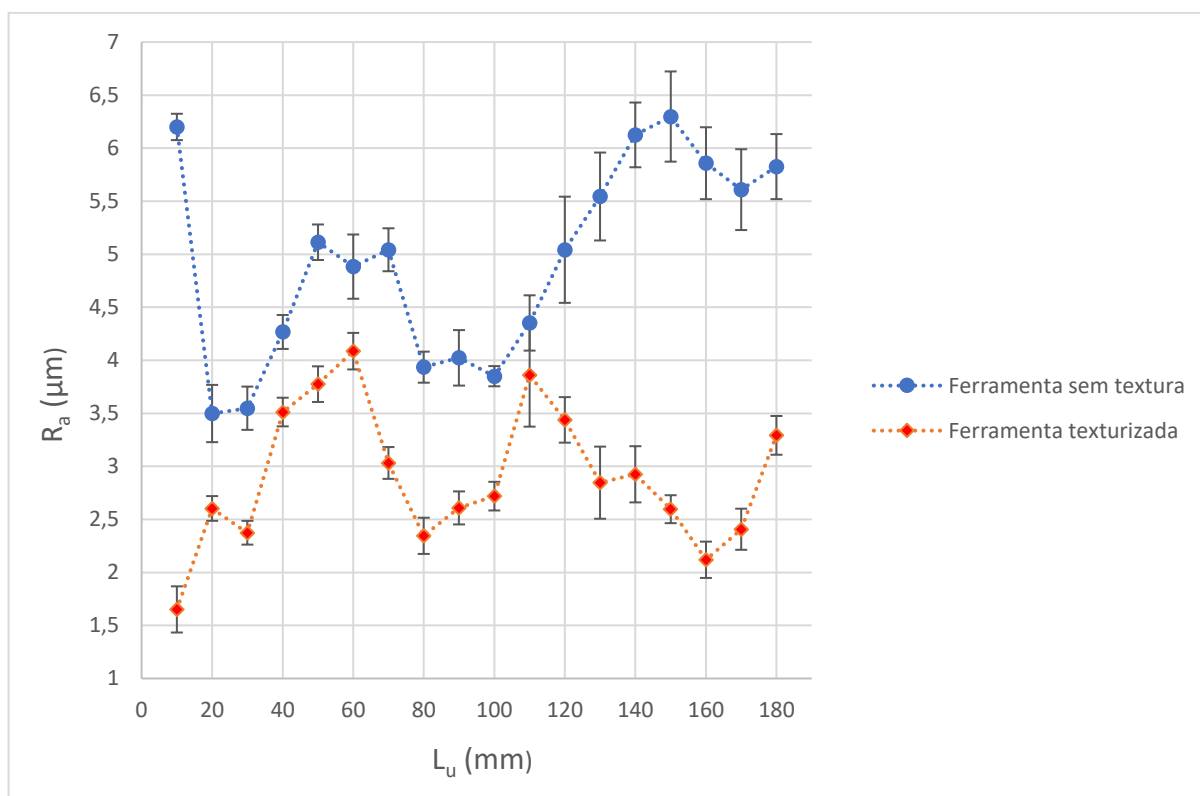
Apesar da dificuldade em afirmar se a presença de textura na superfície de saída da ferramenta impactou de forma significativa na redução da ocorrência do fenômeno de aderência, pode-se dizer que tal fenômeno, aparentemente, não alterou de forma significativa a efetividade das texturas, visto que, os dados relativos ao desgaste de flanco máximo e da área de cratera relativos a ferramenta com a superfície de saída texturizada ainda se apresentaram consideravelmente melhores em relação a ferramenta com a superfície de saída sem textura. O curto período de tempo que o material aderido, também formador da APC, permaneceu coeso à superfície de saída da ferramenta indica que o mesmo não possuiu tempo suficiente para soldar-se de forma efetiva à superfície de saída e sofrer encruamento, o que pode explicar a baixa influência do mecanismo de aderência e da APC no resultado final dos ensaios. Tais resultados mostram a efetividade das medidas implantadas,

como os parâmetros de usinagem (em especial a velocidade de corte, escolhida, por meio de ensaios de usinabilidade, de forma a minimizar a formação de aresta postiça de corte, isto é, a velocidade crítica acima da qual a formação da APC é consideravelmente reduzida), o ângulo de posição e inclinação da ferramenta, a fim de atenuar os fenômenos de aderência e APC durante a usinagem do corpo de prova.

4.4.3 Rugosidade

A Figura 99 apresenta uma análise comparativa entre a rugosidade média medida em cada corpo de prova usinado com as respectivas ferramentas em função do comprimento usinado acumulado.

Figura 99 - Rugosidade média medida em ambas as ferramentas



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Analisando-se a Figura 99 nota-se que as rugosidades médias mensuradas no corpo de prova usinado por meio da ferramenta com a superfície de saída texturizada apresentaram-se inferiores aos valores obtidos para a ferramenta com a superfície de saída sem textura por todo o ensaio. A diferença máxima observada nos ensaios

ocorreu nos primeiros 10 mm usinados em ambos os corpos de prova, isto é, a rugosidade média do percurso de 10 mm usinado no corpo de prova pela ferramenta com a superfície de saída texturizada ($(1,65 \pm 0,22) \mu m$) apresentou-se cerca de 73,4 % menor em relação a rugosidade média encontrada para o mesmo comprimento usinado no outro corpo de prova usinado por meio da ferramenta com a superfície de saída sem textura ($(6,20 \pm 0,12) \mu m$). A diferença mínima observada ocorreu aos 110 mm usinados em ambos os corpos de prova, isto é, a rugosidade média do percurso de 110 mm usinado no corpo de prova por meio da ferramenta com a superfície de saída texturizada ($(3,86 \pm 0,49) \mu m$) apresentou-se cerca de 11,26 % menor em relação a rugosidade média encontrada para o mesmo comprimento usinado no outro corpo de prova usinado por meio da ferramenta com a superfície de saída sem textura ($(4,35 \pm 0,26) \mu m$).

As variações de rugosidade observadas na Figura 99 podem ser associadas a alguns fatores como a anisotropia dos corpos de prova (Variação de propriedades do material dos corpos de prova com as direções de amostragem), ao estado metalúrgico dos corpos de prova, a topografia da superfície dos corpos de prova antes da usinagem, as variabilidades dos ensaios (variações mínimas dos parâmetros de corte e influência do operador), aos desgastes acumulativos na ferramenta a cada etapa e a possíveis vibrações durante o processo de corte.

A fim de explicar os resultados obtidos em relação a rugosidade média medida nos corpos de prova, algumas hipóteses foram desenvolvidas com base nos dados obtidos e na literatura consultada. Vale destacar que os efeitos citados em tais hipóteses, possivelmente, atuaram em conjunto para atingir os resultados observados.

O acabamento das peças finais usinadas depende fortemente das condições de usinagem e do desgaste da aresta de corte durante o processo de corte. Tanto o desgaste de cratera quanto o desgaste de flanco, em níveis acentuados, proporcionam a alteração do comportamento dinâmico e desempenho da cunha cortante durante os processos de usinagem, aumentando as forças de corte e reduzindo a vida útil da ferramenta. Arestas de corte com níveis elevados de desgaste tendem a gerar peças usinadas com acabamento superficial inferior, ao passo que, a rugosidade superficial média das peças usinadas consiste em um critério prático nas indústrias para averiguar o nível de desgaste de uma ferramenta e o momento de sua substituição.

Os dados observados neste trabalho mostram uma redução considerável nos desgastes de flanco máximo e na área de cratera durante os ensaios utilizando a ferramenta com a superfície de saída texturizada. Os valores de rugosidade média observados na Figura 100 reforçam a afetividade das texturas, visto que, a redução dos desgastes de flanco máximo e de cratera observados, devido à redução do atrito na interface cavaco/ferramenta, redução nas forças de corte e melhoria na dissipação de calor na interface, proporcionaram maior integridade e desempenho à aresta de corte, conseguindo gerar superfícies usinadas com menor rugosidade média superficial por todo o ensaio.

5 CONCLUSÕES

A Fim de estudar formas de aumentar a vida útil e desempenho de ferramentas de usinagem, este trabalho abordou a influência da texturização superficial na forma de microcavidades em um bit de usinagem sem revestimento, em relação aos desgastes sofridos pelo mesmo durante o processo de torneamento. Nesse sentido, tem-se as seguintes conclusões em relação ao trabalho realizado:

- A presença da textura na superfície de saída da ferramenta de aço rápido mostrou resultados muito positivos em relação a diminuição dos desgastes sofridos por tal ferramenta durante o processo de usinagem;
- Em relação ao desgaste de flanco máximo, a ferramenta com a superfície de saída texturizada proporcionou uma redução de até 35,5 % no desgaste de flanco máximo e de 40,4 % na taxa de desgaste de flanco máximo quando comparados com a ferramenta com a superfície de saída sem a textura, aumentando consistentemente a vida útil da ferramenta durante o processo de usinagem em função do reduzido desgaste de flanco máximo durante todo o ensaio;
- Em relação ao desgaste de cratera, a ferramenta com a superfície de saída texturizada proporcionou uma redução de até 20,84% na área de cratera e de 93,8 % na taxa de crescimento da área de cratera quando comparados com a ferramenta com a superfície de saída sem a textura, também aumentando consistentemente a vida útil da ferramenta durante o processo de usinagem em função da redução no desgaste de cratera;
- Em relação a rugosidade média aferida nos corpos de prova em cada percurso usinado por cada ferramenta, pôde-se observar que a ferramenta com a superfície de saída texturizada proporcionou uma redução de até 73,4 % na rugosidade média da superfície do corpo de prova quando comparada a rugosidade média medida na superfície do outro corpo de prova usinado com a ferramenta com a superfície de saída sem textura, comprovando uma redução consistente no desgaste total sofrido pela ferramenta com a superfície de saída texturizada;
- Aos resultados positivos obtidos, pode-se associar a influência da textura na superfície de saída da ferramenta, a qual, possivelmente, proporcionou uma

redução nas forças de corte e na temperatura de corte em vista dos fatores observados como a melhoria na lubrificação da interface cavaco/ferramenta, a diminuição do fator de atrito entre as superfícies deslizantes durante o corte, a redução do comprimento de contato efetivo entre o cavaco e a ferramenta, além de uma maior dissipação de calor durante a usinagem dos corpos de prova em função da melhor lubrificação e aumento da área disponível para a trocas térmicas na ferramenta;

- A utilização de texturas na superfície de saída de ferramentas de corte, em especial de bits de usinagem de aço rápido sem revestimento, apesar dos possíveis problemas no desempenho das texturas associados a aderências na superfície de saída em função da usinagem a baixas velocidades de corte de materiais dúcteis (devido às limitações do próprio aço rápido), mostra-se extremamente promissora, visto que, tem a capacidade de prolongar a vida útil de tais ferramentas mediante a diminuição do desgaste total sofrido pelas mesmas durante o processo de usinagem, empregando modificações mínimas na ferramenta e no processo de usinagem compatíveis com o custo benefício associado às ferramentas de aço rápido.

Mediante a pesquisa realizada em tal trabalho foi possível um melhor entendimento a respeito dos parâmetros associados ao processo de usinagem, dos desgastes associados às ferramentas de usinagem, bem como dos mecanismos associados às texturas e sua influência no desempenho e comportamento das ferramentas de corte.

6 SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS E MELHORIAS

A fim de possibilitar a continuidade da linha de pesquisa associada ao presente trabalho apresentado, tem-se algumas sugestões para futuras análises relativas à tal assunto.

- Utilizar ferramentas de aço rápido com revestimentos de TiN ou TiCN a fim de aumentar a resistência ao desgaste das ferramentas e possibilitar o emprego de velocidades de corte mais altas, de forma a evitar influências no desempenho das texturas em função do mecanismo de adesão na superfície de saída.
- Utilizar corpos de prova constituídos por matérias mais resistentes, como o aço 1040, a fim de evitar o mecanismo de adesão em função da formação de cavacos mais curtos, favorecendo as texturas.
- Verificar a influência de outras geometrias de textura no torneamento do aço 1020 utilizando ferramentas de aço rápido.
- Verificar a influência dos parâmetros associados a textura, como quantidade, extensão, espaçamento e profundidade, na redução do desgaste total associado às ferramentas de aço rápido.
- Utilização de ferramentas de aço rápido com ângulos de inclinação e saída que promovam uma maior quebra do cavaco e diminuam a influência do mecanismo de aderência na superfície de saída da ferramenta.
- Analisar a influência da textura no tipo de cavaco obtido e em seu comportamento durante o processo.

REFERÊNCIAS

AHMED, Y. S. et al. The effect of laser micro-scale textured tools on the tool-chip interface performance and surface integrity during austenitic stainless-steel turning. **Applied Surface Science**, v. 510, p. 145455, 2020.

ALAGAN, N. T. et al. Investigation of micro-textured cutting tools used for face turning of alloy 718 with high-pressure cooling. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 37, p. 606-616, 2019.

AMORIM, H. J., **Estudo da relação entre velocidade de corte, desgaste de ferramenta, rugosidade e forças de usinagem em torneamento com ferramenta de metal duro**. Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Mecânica, UFGGS, Porto Alegre, Brasil, 2002.

ARULKIRUBAKARAN, D. et al. Effect of textured tools on machining of Ti-6Al-4V alloy under lubricant condition. **Materials Today: Proceedings**, v. 5, n. 6, p. 14230-14236, 2018.

ARULKIRUBAKARAN, D. et al. Performance of surface textured tools during machining of Al-Cu/TiB₂ composite. **Measurement**, v. 137, p. 636-646, 2019.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 6176**: Conceitos da Técnica de Usinagem - Geometria da Cunha de Corte. Rio de Janeiro: ABNT, 1989.

ASTAKHOV, V. P. Tribology of metal cutting. In: **Mechanical Tribology**. CRC Press, 2004.

BAYER, A. M.; BECHERER, B; VASCO, Teledyne. High-speed tool steels. **ASM Handbook**., v. 16, p. 51-59, 1989.

BRUZZONE, A. et al. Advances in engineered surfaces for functional performance. **CIRP Annals**, v. 57, n. 2, p. 750 – 768, 2008. ISSN 0007- 8506.

CAMPOS, L. A. **Otimização do processo de torneamento de peças endurecidas por meio da definição do intervalo de máxima eficiência da velocidade de corte**. Dissertação de Mestrado, PUCMG, Belo Horizonte, 2004.

CARVALHO, D. O. A. et al. Performance evaluation of vegetable-based cutting fluids in turning of AISI 1050 steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 103, p. 1603-1619, 2019.

COSTA, H. L.; HUTCHINGS, I. M. Effects of die surface patterning on lubrication in strip drawing. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 209, n. 3, p. 1175-1180, 2009.

DA SILVA, L. R. R. et al. Analysis of the coefficient of friction at the workpiece-tool interface in milling of high strength compacted graphite cast irons. **Wear**, v. 426, p. 1646-1657, 2019.

DA SILVA, M. B. **Lubrication in metal cutting under built-up edge conditions**. 1998. Tese de Doutorado. University of Warwick.

DAVIS, J. R.; LAMPMAN, S. R.; ZORC, T. B. Metals Handbook. Vol. 16: Machining. ASM International, Metals Park, Ohio 44073, USA, 1989. 944, 1989.

DEARNLEY, P. A.; TRENT, E. M. Wear mechanisms of coated carbide tools. **Metals Technology**, v. 9, n. 1, p. 60-75, 1982.

DHAGE, S.; JAYAL, A. D.; SARKAR, P. Effects of surface texture parameters of cutting tools on friction conditions at tool-chip interface during dry machining of AISI 1045 steel. **Procedia Manufacturing**, v. 33, p. 794-801, 2019.

DORINSON, A. Crater Wear and Failure of High Speed Steel Tools in Dry and Lubricated Cutting. **ASLE TRANSACTIONS**, v. 6, n. 4, p. 270-275, 1963.

DOYLE, E. D.; HORNE, J. G.; TABOR, David. Frictional interactions between chip and rake face in continuous chip formation. **Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences**, v. 366, n. 1725, p. 173-183, 1979.

DUAN, Ran et al. Effect of derivative cutting on machining performance of micro textured tools. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 45, p. 544-556, 2019.

DUAN, Ran et al. Experimental assessment of derivative cutting of micro-textured tools in dry cutting of medium carbon steels. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 92, p. 3531-3540, 2017.

DURAIRAJ, Shanmugasundaram et al. An experimental study into the effect of micro-textures on the performance of cutting tool. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 98, p. 1011-1030, 2018.

TRENT, E.M., **Metal Cutting**, 2nd edn., Butterworth, 1977.

TRENT, E.M., **Metal Cutting**, 3rd edn., Butterworth-Heinemann, Oxford, 1991.

ETSION, Izhak; BURSTEIN, L. A model for mechanical seals with regular microsurface structure. **Tribology Transactions**, v. 39, n. 3, p. 677-683, 1996.

ETSION, Izhak; HALPERIN, Gregory. A laser surface textured hydrostatic mechanical seal. **Tribology Transactions**, v. 45, n. 3, p. 430-434, 2002.

LUIZ, N. E. **Usinabilidade do aço de corte fácil baixo carbono ao chumbo ABNT 12L14 com diferentes níveis de elementos químicos residuais** (cromo, níquel e cobre). Tese (Doutorado) – Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, FEMEC – UFU, Uberlândia, 2007.

FATIMA, Anis; MATIVENGA, P. T. Assessment of tool rake surface structure geometry for enhanced contact phenomena. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 69, p. 771-776, 2013.

FERRARESI, D. **Fundamentos da usinagem dos metais**, Edgar Blücher Ltda, São Paulo, 1977, 751 p.

FERRARESI, Dino. **Fundamentos da usinagem dos metais**. Editora blucher, 1969.

FRANCARO, J. Formação De Cavaco. Teoria e prática de usinagem. Aula 3. Universidade tecnológica federal do Paraná. Campus Londrina, 2015.

GACHOT, C. et al. A critical assessment of surface texturing for friction and wear improvement. **Wear**, v. 372, p. 21-41, 2017.

GACHOT, Carsten et al. Comparative study of grain sizes and orientation in microstructured Au, Pt and W thin films designed by laser interference metallurgy. **Applied Surface Science**, v. 255, n. 10, p. 5626-5632, 2009.

GAJRANI, K. K.; SURESH, Sompalli; SANKAR, M. R. Environmental friendly hard machining performance of uncoated and MoS₂ coated mechanical micro-textured tungsten carbide cutting tools. **Tribology International**, v. 125, p. 141-155, 2018.

GERDAU. Catalogo de Aços. 2017. Disponível em: <www.feis.unesp.br/Home/departamentos/engenhariamecanica/maprotec/catalogo-acos-gerdau.pdf> Acesso em 01 de março de 2023.

GRAHAM, Eldon; PARK, C. I.; PARK, S. S. Fabrication of micro-dimpled surfaces through micro ball end milling. **International Journal of Precision Engineering and Manufacturing**, v. 14, p. 1637-1646, 2013.

GRGURAS, Damir; PUŠAVEC, Franci. Influence of rake face texturing on machining performance of carbide tools. **Procedia CIRP**, v. 81, p. 904-907, 2019.

GROOVER, Mikell P. **Solutions manual: fundamentals of modern manufacturing**. Wiley, 2002.

HARRIS, Dulcie. Chapter 20 - Fundamentals of Machining/Orthogonal Machining (Part I Review) EIN 3390 Manufacturing Processes Fall. 2010. Disponível em: <<https://slideplayer.com/slide/8243559/>> Acesso em 02 de março de 2023.

HUTCHINGS, L M. Tribology: friction and wear of engineering materials. Londres: Edward Arnold, 1992.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. ISO 3685: Tool life testing with single point turning. Geneva, 1993.

JIANG, Wenping. Bio-inspired self-sharpening cutting tool surface for finish hard turning of steel. **CIRP Annals**, v. 63, n. 1, p. 517-520, 2014.

JIANXIN, Deng et al. Performance of carbide tools with textured rake-face filled with solid lubricants in dry cutting processes. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 30, n. 1, p. 164-172, 2012.

JIANXIN, Deng; WENLONG, Song; HUI, Zhang. Design, fabrication and properties of a self-lubricated tool in dry cutting. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 49, n. 1, p. 66-72, 2009.

KANG, Zhengyang; JUN, Martin Byung-Guk; FU, Yonghong. Performance of cemented carbide cutting tools with volcano-like texture on rake face. **International Manufacturing Science and Engineering Conference**. American Society of Mechanical Engineers, 2018.

KAWASEGI, Noritaka et al. Development of cutting tools with microscale and nanoscale textures to improve frictional behavior. **Precision Engineering**, v. 33, n. 3, p. 248-254, 2009.

KOSHY, P.; TOVEY, J. Performance of electrical discharge textured cutting tools. **CIRP annals**, v. 60, n. 1, p. 153-156, 2011.

KOVALCHENKO, Andriy et al. Friction and wear behavior of laser textured surface under lubricated initial point contact. **Wear**, v. 271, n. 9-10, p. 1719-1725, 2011.

KUMAR, C. S.; PATEL, S. K. Effect of WEDM surface texturing on Al₂O₃/TiCN composite ceramic tools in dry cutting of hardened steel. **Ceramics International**, v. 44, n. 2, p. 2510-2523, 2018.

KÜMMEL, Johannes et al. Study on micro texturing of uncoated cemented carbide cutting tools for wear improvement and built-up edge stabilisation. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 215, p. 62-70, 2015.

LEI, Shuting; DEVARAJAN, Sasikumar; CHANG, Zenghu. A study of micropool lubricated cutting tool in machining of mild steel. **Journal of materials processing technology**, v. 209, n. 3, p. 1612-1620, 2009.

LIAN, Yunsong et al. Experimental investigation and mechanism analysis of tungsten disulfide soft coated micro-nano textured self-lubricating dry cutting tools. **International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology**, v. 5, p. 219-230, 2018.

LIAN, Yunsong et al. Preparation of tungsten disulfide (WS₂) soft-coated nano-textured self-lubricating tool and its cutting performance. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 68, p. 2033-2042, 2013.

LIM, S. C. et al. Wear maps for uncoated high-speed steel cutting tools. **Wear**, v. 170, n. 1, p. 137-144, 1993.

LIU, Yayun et al. Wear resistance of carbide tools with textured flank-face in dry cutting of green alumina ceramics. **Wear**, v. 372, p. 91-103, 2017.

LUZ, Gelson. Aço SAE1020 Propriedades Mecânicas. 2017. Disponível em: <www.materiais.gelsonluz.com/2017/1020aco-sac-1020-propriedades-mecanicas.html> Acesso em 01 de março de 2023.

MACHADO, A. R. Condições da interface cavaco/ferramenta. Parte I: generalidades. **XI COBEM**, 11-13 dez. 1991, p. 381-384.

MACHADO, A. R. **Machining of Ti6Al4V and Inconel 901 with a high pressure coolant system**. 1990. Tese de Doutorado. University of Warwick.

MACHADO, Alisson R. et al. State of the art of tool texturing in machining. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 293, p. 117096, 2021.

MACHADO, Álisson R.; COELHO, Reginaldo T.; ABRÃO, Alexandre M. **Teoria da usinagem dos materiais**. Editora Blucher, 2015. E-book. ISBN 9788521208440. Disponível em: <https://integrada.minhabiblioteca.com.br/#/books/9788521208440/>. Acesso em: 09 mar. 2023.

MARQUES, Neilson Amaral. **Estudo do controle de cavacos nos processos de usinagem**. 2018. Monografia (Bacharelado em Engenharia Mecânica) – Universidade Estadual do Maranhão, São Luís, 2018.

MARTINS, J. **Mecanismo de formação e controle do cavaco**. Notas de aula. Universidade. Universidade do Estado de Santa Catarina (UDESC), Florianópolis, 2014.

MARTZ, L. S. Preliminary report of developments in interrupted surface finishes. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers**, v. 161, n. 1, p. 1-9, 1949.

MILOVIK, R.; WALLBANK, J. The machining of low carbon free cutting steels with high speed steel tools. **Journal of Applied Metalworking**, v. 2, p. 249-257, 1983.

MOORE, D. F. A history of research on surface texture effects. **Wear**, v. 13, n. 6, p. 381-412, 1969.

MÜCKLICH, Frank; LASAGNI, Andrés; DANIEL, Claus. Laser Interference Metallurgy—using interference as a tool for micro/nano structuring. **International Journal of Materials Research**, v. 97, n. 10, p. 1337-1344, 2006.

OBIKAWA, Toshiyuki et al. Micro-texture at the coated tool face for high performance cutting. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 51, n. 12, p. 966-972, 2011.

OGAWA, H. et al. Effects of surface texture size on the tribological properties of slideways. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology**, v. 224, n. 9, p. 885-890, 2010.

ORRA, Kashfull; CHOUDHURY, S. K. Tribological aspects of various geometrically shaped micro-textures on cutting insert to improve tool life in hard turning process. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 31, p. 502-513, 2018.

PACELLA, Manuela; BADIEE, Amir; GHOSH, Priyanka. Laser micro-nano texturing of a polycrystalline ultra-hard cutting tool to improve wear behaviour. In: **Laser-based Micro-and Nanoprocessing XIII**. SPIE, 2019. p. 9-17.

PALANISAMY, D. et al. Machinability analysis of high strength materials with Cryo-Treated textured tungsten carbide inserts. **Materials and Manufacturing Processes**, v. 34, n. 5, p. 502-510, 2019.

PANKINE, A. V. Usinage des metaux par la coupe, Editions Ecola Superieure, Moscou, 1965.

RAJBONGSHI, S. Kr; SARMA, D. K. Performance parameters studies in machining of AISI D2 steel with dot-textured, groove-textured & non-textured cutting tool at the flank face. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 83, p. 104970, 2019.

RAJBONGSHI, S. Kr; SINGH, M. A.; SARMA, D. K. A comparative study in machining of AISI D2 steel using textured and non-textured coated carbide tool at the flank face. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 36, p. 360-372, 2018.

RANJAN, R. et al. Laser texturing for low-flying-height media. **Journal of Applied Physics**, v. 69, n. 8, p. 5745-5747, 1991.

RECHT, R. F. Catastrophic thermoplastic shear. **ASME. Journal of Applied Mechanics**, p. 189-193, June 1964.

RICHARDS, N.; ASPINWALL, D. Use of ceramic tools for machining nickel based alloys. **International Journal of Machine Tools Manufacture**, v. 29, n. 4, p. 575-588, 1989.

SANDVIK CORONANT. Wear on cutting edges. [S. l.], 201-. Disponível em: <https://www.sandvik.coromant.com/en-gb/knowledge/materials/pages/wear-on-cutting-edges.aspx>. Acesso em: 11 abr. 2023.

SATA, T. Crater Wear of Cutting Tools. **Nihon Kikai Gakkai Ronbunshu**, v. 25, p. 988, 1959.

SAWANT, M. S.; JAIN, N. K.; PALANI, I. A. Influence of dimple and spot-texturing of HSS cutting tool on machining of Ti-6Al-4V. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 261, p. 1-11, 2018.

SEWAILEM, M. R.; MOBARAK, I. M. The practical estimation of tool wear in turning. **Wear**, v. 67, n. 3, p. 261-269, 1981.

SHARMA, V.; PANDEY, P. M. Recent advances in turning with textured cutting tools: a review. **Journal of Cleaner Production**, v. 137, p. 701-715, 2016.

SHAW, M. C. et al. Friction characteristics of sliding surfaces undergoing subsurface plastic flow. **Trans. of ASME. J. Basic Eng.**, v. 82, p. 342-346, June 1960.

SHAW, M. C. **Metal cutting principles**. Oxford Science Publications, 1986.

SHAW, M. C.; COOKSON, J. O. **Metal cutting principles**. New York: Oxford university press, 2005.

SHEU, Simon; HECTOR JR, Louis G.; RICHMOND, Owen. Tool surface topographies for controlling friction and wear in metal-forming processes. **ASME. J. Tribol.**, 1998.

SINGH, Rupinder et al. Wear behavior of textured tools under graphene-assisted minimum quantity lubrication system in machining Ti-6Al-4V alloy. **Tribology International**, v. 145, p. 106183, 2020.

SIVAIAH, P.; BODICHERLA, U. Effect of surface texture tools and minimum quantity lubrication (MQL) on tool wear and surface roughness in CNC turning of AISI 52100 steel. **Journal of The Institution of Engineers (India): Series C**, v. 101, p. 85-95, 2020.

SMITH, G. T. **Advanced machining: the handbook of cutting technology**. IFS Publications, 1989.

SOUSA, M. do N. et al. Grau de recalque e zona de fluxo em usinagem de ligas de alumínio -otimização multiobjetivo e técnicas de metamodelagem. p. 834-843. In: Anais do Congresso Nacional de Matemática Aplicada à Indústria [Blücher Mathematical Proceedings, v.1, n.1]. São Paulo: Blücher, 2015. Disponível em:<<http://www.proceedings.blucher.com.br/article-details/grau-de-recalque-e-zona-de-fluxo-em-usinagem-de-ligas-de-alumínio-otimização-multiobjetivo-e-técnicas-de-metamodelagem-11972> <http://www.proceedings.blucher.com.br/article-details/grau-de-recalque-e-zona-de-fluxo-em-usinagem-de-ligas-de-alumínio-otimização-multiobjetivo-e-técnicas-de-metamodelagem-11972>>. Acesso em: 14 mar. 2023.

SPENCER, Andrew. **Optimizing surface texture for combustion engine cylinder liners**. 2010. Tese de Doutorado. Luleå tekniska universitet.

SU, Yongsheng et al. Experimental study of fiber laser surface texturing of polycrystalline diamond tools. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 45, p. 117-124, 2014.

SUGIHARA, Tatsuya; ENOMOTO, Toshiyuki. Crater and flank wear resistance of cutting tools having micro textured surfaces. **Precision Engineering**, v. 37, n. 4, p. 888-896, 2013.

SUGIHARA, Tatsuya; ENOMOTO, Toshiyuki. Development of a cutting tool with a nano/micro-textured surface - Improvement of anti-adhesive effect by considering the texture patterns. **Precision Engineering**, v. 33, n. 4, p. 425-429, 2009.

SUH, Min-soo et al. Effect of geometrical parameters in micro-grooved crosshatch pattern under lubricated sliding friction. **Tribology International**, v. 43, n. 8, p. 1508-1517, 2010.

TAYLOR, Frederick W. On the art of metal cutting. **Trans. ASME**, v. 28, p. 31-35, 1907.

TRENT, E. M. Cutting steel and iron with cemented carbide tools. Part II: conditions of seizure at the tool/work interface. **Journal of the Iron and Steel Institute**, p. 923-932, nov. 1963.

TRENT, E. M. Metal cutting and the tribology of seizure: III – Temperature in metal cutting. **Wear**, v. 128, p. 65-81, 1988c.

TRENT, E. M. Metal cutting and the tribology of seizure: I – Seizure in metal cutting. **Wear**, v. 128, p. 29-46, 1988a.

TRENT, E. M. Metal cutting and the tribology of seizure: II – Movement of work material over the tool in metal cutting. **Wear**, v. 128, p. 47-64, 1988b.

TRIGGER, K. J.; CHAO, B. T. The mechanism of crater wear of cemented carbide tools. **Transactions of the American Society of Mechanical Engineers**, v. 78, n. 5, p. 1119-1126, 1956.

VASUMATHY, D.; MEENA, A. Influence of micro scale textured tools on tribological properties at tool-chip interface in turning AISI 316 austenitic stainless steel. **Wear**, v. 376, p. 1747-1758, 2017.

VON TURKOVICH, B. F. et al. 1963 review of metal processing literature. 1965.

WAKUDA, Manabu et al. Effect of surface texturing on friction reduction between ceramic and steel materials under lubricated sliding contact. **Wear**, v. 254, n. 3-4, p. 356-363, 2003.

WAN, Yi; XIONG, Dang-sheng; LI, Jian-liang. Cooperative effect of surface alloying and laser texturing on tribological performance of lubricated surfaces. **Journal of Central South University of Technology**, v. 17, p. 906-910, 2010.

WANG, Xiaolei et al. The effect of laser texturing of SiC surface on the critical load for the transition of water lubrication mode from hydrodynamic to mixed. **Tribology International**, v. 34, n. 10, p. 703-711, 2001.

WENLONG, Song et al. Cutting performance of cemented-carbides-based self-lubricated tool embedded with different solid lubricants. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 52, p. 477-485, 2011.

WRIGHT, P. K.; BAGCHI, A. Wear mechanisms that dominate tool-life in machining. **Journal of Applied Metalworking**, v. 1, p. 15-23, 1981.

WRIGHT, P. K.; TRENT, E. M. Metallurgical appraisal of wear mechanisms and processes on high-speed-steel cutting tools. **Metals Technology**, v. 1, n. 1, p. 13-23, 1974.

WU, Ze et al. Performance of the micro-texture self-lubricating and pulsating heat pipe self-cooling tools in dry cutting process. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 45, p. 238-248, 2014.

XIE, Jin et al. Experimental study on cutting temperature and cutting force in dry turning of titanium alloy using a non-coated micro-grooved tool. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 73, p. 25-36, 2013.

XING, Youqiang et al. Cutting performance and wear mechanism of nanoscale and microscale textured Al₂O₃/TiC ceramic tools in dry cutting of hardened steel. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 43, p. 46-58, 2014.

XING, Youqiang et al. Effect of femtosecond laser pretreatment on wear resistance of Al₂O₃/TiC ceramic tools in dry cutting. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 43, p. 291-301, 2014.

XING, Youqiang et al. Multiple nanoscale parallel grooves formed on Si₃N₄/TiC ceramic by femtosecond pulsed laser. **Applied surface science**, v. 289, p. 62-71, 2014.

ZE, Wu et al. Performance of the self-lubricating textured tools in dry cutting of Ti-6Al-4V. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 62, p. 943-951, 2012.

ZHANG, Kedong et al. Effect of microscale texture on cutting performance of WC/Co-based TiAlN coated tools under different lubrication conditions. **Applied Surface Science**, v. 326, p. 107-118, 2015.

ZHANG, Kedong et al. Improving dry machining performance of TiAlN hard-coated tools through combined technology of femtosecond laser-textures and WS₂ soft-coatings. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 30, p. 492-501, 2017.

ZHU, D. N. S. Q. et al. Electrochemical micromachining of microstructures of micro hole and dimple array. **CIRP annals**, v. 58, n. 1, p. 177-180, 2009.

QIU, Y.; KHONSARI, M. M. Experimental investigation of tribological performance of laser textured stainless steel rings. **Tribology International**, v. 44, n. 5, p. 635-644, 2011.

AMANOV, Auezhan et al. The influence of bulges produced by laser surface texturing on the sliding friction and wear behavior. **Tribology International**, v. 60, p. 216-223, 2013.

DUMITRU, G. et al. Laser microstructuring of steel surfaces for tribological applications. **Applied Physics A**, v. 70, p. 485-487, 2000.

JIA, Xiaohong et al. Numerical simulation and experimental study of shaft pumping by laser structured shafts with rotary lip seals. **Tribology International**, v. 44, n. 5, p. 651-659, 2011.

JIA, X.; SALANT, R. F. Shaft pumping by laser structured shafts with rotary lip seals—theoretical calculations and experiments. In: **16th International sealing conference (ISC)**. 2010. p. 12-13.

YAMAKIRI, Hiroki et al. Effects of laser surface texturing on friction behavior of silicon nitride under lubrication with water. **Tribology International**, v. 44, n. 5, p. 579-584, 2011.

LIU, Hongbin; WAN, Daping; HU, Dejin. Microstructure and wear behavior of laser-textured and micro-alloyed Co-based WC and TiC composite sintered-carbide coating. **Journal of materials processing technology**, v. 209, n. 2, p. 805-810, 2009.

MOURIER, Louis et al. Transient increase of film thickness in micro-textured EHL contacts. **Tribology International**, v. 39, n. 12, p. 1745-1756, 2006.

MOURIER, Louis et al. Action of a femtosecond laser generated micro-cavity passing through a circular EHL contact. **Wear**, v. 264, n. 5-6, p. 450-456, 2008.

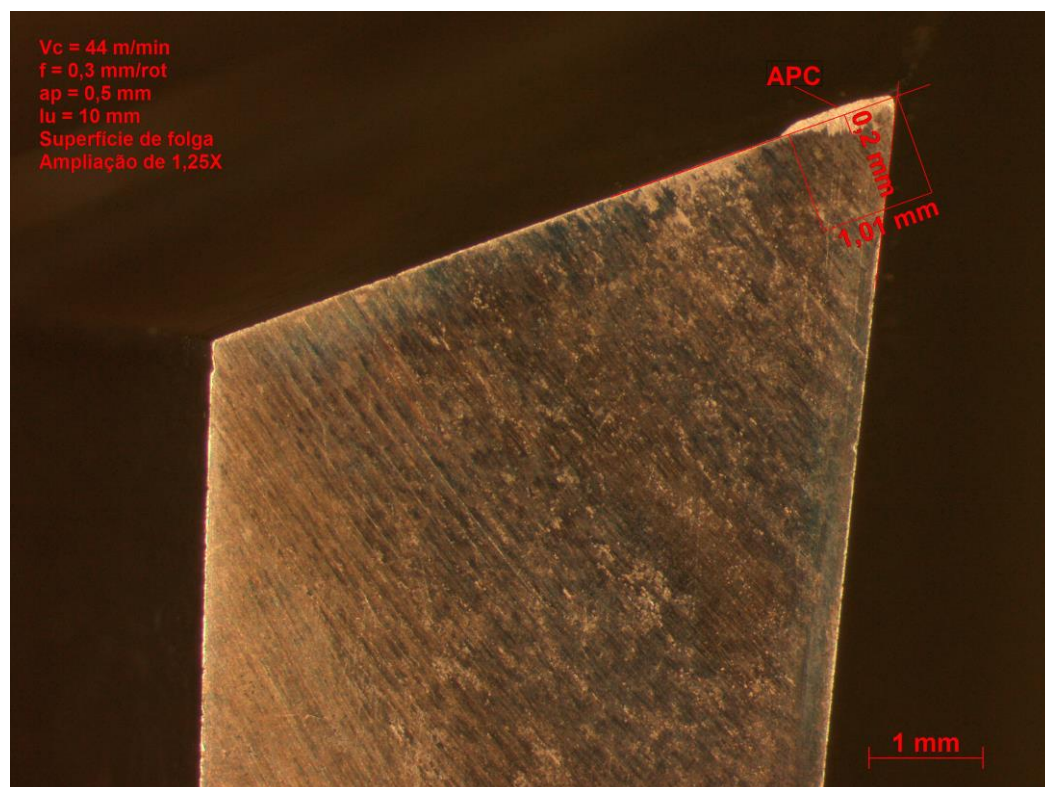
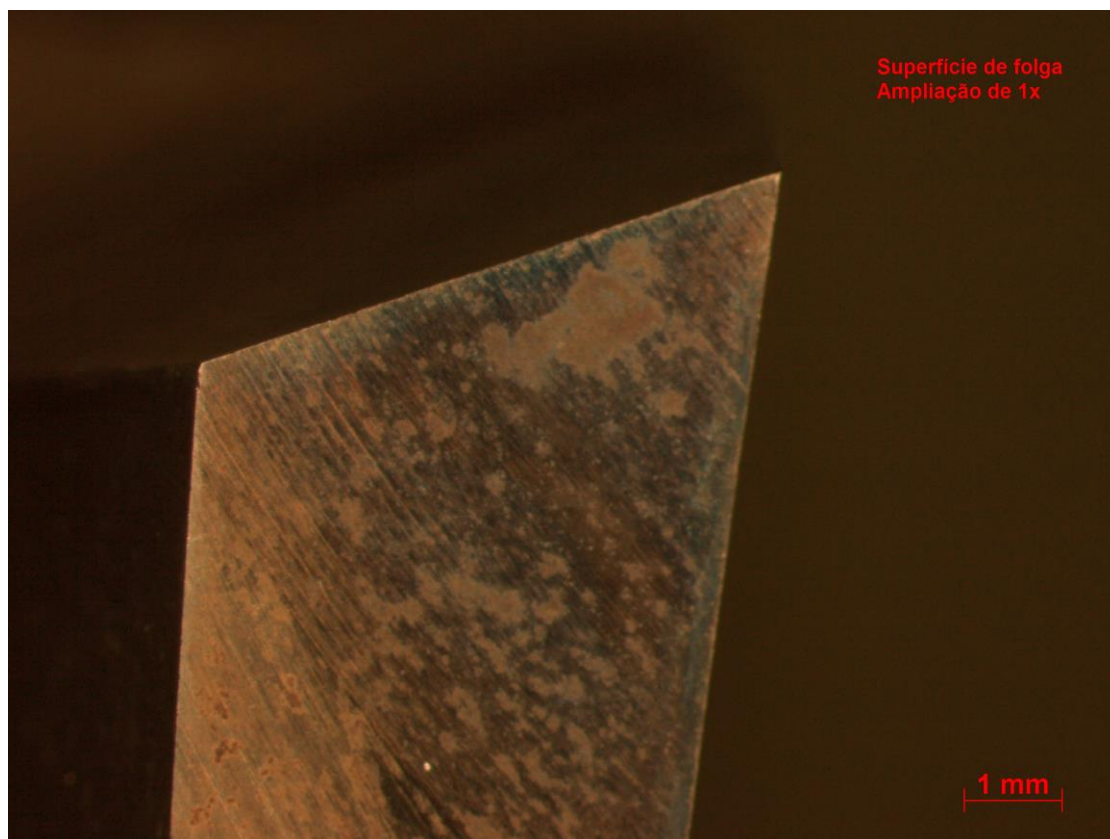
MOURIER, Louis et al. Lubrication mechanisms with laser-surface-textured surfaces in elastohydrodynamic regime. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology**, v. 224, n. 8, p. 697-711, 2010.

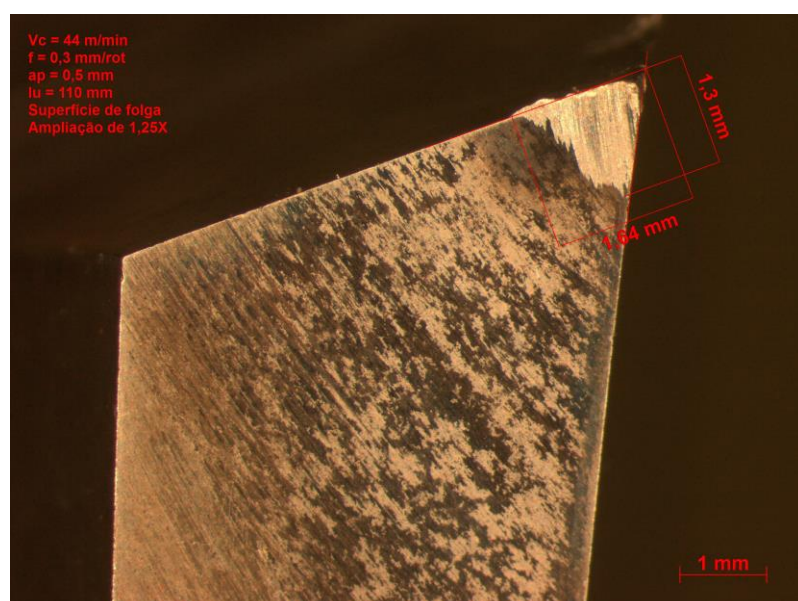
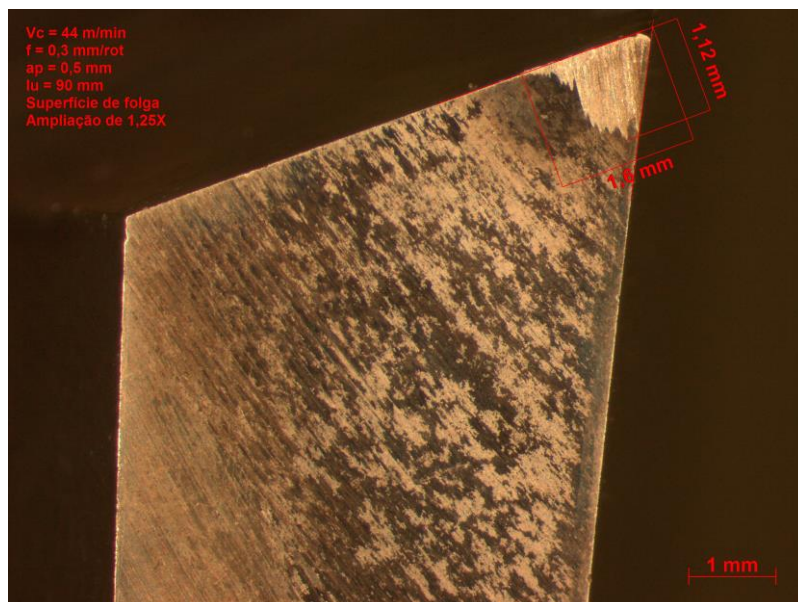
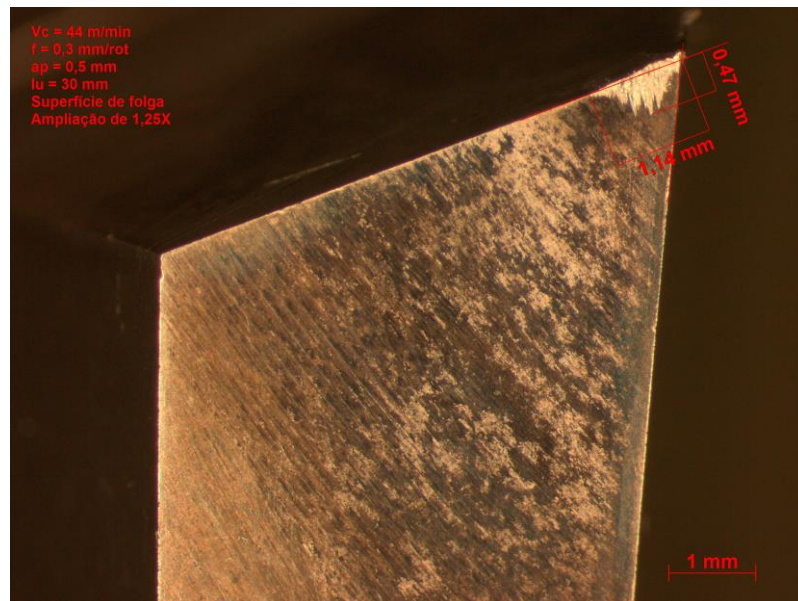
MELLO, A. Prina; BARI, M. A.; PRENDERGAST, P. J. A comparison of excimer laser etching and dry etching process for surface fabrication of biomaterials. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 124, n. 3, p. 284-292, 2002.

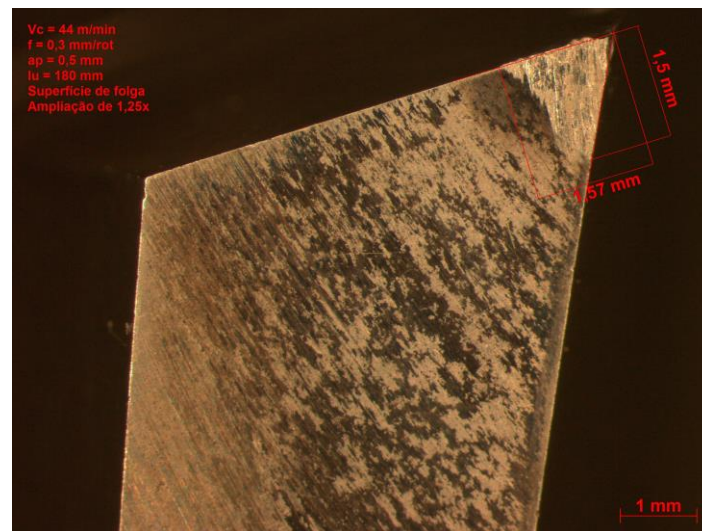
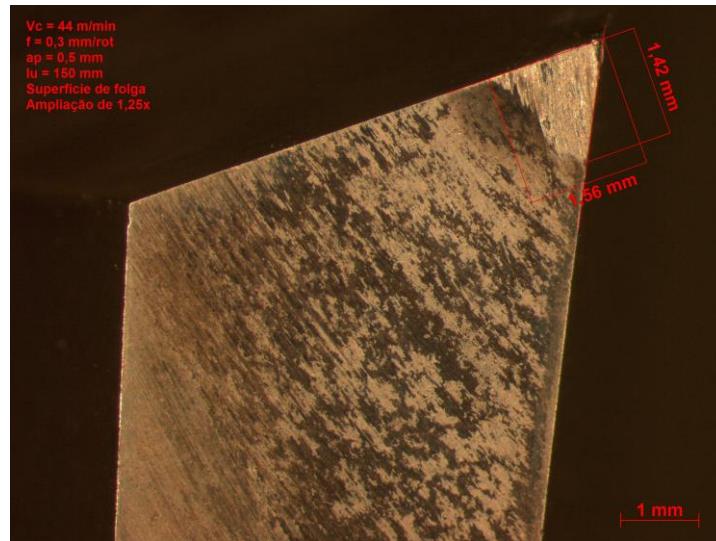
KLIMENTOV, S. M. et al. High rate deep channel ablative formation by picosecond–nanosecond combined laser pulses. **Applied Physics A**, v. 69, p. 633-636, 1999.

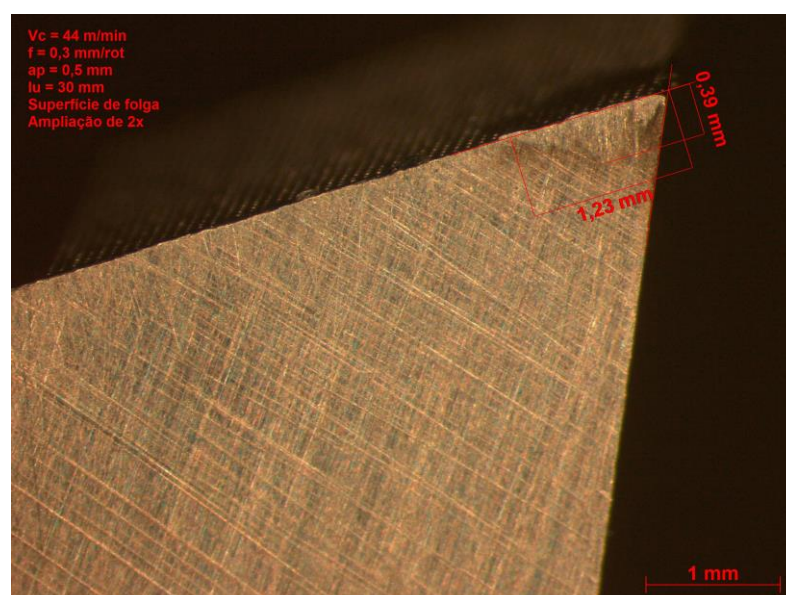
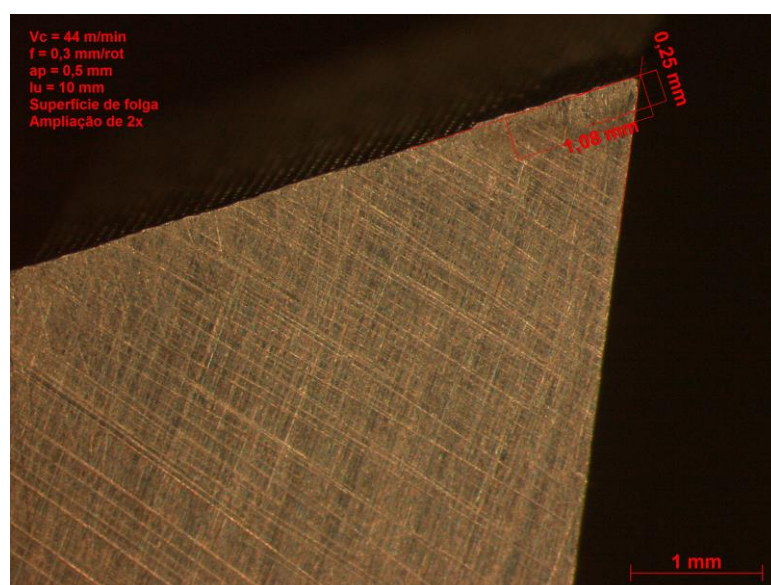
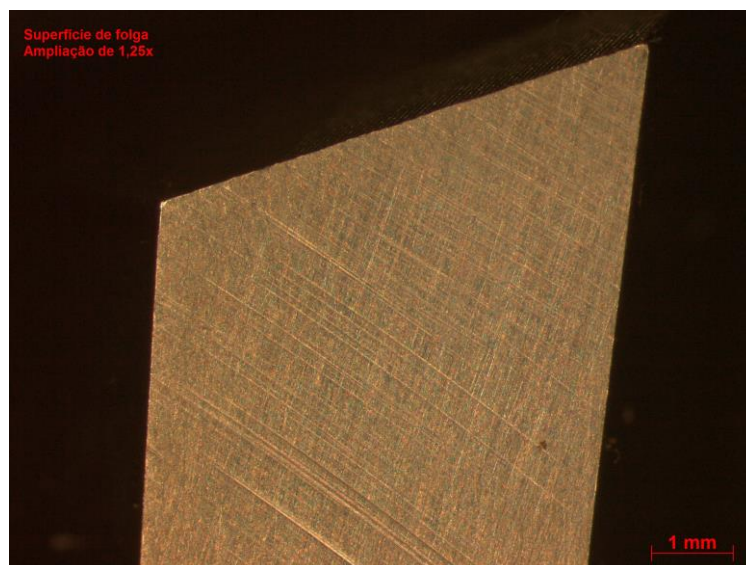
KONONENKO, T. V. et al. Laser ablation and micropatterning of thin TiN coatings. **Applied Physics A**, v. 71, p. 627-631, 2000.

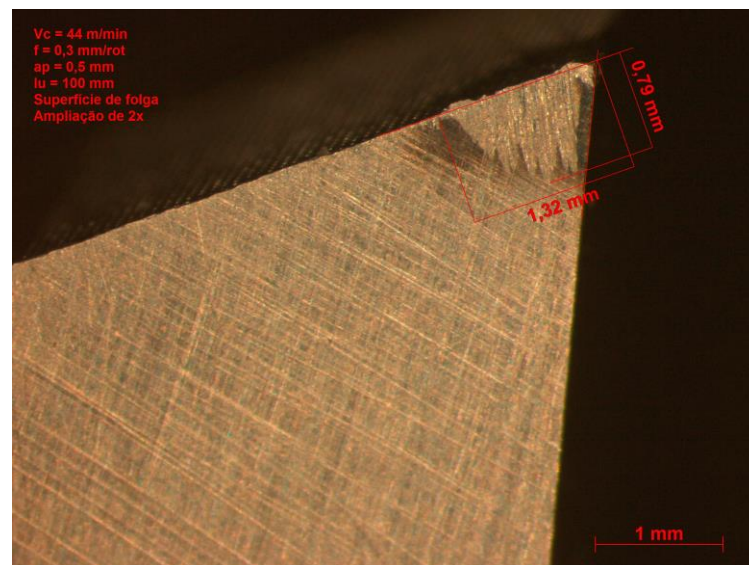
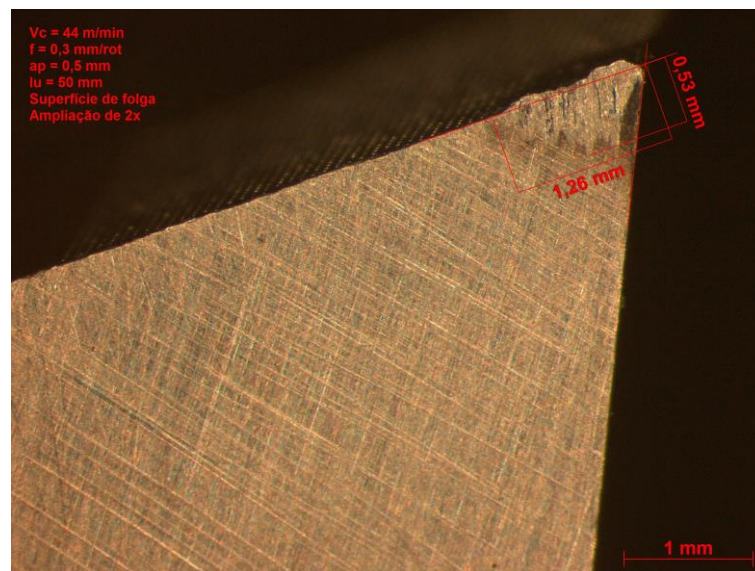
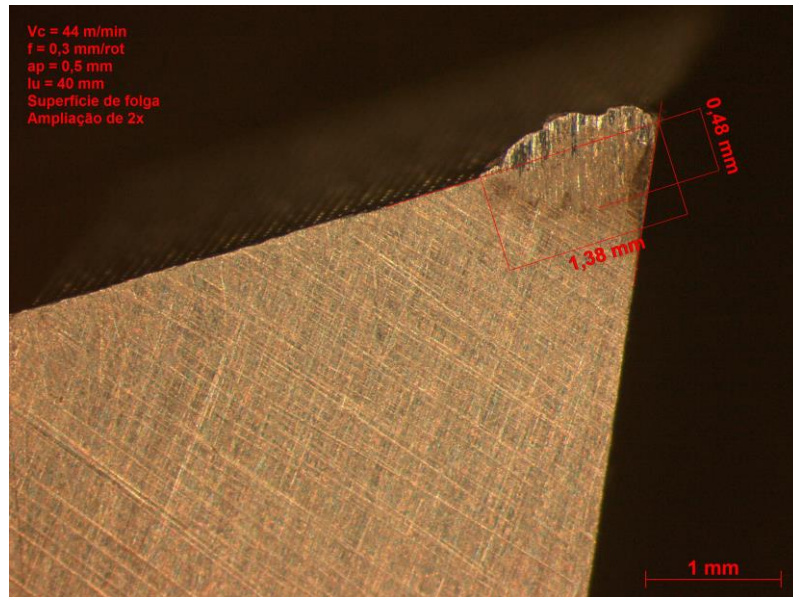
KONONENKO, T. V. et al. Formation of antireflective surface structures on diamond films by laser patterning. **Applied Physics A**, v. 68, p. 99-102, 1999.

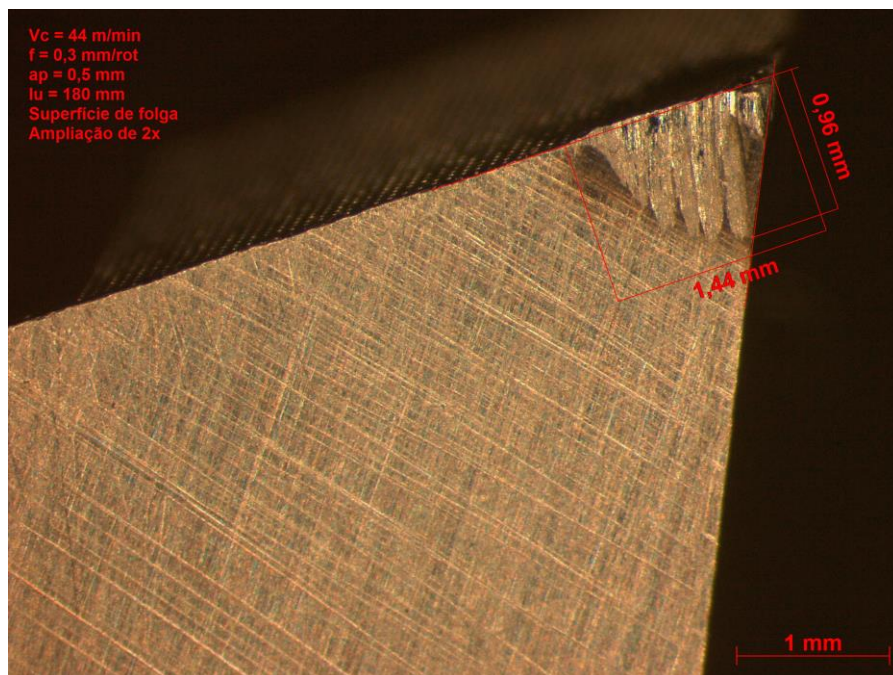
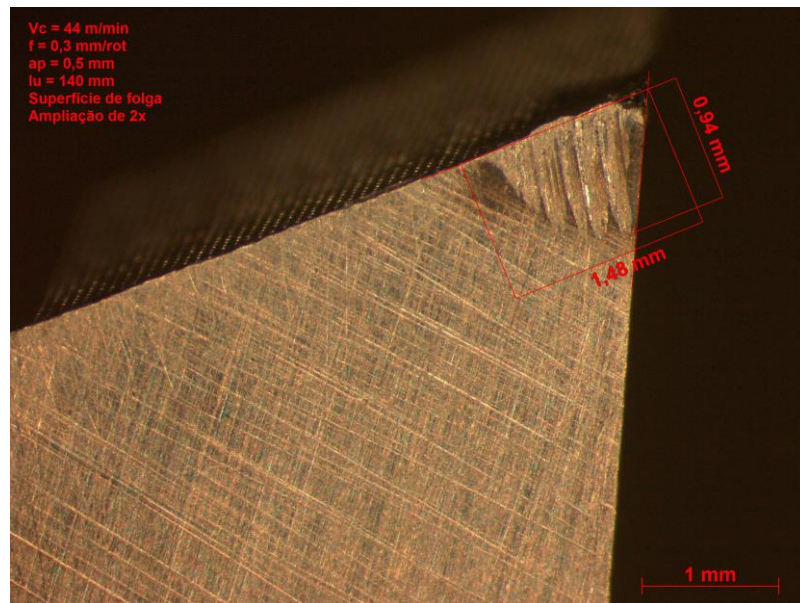
APÊNCIDE A - SUPERFÍCIE DE FOLGA (FERRAMENTA SEM TEXTURA)

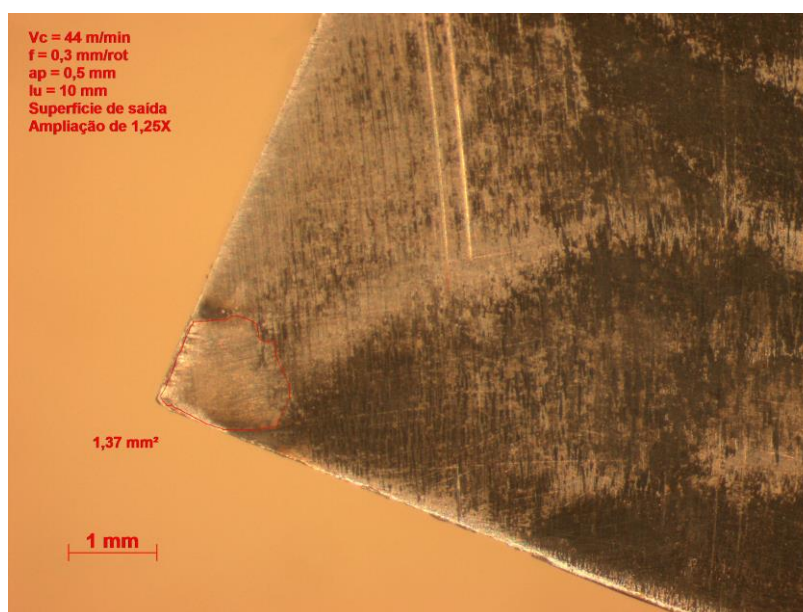
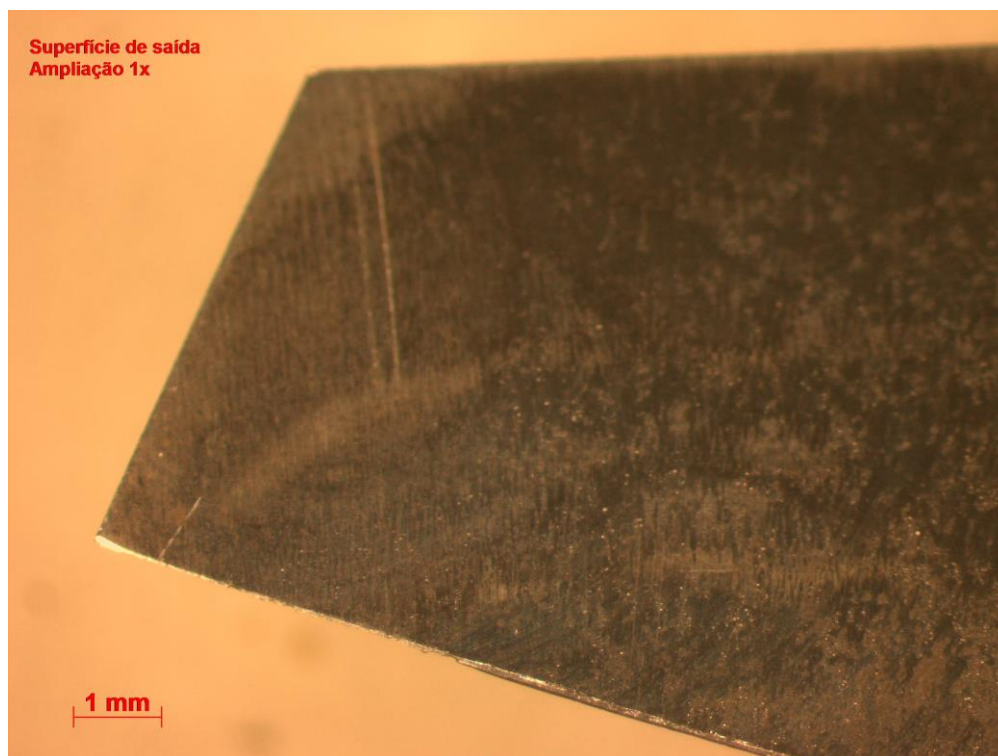


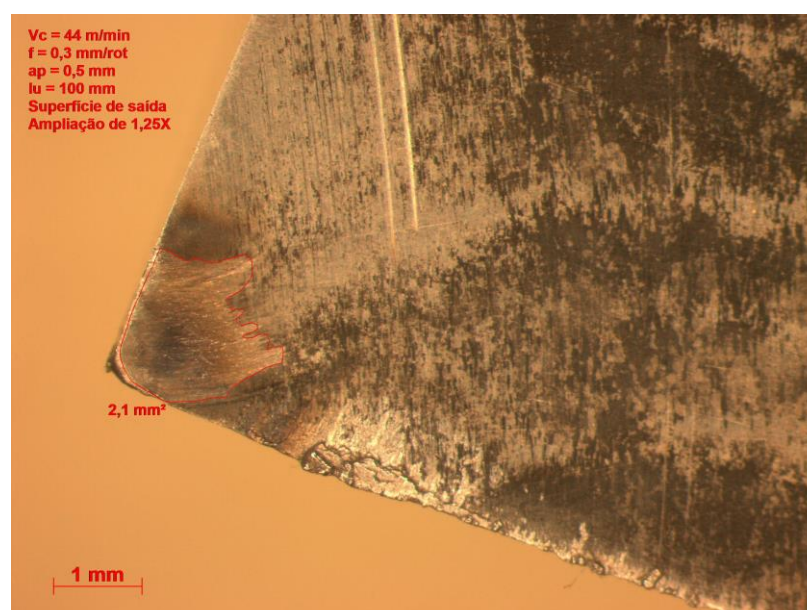
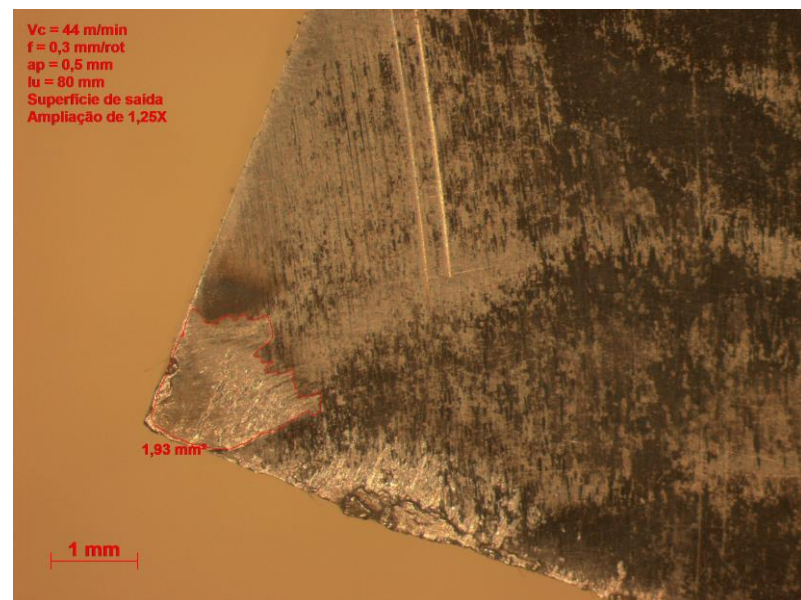
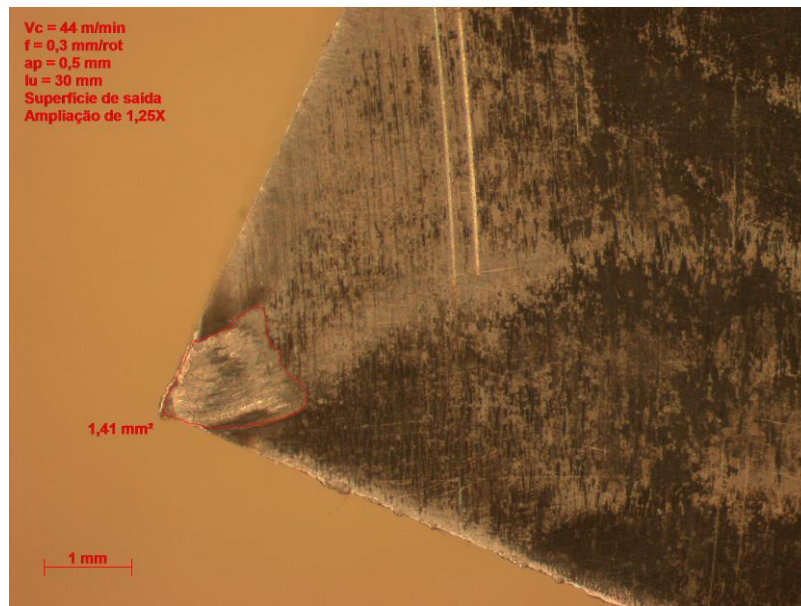


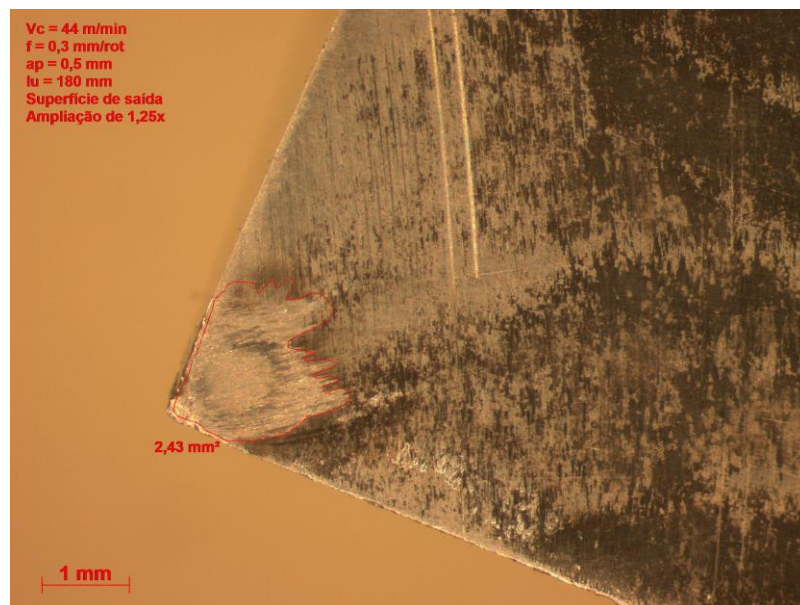
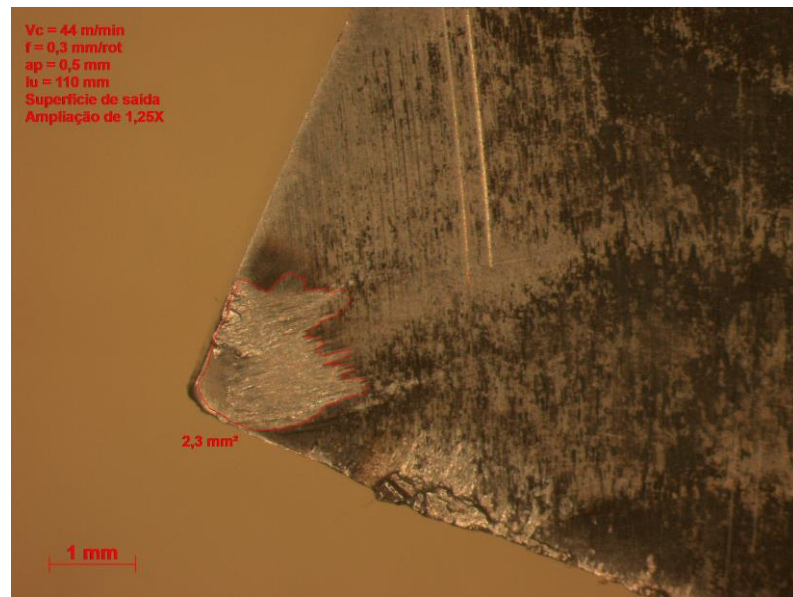
APÊNDICE B - SUPERFÍCIE DE FOLGA (FERRAMENTA TEXTURIZADA)





APÊNDICE C - SUPERFÍCIE DE SAÍDA (FERRAMENTA SEM TEXTURA)





APÊNDICE D - SUPERFÍCIE DE SAÍDA (FERRAMENTA TEXTURIZADA)