

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

ANÁLISE COMPARATIVA DE FERRAMENTAS DE METAL-DURO CLASSE S E  
CERÂMICA MISTA NO TORNEAMENTO A SECO E COM MQL  
DO AÇO SAE 4340 ENDURECIDO

por

Matheus dos Santos Polly

Dissertação para obtenção do Título de  
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, Março de 2019

ANÁLISE COMPARATIVA DE FERRAMENTAS DE METAL-DURO CLASSE S E  
CERÂMICA MISTA NO TORNEAMENTO A SECO E COM MQL  
DO AÇO SAE 4340 ENDURECIDO

por

Matheus dos Santos Polly  
Tecnólogo em Fabricação Mecânica

Dissertação submetida ao Corpo Docente do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, PROMEC, da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do Título de

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. André João de Souza

Aprovada por:

Prof.<sup>ª</sup> Dr.<sup>ª</sup> Cintia Cristiane Petry Mazzaferro ..... PROMEC / UFRGS

Prof. Dr. Luiz Airton Consalter ..... PPGPPF / UPF

Prof. Dr. Patric Daniel Neis ..... PROMEC / UFRGS

Prof. Dr. Fernando Marcelo Pereira  
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 07 de Março de 2019

*Aos meus pais, Mauro e Silvia.*

## AGRADECIMENTOS

Agradeço a todos que ajudaram, direta e indiretamente, no caminho de mais uma etapa da minha vida culminando com o desenvolvimento desta dissertação.

Ao professor orientador André João de Souza, pela sua dedicação, paciência, sinceridade e amizade.

Ao LAUS (Laboratório de Automação em Usinagem) pelo fornecimento da infraestrutura, e ao técnico Guilherme Vargas Schirmer pelo auxílio técnico com a experimentação, conselhos e amizade.

Aos colegas de laboratório, Andressa Carvalho, Fabio Telles, Rafael Farias Garcia e Wilson Urasato, pelo auxílio, amizade e momentos de descontração.

Ao Sr. Tiago Ramires (Temperatech), pela realização do tratamento térmico.

Ao Me. Luiz Eduardo da Silva e a Cemulti-UPF (Centro Multiusuário), pelo auxílio na realização das análises MEV/EDS.

A empresa Corofergs (Sra. Silvia Munhoz), pela doação das ferramentas utilizadas.

Ao LAMEF (Laboratório de Metalurgia Física), pela disponibilidade de infraestrutura e auxílio nas análises do material da peça, aos seus integrantes.

Ao PROMEC (Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da UFRGS), pelo auxílio na aquisição do material utilizado.

Aos meus pais, Mauro Moacir Polly e Silvia Maria dos Santos Polly, pela educação, amor e por sempre me incentivarem.

Ao meu tio, Reni Volmir dos Santos, pelo apoio e conselhos.

## RESUMO

O torneamento de materiais endurecidos é comumente realizado utilizando ferramentas de PCBN. No entanto, os custos relativamente elevados associados a essas ferramentas deixaram um espaço para procurar materiais de ferramenta com custos menores, que operem em um intervalo de tempo aceitável (ex. cerâmica mista). Neste contexto, o desenvolvimento de novas classes e refino de grãos de ferramentas de metal-duro, juntamente a novas tecnologias de revestimento, conferem propriedades relativamente compatíveis com a aplicação. Neste segmento, o estudo busca avaliar de maneira comparativa o desempenho de insertos de metal-duro com grãos ultrafinos e revestimento PVD ( $\text{TiAlN} + \text{Al}_2\text{O}_3$ ) e de cerâmica mista no torneamento do aço SAE 4340 endurecido a  $(52 \pm 1)$  HRC por meio de desgastes e vida da ferramenta, forças de usinagem e rugosidade da superfície usinada. Para isso, foram variadas a velocidade de corte (120 e 180 m/min) e a condição lubrificante (corte a seco e com mínima quantidade de lubrificação, MQL). Na comparação, verificou-se maior vida da ferramenta para o inserto de cerâmica mista. Os desgastes de flanco e cratera foram evidenciados em todas as situações. O desgaste de entalhe, adesão e trincas mecânicas foram visualizadas em condições específicas. Os mecanismos de desgastes atuantes nos insertos foram principalmente abrasão, *attrition* e difusão. Em geral, as forças aumentaram com a progressão do desgaste de flanco, e a aplicação de MQL reduziu a intensidade das mesmas. Os menores valores de força foram gerados pelo inserto de metal-duro. Os valores e os perfis de rugosidade foram afetados pelo desgaste da ferramenta ao longo da sua vida. Os menores valores de rugosidade foram gerados pelo inserto de cerâmica mista com MQL. Apesar de apresentar desempenho inferior, o inserto de metal-duro mostrou ser uma possível alternativa para a usinagem de materiais endurecidos ao se utilizar menores velocidades de corte.

**Palavras-chave:** Torneamento de materiais endurecidos; Inseto de metal-duro com grãos ultrafinos; Inseto de cerâmica mista; Mínima quantidade de lubrificante.

## ABSTRACT

Turning of hardened materials is commonly performed using PCBN tools. However, the relatively high costs associated with these tools have left them room to look for relatively low-cost tool materials operating in an acceptable timeframe (ex. mixed ceramic). In this context, the development of new grades and grain refining of the cemented carbide tools, along with new coating technologies, impart relatively compatible properties to the application. Therefore, the present study aims to compare the performance of the cemented carbide ISO S grade insert with ultra-fine grains and PVD coating ( $\text{TiAlN} + \text{Al}_2\text{O}_3$ ) and mixed ceramic insert in turning of SAE 4340 steel hardened at  $(52 \pm 1)$  HRC through tool wear and tool life, machining forces and surface roughness. For this, cutting speed (120 and 180 m/min) and lubricating-cooling condition (dry cut and minimum quantity of lubrication, MQL) were varied. As results, the mixed ceramic tool life was longer. Flank and crater wear were evident in all situations. Notch wear, adhesion and mechanical cracking were visualized under specific conditions. The observed wear mechanisms were abrasion, attrition and diffusion. In general, the progression of flank wear increased the machining forces, and the application of MQL reduced it. The cemented carbide insert generated the lowest force values. The tool wear affected the generated roughness values and profiles during the tool life. The lower surface roughness values were obtained by mixed ceramic insert combined with MQL. On the other hand, the cemented carbide insert performance was inferior, but it proved to be a possible alternative to hard turning when using low cutting speeds.

**Keywords:** Hard turning; Ultra-fine grained carbide insert; Mixed ceramic insert; MQL.

## INDICE

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1	Objetivos .....	2
1.1.1	Objetivo Principal.....	2
1.1.2	Objetivos Secundários .....	3
1.2	Organização do Trabalho .....	3
<b>2</b>	<b>FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....</b>	<b>4</b>
2.1	Torneamento Duro.....	4
2.2	Aço SAE 4340.....	6
2.3	Materiais para Ferramentas de Corte.....	8
2.3.1	Cerâmica .....	9
2.3.2	Metal-Duro.....	10
2.4	Geometria da Ferramenta de Corte.....	13
2.5	Falhas da Ferramenta.....	15
2.5.1	Mecanismos de Falhas em Ferramentas de Corte .....	17
2.6	Vida da Ferramenta .....	20
2.7	Força de Usinagem.....	22
2.8	Rugosidade da Superfície Usinada.....	25
2.8.1	Topografia da superfície .....	28
2.9	Aplicação de Fluidos de Corte .....	29
<b>3</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS.....</b>	<b>32</b>
3.1	Caracterização do Material .....	32
3.2	Corpos de Prova .....	34
3.3	Máquina-Ferramenta .....	34
3.4	Ferramentas de Corte.....	34
3.5	Sistema de Lubrificação e Fluido de Corte .....	36
3.6	Ensaio de Torneamento .....	36
3.7	Medição do desgaste da ferramenta .....	37
3.8	Aquisição das Forças.....	38
3.9	Medição da Rugosidade.....	39
3.10	Microscopia Eletrônica de Varredura.....	40

<b>4</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÃO .....</b>	<b>41</b>
4.1	Desgastes e Vidas da Ferramenta.....	41
4.1.1	Análise da Vida da Ferramenta de Corte.....	41
4.1.2	Avaliação dos Desgastes das Ferramentas.....	44
4.1.3	Investigação dos Mecanismos de Desgaste na Ferramenta .....	46
4.2	Componentes Ortogonais da Força de Usinagem .....	50
4.2.1	Força Passiva.....	51
4.2.2	Força de Corte.....	52
4.2.3	Força de Avanço.....	53
4.2.4	Comparativo das Componentes de Força de Usinagem .....	54
4.2.5	Influência do Comprimento Usinado sobre as Componentes da Força Resultante .....	55
4.3	Rugosidade Média da Superfície Usinada .....	55
4.3.1	Análise da Variação da Rugosidade Média .....	56
4.3.2	Análise do Perfil de Rugosidade Gerado.....	58
4.3.3	Comparativo das Rugosidades Geradas.....	60
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES .....</b>	<b>62</b>
5.1	Desgastes e Vida das Ferramentas .....	62
5.2	Componentes Ortogonais da Força de Usinagem .....	62
5.3	Rugosidade Média da Superfície Usinada .....	63
5.4	Sugestões para Trabalhos Futuros.....	63
	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>64</b>
	<b>APÊNDICE A Imagens do Flanco Principal e Secundário das Ferramentas de Corte .</b>	<b>71</b>
	<b>APÊNDICE B Regiões das Ferramentas de Corte Analisadas via EDS .....</b>	<b>72</b>
	<b>ANEXO I Relação da Faixa de Dureza e Profundidade do Tratamento Térmico de</b>	
	<b>Têmpera .....</b>	<b>75</b>



## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	Visão geral das características das operações de torneamento de materiais endurecidos e retificação. ....	5
Figura 2.2	Relação entre tenacidade e dureza dos materiais aplicados como ferramentas de corte. ....	8
Figura 2.3	Dureza a quente dos principais materiais de ferramentas aplicados no torneamento duro. ....	9
Figura 2.4	Divisão e subdivisão dos grupos de materiais cerâmicos. ....	10
Figura 2.5	Propriedades das ferramentas de metal-duro. ....	12
Figura 2.6	Ângulos da ferramenta de corte: (a) plano de medida e plano de referência; (b) ângulos no plano de medida. ....	13
Figura 2.7	Avárias da ferramenta de corte: (a) quebra; (b) lascamento; (c) trincas térmicas da aresta de corte. ....	16
Figura 2.8	Tipos de desgaste da ferramenta de corte: (a) desgaste de flanco; (b) desgaste de cratera; (c) desgaste de entalhe. ....	17
Figura 2.9	Representação dos mecanismos de desgaste. ....	17
Figura 2.10	Desgaste da ferramenta de corte no processo de torneamento. ....	20
Figura 2.11	Determinação da curva de vida de uma ferramenta: a) Curvas de desgaste em função do tempo de usinagem para diferentes velocidades de corte; b) Curva de vida em função da velocidade de corte. ....	21
Figura 2.12	Componentes da força de usinagem. ....	22
Figura 2.13	Comportamento do aço AISI 52100: (a) Efeito da dureza do material usinado nas componentes da força de usinagem; (b) Diagrama tensão-deformação no estado recozido e temperado e revenido. ....	25
Figura 2.14	Qualidade da superfície usinada. ....	27
Figura 2.15	Topografia da superfície: (a) superfície gerada por retificação; (b) superfície gerada por torneamento duro. ....	28
Figura 2.16	Topografia da superfície em função do desgaste da ferramenta. ....	29
Figura 2.17	Esquema de um atomizador. ....	30
Figura 2.18	Influência do lubrificante no torneamento do AISI 4340 com ferramenta de metal-duro para diferentes velocidades de corte. ....	30
Figura 3.1	Fluxograma dos procedimentos realizados. ....	32

Figura 3.2	Microestrutura do aço SAE 4340: (a) antes do tratamento térmico; (b) após o tratamento térmico (ampliação 1000x).....	33
Figura 3.3	Corpo de prova de aço SAE 4340 endurecido.....	34
Figura 3.4	Torno CNC Mazak QTN 100-II.....	35
Figura 3.5	Insertos intercambiáveis selecionados para o trabalho: (a) metal-duro com grãos ultrafinos; (b) cerâmica mista. ....	35
Figura 3.6	Sistema de lubrificação: (a) aspersor Quimatic IV; (b) posição do bico.....	36
Figura 3.7	Medição do desgaste na ponta da ferramenta. ....	37
Figura 3.8	Estrutura experimental para a aquisição de forças. ....	38
Figura 3.9	Rugosímetro portátil para a medição da rugosidade. ....	39
Figura 3.10	Microscópio eletrônico de varredura e espectrômetro de energia dispersiva. ..	40
Figura 4.1	Desgaste da ponta da ferramenta de metal-duro em função do comprimento usinado para as diferentes condições de corte .....	41
Figura 4.2	Desgaste da ponta da ferramenta de cerâmica mista em função do comprimento usinado para as diferentes condições de corte. ....	43
Figura 4.3	Comprimento usinado para as ferramentas de metal-duro e cerâmica mista. ..	44
Figura 4.4	Imagens do inserto de metal-duro classe S após os ensaios: (a) ponta; (b) face. ....	45
Figura 4.5	Imagens do inserto de cerâmica mista após os ensaios: (a) ponta; (b) face. ....	46
Figura 4.6	Imagens da ferramenta de metal-duro através do MEV apontando as falhas ocorridas em cada condição de corte.....	47
Figura 4.7	Análise via EDS no inserto de metal-duro na condição MD1 ( $v_c = 120$ m/min a seco): (a) regiões analisadas; (b) composição química de cada região. ....	48
Figura 4.8	Imagens da ferramenta de cerâmica mista através do MEV apontando as falhas ocorridas em cada condição de corte.....	49
Figura 4.9	Análise via EDS no inserto de cerâmica mista na condição CM3 ( $v_c = 180$ m/min a seco): (a) regiões analisadas pelo EDS; (b) composição química de cada região. ....	50
Figura 4.10	Variação da força passiva em função da velocidade de corte e do meio lubrificante para as ferramentas de corte de metal-duro e cerâmica mista. ....	51
Figura 4.11	Variação da força de corte em função da velocidade de corte e do meio lubrificante para as ferramentas de corte de metal-duro e cerâmica mista. ....	52

Figura 4.12	Variação da força de avanço em função da velocidade de corte e do meio lubrificante para as ferramentas de corte de metal-duro e cerâmica mista. ....	53
Figura 4.13	Força de usinagem média para todas as condições de corte. ....	54
Figura 4.14	Variação das componentes da força de usinagem em função do comprimento usinado para o ensaio CM1. ....	55
Figura 4.15	Variação da rugosidade média ( $R_a$ ) gerada para os inserts de metal-duro e cerâmica mista durante cada ensaio de vida. A linha vermelha representa o valor teórico calculado pela Equação 2.2. ....	56
Figura 4.16	Perfis de rugosidade para a ferramenta de metal-duro no corte a seco com $v_c = 120$ m/min considerando: (a) aresta nova; (b) aresta desgastada com $VB_C = 100$ $\mu$ m. ....	58
Figura 4.17	Perfis de rugosidade para a ferramenta de cerâmica mista no corte com MQL e $v_c = 120$ m/min considerando: (a) aresta nova; (b) aresta desgastada com $VB_C = 100$ $\mu$ m. ....	59
Figura 4.18	Comparativo da rugosidade média encontrada para as ferramentas de metal-duro e cerâmica mista. ....	60
Figura A.1	Imagens do inserto de metal-duro classe S após os ensaios: (a) flanco principal; (b) flanco secundário. ....	71
Figura A.2	Imagens do inserto de cerâmica mista após os ensaios: (a) flanco principal; (b) flanco secundário. ....	71
Figura A.3	Análise via EDS no inserto de metal-duro na condição MD2 ( $v_c = 120$ m/min com MQL): (a) regiões analisadas; (b) composição química de cada região... ..	72
Figura A.4	Análise via EDS no inserto de metal-duro na condição MD3 ( $v_c = 180$ m/min a seco): (a) regiões analisadas; (b) composição química de cada região. ....	72
Figura A.5	Análise via EDS no inserto de metal-duro na condição MD4 ( $v_c = 180$ m/min com MQL): (a) regiões analisadas; (b) composição química de cada região... ..	73
Figura A.6	Análise via EDS no inserto de cerâmica mista condição CM1 ( $v_c = 120$ m/min a seco): (a) regiões analisadas; (b) composição química de cada região. ....	73
Figura A.7	Análise via EDS no inserto de cerâmica mista condição CM2 ( $v_c = 120$ m/min com MQL): (a) regiões analisadas; (b) composição química de cada região... ..	74
Figura A.8	Análise via EDS no inserto de cerâmica mista condição CM4 ( $v_c = 180$ m/min com MQL): (a) regiões analisadas; (b) composição química de cada região... ..	74

## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1	Composição química do aço SAE 4340. ....	6
Tabela 2.2	Propriedades do aço AISI/SAE 4340. ....	7
Tabela 2.3	Classificação das ferramentas de corte em função do tamanho de grão. ....	11
Tabela 2.4	Parâmetros de medição da rugosidade. ....	26
Tabela 3.1	Composição química do aço SAE 4340. ....	33
Tabela 3.2	Parâmetros de corte dos ensaios.....	37
Tabela I.1	Temperabilidade (em HRC) do aço SAE/AISI 4340 em função da profundidade. ....	75

## LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Óxido de alumínio
ANSI	<i>American National Standards Institute</i>
APC	Aresta postiça de corte
CBN	<i>Cubic Boron Nitride</i> (Nitreto de Boro Cúbico)
Cemulti	Centro Multiusuário
Cermet	Material composto da ferramenta de corte (cerâmica + metal)
CNC	Comando numérico computadorizado
CVD	Deposição Química de Vapor
EDS	Espectroscopia de Energia Dispersiva
HB	Dureza Brinell
HCl	Ácido Clorídrico
HRC	Dureza Rockwell – Escala C
HSC	<i>High speed cutting</i>
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
IT	Classe de rugosidade
LAMEF	Laboratório de Metalurgia Física
LAUS	Laboratório de Automação em Usinagem
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
MQL	Mínima quantidade de lubrificação
NBR	Norma Brasileira
PCBN	Nitreto de boro cúbico policristalino
PVD	Deposição Física de Vapor
RMS	<i>Root Mean Square</i>
SAE	<i>Society of Automotive Engineers</i>
Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub>	Nitreto de Silício
SiC	Carboneto de Silício
TiAlN	Nitreto de Titânio Alumínio
TiC	Carboneto de Titânio
TiCN	Carbonitreto de Titânio

TiN	Nitreto de Titânio
UFRGS	Universidade Federal do Rio Grande do Sul
UPF	Universidade de Passo Fundo
VI	<i>Virtual Instrument</i>
WC	Carboneto de Tungstênio

## LISTA DE SÍMBOLOS

$a_p$	Profundidade de corte [mm]
$E$	Módulo de elasticidade [GPa]
$f$	Avanço por volta [mm/volta]
$F_c$	Força de corte [N]
$F_f$	Força de avanço [N]
$F_p$	Força passiva [N]
$F_u$	Força de usinagem [N]
KB	Largura da cratera [mm]
KM	Afastamento médio da cratera [mm]
$K_s$	Pressão específica de corte [N/mm <sup>2</sup> ]
KT	Profundidade da cratera [mm]
$R_a$	Desvio médio aritmético [ $\mu\text{m}$ ]
$R_{a-th}$	Rugosidade média teórica [ $\mu\text{m}$ ]
$R_{ku}$	Fator de achatamento do perfil [ $\mu\text{m}$ ]
$R_q$	Desvio médio quadrático [ $\mu\text{m}$ ]
$R_{sk}$	Fator de assimetria do perfil [ $\mu\text{m}$ ]
$R_t$	Altura total do perfil [ $\mu\text{m}$ ]
$R_z$	Altura máxima do perfil [ $\mu\text{m}$ ]
$r\varepsilon$	Raio de ponta [mm]
T	Vida da ferramenta [min]
VB	Desgaste de flanco [ $\mu\text{m}$ ]
VB <sub>B</sub>	Desgaste de flanco médio [ $\mu\text{m}$ ]
VB <sub>C</sub>	Desgaste de flanco na ponta da ferramenta [ $\mu\text{m}$ ]
VB <sub>max</sub>	Desgaste de flanco máximo [ $\mu\text{m}$ ]
VB <sub>N</sub>	Desgaste de entalhe [ $\mu\text{m}$ ]
$v_c$	Velocidade de corte [m/min]
$\alpha$	Ângulo de folga [°]
$\beta$	Ângulo de cunha [°]
$\gamma$	Ângulo de saída [°]
$\varepsilon_r$	Ângulo de ponta [°]
$\lambda$	Ângulo de inclinação [°]

$\sigma_r$	Tensão máxima do material [MPa]
$\chi_r$	Ângulo de posição [°]
$\chi_r'$	Ângulo de posição secundário [°]



## 1 INTRODUÇÃO

A usinagem dura é uma tecnologia relativamente recente que pode ser definida como o processo de usinagem de uma peça que possui um valor de dureza tipicamente na faixa 45-70 HRC usando ferramentas com arestas de corte com geometrias definidas. Esse processo sempre apresenta o desafio de selecionar um inserto adequado (garantir maior vida útil da ferramenta e assegurar uma usinagem de alta precisão). A usinagem dura apresenta diversas vantagens em comparação com a metodologia tradicional baseada em operações de acabamento após tratamento térmico de peças, como o processo de retificação [Davim, 2008]. Como vantagens do torneamento duro sobre a retificação pode-se citar principalmente a alta flexibilidade e a redução de tempo no ciclo de trabalho [Chavoshi e Tajdari, 2010].

O material de ferramenta de corte (inserto intercambiável) comumente utilizado no torneamento de materiais endurecidos é o nitreto de boro cúbico policristalino (PCBN)<sup>1</sup>. No entanto, os custos relativamente elevados associados a essas ferramentas deixaram um espaço para procurar materiais com custos relativamente baixos, que operem em um intervalo de tempo aceitável. Uma alternativa seria os insertos de metal-duro devido ao seu menor valor agregado [Sahoo e Sahoo, 2013]. Nos últimos anos surgiram estudos referentes ao tamanho dos grãos dos materiais utilizados em insertos de metal-duro. Os grãos ultrafinos ( $< 0,5 \mu\text{m}$ ) e extrafinos ( $0,5 - 0,9 \mu\text{m}$ ) apresentam propriedades superiores aos grãos finos em relação a dureza, resistência ao desgaste, resistência da aresta de corte e tenacidade.

Um dos materiais aplicados na usinagem dura é o aço SAE 4340 que apresenta alta resistência mecânica, elevada temperabilidade, alta tenacidade, baixa usinabilidade e baixa soldabilidade. Este é largamente utilizado na fabricação de eixos, bielas, virabrequins e peças com alta solicitação mecânica; na indústria aeroespacial; automobilística; de máquinas e equipamentos [Favorit, 2017]. A fim de obter o aço SAE 4340 endurecido, são feitos os tratamentos de têmpera seguido de revenimento. Chiaverini, 2005, descreve que o objetivo fundamental da têmpera em ligas de ferro-carbono é obter uma estrutura martensítica, com a finalidade de promover a máxima dureza. O revenimento visa corrigir os excessos da têmpera,

---

<sup>1</sup> Os produtos de PCBN podem ser caracterizados pela quantidade de CBN e as segundas fases, as quais podem ser um metal (liga Ni-Co), um carboneto (TiC ou WC) ou uma cerâmica (TiN, AlB<sub>2</sub>/AlN) cujas proporções podem variar de aproximadamente 5 a 70 %. A segunda fase pode agir como uma fase ligante, como no metal-duro convencional, mas serve para preencher a porosidade da estrutura policristalina e, em alguns casos, proporcionar uma condutividade elétrica para ajudar na fabricação das ferramentas. A fase secundária pode também estender a amplitude de aplicações do PCBN, especialmente para as operações de acabamento. A maioria dos produtos tem um tamanho de grão entre 1 e 3  $\mu\text{m}$  [Abrão et al., 1993].

aliviando as tensões e corrigindo a excessiva dureza e conseqüentemente a fragilidade do material, melhorando sua ductilidade e resistência ao choque.

Na usinagem dura, a pressão específica de corte gerada durante a remoção de material é mais elevada que a da usinagem convencional. Nakayama et al., 1988 cita que os materiais de alta dureza desgastam a ferramenta de forma mais rápida e as forças de usinagem são maiores, principalmente a força de avanço.

A característica mais frequentemente investigada nos processos de usinagem dura, principalmente devido à disputa contínua entre torneamento duro e retificação, é a rugosidade da superfície usinada [Davim, 2008]. Segundo Astakhov, 2011, além dos fatores que tradicionalmente afetam a rugosidade (ou seja, o avanço  $f$  e o raio de ponta  $r_e$ ), deve ser dada especial atenção à deterioração da ponta da ferramenta na usinagem dura, devido ao fato de que são observadas taxas de desgaste aceleradas, especialmente quando a classe da ferramenta não é corretamente selecionada, prejudicando assim o acabamento da peça.

Para redução dos desgastes das ferramentas podem-se utilizar fluidos de corte. Ferraresi, 2011 descreve que a função do fluido de corte é introduzir uma melhoria no processo de usinagem de metais, como por exemplo, redução no coeficiente de atrito entre a ferramenta e o cavaco, expulsão do cavaco da zona de corte, melhor acabamento da peça, impedir a corrosão da peça e redução do consumo de energia de corte. Porém, Shaw et al., 1951 citam que na usinagem em alta velocidade de corte, o método convencional de aplicação de fluido de corte falha ao penetrar na interface cavaco-ferramenta e não consegue remover o calor efetivamente. Assim, Dixit et al., 2012 descrevem que uma forma de aplicar o fluido de maneira mais efetiva que o sistema em abundância é a aplicação de lubrificante por névoa (ou em mínima quantidade, MQL), em que uma mistura de ar e óleo (aerossol) é produzida e aplicada na zona de corte com alta pressão, atuando como meio lubrificante-refrigerante.

Com base nos aspectos citados, o tema foi estabelecido, avaliando o desempenho de ferramentas de corte alternativas no torneamento do aço SAE 4340 endurecido.

## **1.1 Objetivos**

### **1.1.1 Objetivo Principal**

Avaliar comparativamente o desempenho das ferramentas de cerâmica mista e metal-duro Classe S no torneamento do aço SAE 4340 endurecido a  $(52 \pm 1)$  HRC, analisando a

vida, os desgastes e os mecanismos de desgaste das mesmas, as forças de usinagem e o acabamento da superfície gerada por essas.

### **1.1.2 Objetivos Secundários**

Para cada ferramenta:

- Analisar a influência dos parâmetros de usinagem (velocidade de corte e meio lubrificante) nos valores das componentes de força de usinagem e da rugosidade média da superfície usinada.
- Verificar o tempo de vida para diferentes combinações de parâmetros de usinagem.
- Investigar os tipos e os mecanismos de desgaste apresentados.
- Avaliar a influência do desgaste de flanco nos níveis das componentes de força de usinagem e da rugosidade média.
- Analisar o perfil de rugosidade gerado ao longo do percurso de avanço.

## **1.2 Organização do Trabalho**

O trabalho foi organizado em sete partes descritas abaixo:

Capítulo 1: INTRODUÇÃO. Breve contextualização sobre o tema abordado, apresentando a proposta do trabalho de maneira sucinta.

Capítulo 2: FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA. Revisão concisa da literatura sobre usinagem de materiais endurecidos e aspectos relacionados a ferramentas de corte, esforços de corte e textura da superfície.

Capítulo 3: MATERIAIS E MÉTODOS. Apresentação das características dos equipamentos, ferramentas de corte, material e procedimentos utilizados para a execução do torneamento do aço SAE 4340 endurecido.

Capítulo 4: RESULTADOS E DISCUSSÃO. Apresentação e discussão das informações obtidas com este estudo conforme o método descrito.

Capítulo 5: CONCLUSÕES. Principais conclusões decorrentes dos resultados gerados, além de sugestões para trabalhos futuros.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS: Literatura consultada para a realização do estudo.

Pós-texto: APÊNDICES e ANEXO. Os primeiros contêm as imagens relacionadas aos desgastes e mecanismos de desgaste das ferramentas; o segundo expõe informações sobre a faixa de dureza do tratamento térmico.

## 2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Neste capítulo é apresentado o embasamento teórico sobre os temas pertinentes ao desenvolvimento do estudo. Estes temas abordam conhecimentos relativos a (i) torneamento de materiais endurecidos; (ii) aço SAE 4340; (iii) ferramentas de corte (material e geometria); (iv) aplicação de meio lubrificante; (v) avarias, desgastes e vida da ferramenta; (vi) componentes de força de usinagem; e (vii) textura da superfície usinada.

### 2.1 Torneamento Duro

Grande parte das peças utilizadas em elementos mecânicos necessita de tratamento térmico para melhorar suas propriedades mecânicas. Algumas dessas peças também precisam ser usinadas após o tratamento para garantir características como bom acabamento superficial, baixa rugosidade, precisão dimensional e precisão geométrica [Rosa, 2017].

Tradicionalmente, as operações de acabamento em peças no estado altamente temperado ou endurecido com dureza acima de 45 HRC eram realizadas utilizando apenas o processo de retificação<sup>2</sup>, mas recentemente as operações de corte duro usando ferramentas de corte com arestas geometricamente definidas tornaram-se cada vez mais capazes de substituí-las e garantindo superfícies comparáveis à retificação [Davim, 2008].

Dentre os fatores que motivaram a aplicação do processo de torneamento para a fabricação de peças duras é o tempo necessário para concluir esses componentes endurecidos, que foi significativamente reduzido. A maior economia de tempo é a eliminação virtual de operações de acabamento com o processo de retificação, já que a textura “fina” de superfície, até 1,6  $\mu\text{m}$  de rugosidade média ( $R_a$ ) é possível, contando com tolerâncias dimensionais correspondentes [Smith, 2008].

Outra vantagem que pode ser destacada no torneamento duro refere-se à flexibilidade do processo que possibilita a alteração na forma geométrica da peça sem que seja necessário modificar a geometria do rebolo. Com relação a peças com geometrias complexas, o próprio comando numérico (CNC) da máquina ferramenta, de forma simples, pode gerar trajetórias da ferramenta em superfícies tangentes, raios côncavos e convexos, tornando-se economicamente viável até mesmo na fabricação de um só componente [Koch, 1996].

---

<sup>2</sup> A retificação é um processo de usinagem por abrasão destinado à obtenção de superfícies com auxílio de uma ferramenta abrasiva de revolução denominada rebolo. Rebolo é uma ferramenta com forma e dimensões definidas constituída de grãos abrasivos ligados por aglutinante [Ferraresi, 2011].

A energia total do processo de retificação é da ordem de 2 a 20 vezes maior que para outros processos de usinagem, para o mesmo volume de cavaco removido por unidade de tempo. E quase toda esta energia se transforma em calor. Como a retificação é um processo abrasivo, os grãos do rebolo possuem geometria não definida, com uma quantidade de arestas de corte muito grande. Ao entrarem em contato com a peça, os grãos removem por cisalhamento um cavaco muito pequeno. Isto, aliado a altíssima velocidade de corte, gera altas temperaturas (1000 a 1600°C). Como o tempo de exposição a estas temperaturas é muito curto, é possível que o material usinado atinja e supere a sua temperatura de fusão sem se fundir. No entanto, diferente do torneamento – em que a maior parte do calor gerado vai para o cavaco – na retificação a maior parte deste calor vai para a peça, podendo gerar alterações microestruturais, erros de forma e erros dimensionais [Diniz et al., 2013].

Vale ressaltar que no torneamento de materiais endurecidos, o tipo de cavaco geralmente formado é denominado segmentado, cisalhado, ou dente de serra devido à forma de sua seção transversal que apresenta um perfil serrilhado [Ferraresi, 2011].

Klocke et al., 2005, discutiram os resultados de pesquisas e as demandas industriais no torneamento de materiais endurecidos em comparação com a retificação. A comparação destas operações é realizada avaliando critérios qualitativos na funcionalidade da peça e estão resumidos na Figura 2.1.

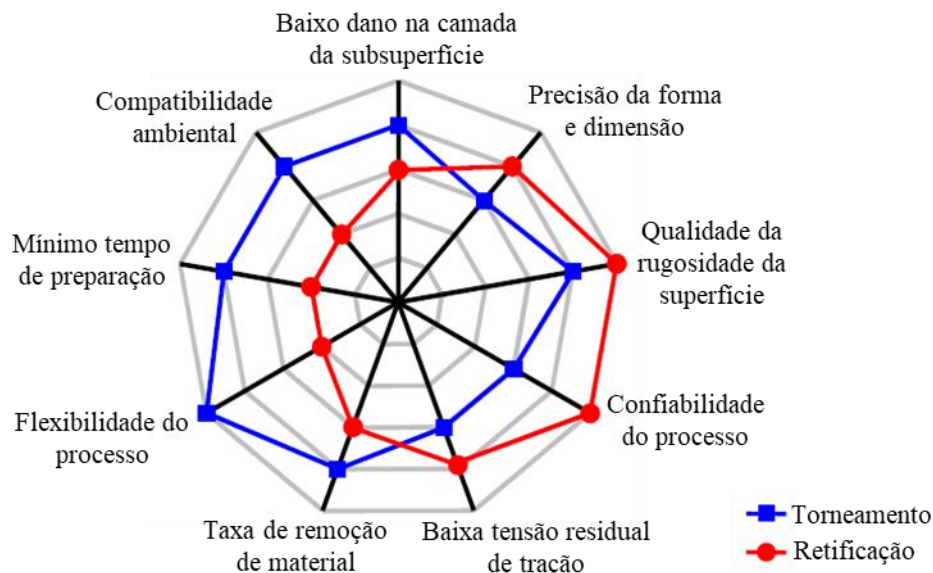


Figura 2.1 – Visão geral das características das operações de torneamento de materiais endurecidos e retificação [adaptado de Klocke et al., 2005].

Na Figura 2.1, tem-se que a retificação apresenta melhor desempenho nos critérios de confiabilidade do processo, qualidade da rugosidade da superfície, baixa tensão residual de tração e precisão da forma e dimensão. Boing, 2016 aponta que as questões relativas à integridade da superfície são as principais restrições do torneamento de materiais endurecidos e, conseqüentemente, os principais pontos motivadores para aprimoramento da técnica.

Astahkov, 2011, descreve ainda uma série de desvantagens e limitações do processo de torneamento duro em relação à retificação: (i) tamanho e geometria da peça (peça muito grande); (ii) peças muito longas e finas associadas a altas pressões de corte podem gerar vibrações; (iii) o grau de rigidez da máquina-ferramenta determina a precisão da peça (quando as tolerâncias da peça são mais rigorosas e acabamentos mais finos, a falta de rigidez da máquina se torna um problema); (iv) a aplicação de fluidos refrigerantes em cortes interrompidos pode ocasionar lascamentos e quebra da ferramenta devido ao choque térmico causado pelas entradas e saídas da ferramenta; (v) à medida que o desgaste da ferramenta de corte aumenta o acabamento da peça se deteriora.

## 2.2 Aço SAE 4340

O aço AISI/SAE 4340 é um aço para beneficiamento com elevada temperabilidade, ligado ao cromo-níquel-molibdênio, e utilizado na fabricação de diferentes componentes mecânicos. Este aço tem como características aplicações onde exigem a combinação de resistência mecânica e resistência à fratura, além de possuir elevada resistência à fadiga [GGD Metals, 2015]. Exemplos da aplicação: virabrequins de aviões, tratores, caminhões e automóveis; bielas, engrenagens, eixos sujeitos a grandes esforços; peças que necessitam boas características mecânicas em seções grandes [Villares Metals, 2015].

A composição química do aço SAE 4340 (Tabela 2.1) mostra que o material é constituído por uma série de elementos de liga que influenciam sua usinabilidade.

Tabela 2.1 – Composição química do aço SAE 4340 [Favorit, 2012].

Elemento	Massa [%]
C	0,38 ~ 0,43
Cr	0,70 ~ 0,90
Ni	1,65 ~ 2,00
Mo	0,20 ~ 0,30

Elemento	Massa [%]
Mn	0,60 ~ 0,80
Si	0,15 ~ 0,35
P	0,03 (máx)
S	0,04 (máx)

O carbono (C) facilita o endurecimento do SAE 4340 e forma carbonetos com ferro (Fe), cromo (Cr), molibdênio (Mo) e vanádio (V); isto promove o aumento do desgaste abrasivo na ferramenta de corte. O níquel (Ni) aumenta a dureza, a resistência a corrosão e a resistência mecânica da liga, mas reduz a sua usinabilidade; ligas contendo Ni também tendem a formar aresta postiça de corte (APC) e desgaste de entalhe nas ferramentas. O silício (Si) auxilia a quebra do cavaco e aumenta o desgaste por abrasão [Machado et al., 2015].

O manganês (Mn) proporciona melhor temperabilidade e aumenta a resistência dos aços. No caso do SAE 4340 que possui de 0,60 a 0,80% de Mn e média porcentagem de carbono, o Mn torna a usinabilidade da liga em geral melhor. A adição de fósforo (P) de até 0,1% atua positivamente sobre a usinagem, resultando em cavacos curtos e quebradiços. Devido à sua afinidade com o Mn, o enxofre (S) forma sulfetos (MnS) que melhoram a usinabilidade, pois propicia a formação de cavacos curtos e quebradiços, o que facilita o corte do material, melhorando assim a qualidade da superfície usinada [Klocke, 2011].

As propriedades físicas e mecânicas do aço SAE 4340 vão depender das condições do tratamento térmico. A liga apresenta ponto de fusão de 1427°C e condutividade térmica de 44,5 W/(m·K). As propriedades do mesmo em estado recozido são mostradas na Tabela 2.2.

Tabela 2.2 – Propriedades do aço AISI/SAE 4340 [Cardarelli, 2008].

Densidade [kg/dm <sup>3</sup> ]	Módulo de elasticidade [GPa]	Limite de escoamento [MPa]	Resistência à tração [MPa]	Dureza Brinell [HB]
7,8	206	475	745	217

O aço SAE 4340 pode ainda ser tratado termicamente a fim de modificar suas propriedades para atender aplicações onde são exigidas elevadas dureza, resistência mecânica e resistência ao desgaste do material.

Os tratamentos térmicos comumente usados no endurecimento do aço SAE 4340 é a têmpera seguida de revenimento. A têmpera consiste no aquecimento do aço até a sua temperatura de austenização (entre 840 e 870°C), seguido de resfriamento rápido (em óleo). O revenimento tem como objetivo aliviar as tensões internas (corrigir excessos de dureza e fragilidade do material) aumentando a ductilidade e a resistência ao choque. A temperatura do revenimento fica entre 250 e 350°C, quando se pretende obter uma dureza de 50 a 55 HRC [Chiaverini, 2005; GGD Metals, 2015].

### 2.3 Materiais para Ferramentas de Corte

O processo de usinagem consiste na remoção de material, utilizando como ferramenta um material de maior dureza e mecanicamente mais resistente que a peça. As principais propriedades desejáveis em um material para ferramenta de corte podem ser listadas: alta dureza; tenacidade suficiente para evitar falha por fratura; alta resistência ao desgaste abrasivo; alta resistência à compressão; alta resistência ao cisalhamento; boas propriedades mecânicas e térmicas em temperatura elevadas; alta resistência ao choque térmico; alta resistência ao impacto; ser quimicamente inerte [Machado et al., 2015].

Como, em geral, dureza e tenacidade são duas propriedades antagônicas (alta dureza se associa a baixa tenacidade e vice-versa), o balanço destas propriedades nos materiais de ferramentas de corte se tornou um desafio para o fabricante. A Figura 2.2 mostra o comportamento de cada material em relação a estas propriedades. A conciliação destas propriedades foi conseguida com a produção de ferramentas com diferentes composições químicas, refinamento de grãos, controle dos processos de fabricação e do tratamento térmico, o que lhes confere graus compatíveis de pureza e qualidade.

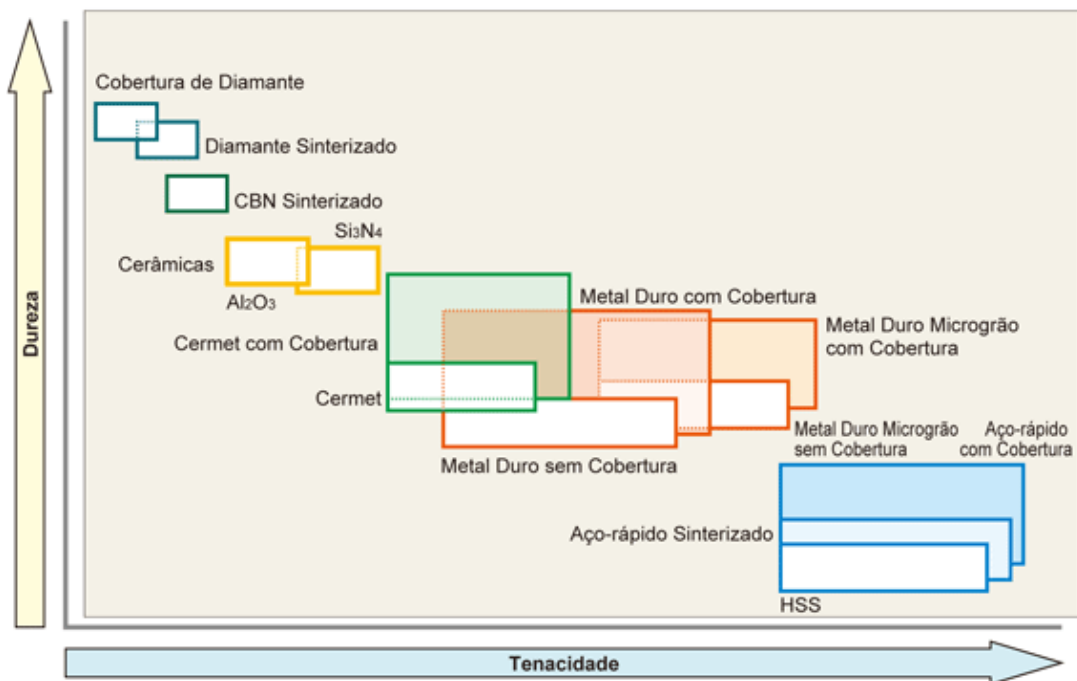


Figura 2.2 – Relação entre tenacidade e dureza dos materiais aplicados como ferramentas de corte [Mitsubishi, 2018].

No torneamento duro, a pressão específica de corte gerada costuma ser alta. Assim, por convenção, é necessário que o material da ferramenta de corte tenha alta dureza a quente e



alta resistência ao desgaste [Bartarya e Choudhury, 2012]. Assim, as ferramentas de corte tipicamente utilizadas são de PCBN e cerâmica, as quais possuem propriedades adequadas para suportar as condições tribológicas do processo, impostas tanto pela dureza e resistência mecânica, como pelos componentes microestruturais (como os carbonetos) do material usinado. No entanto, os custos relativamente altos associados a essas ferramentas deixaram um espaço para procurar materiais com custos relativamente baixos, que operem em um intervalo de tempo aceitável. Neste segmento, o desenvolvimento de novas classes e, principalmente, o refino de grão das ferramentas de metal-duro, associado a novas tecnologias de revestimentos, conferem a estas ferramentas propriedades compatíveis com a aplicação, e ainda apresentam um menor valor agregado [Boing, 2016; Sahoo e Sahoo, 2013]. Porém, as ferramentas de corte de metal-duro se comparadas com os materiais comumente utilizados (PCBN e cerâmica), apresentam menor dureza a quente (Figura 2.3), e maior resistência ao choque [Diniz et al., 2013; Klocke, 2011].

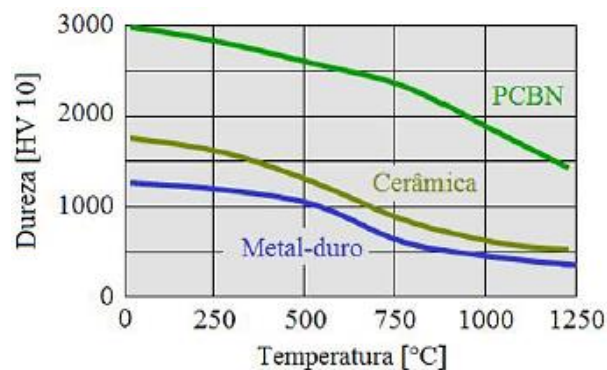


Figura 2.3 – Dureza a quente dos principais materiais de ferramentas aplicados no torneamento duro [adaptado de Klocke, 2011].

Neste estudo, os materiais das ferramentas de corte escolhidos foram cerâmica mista e metal-duro. Então, as informações foram limitadas a respeito destes materiais.

### 2.3.1 Cerâmica

O material cerâmico é citado na literatura como ferramenta de corte em usinagem desde a década de 1950, quando as primeiras ferramentas foram aplicadas. No entanto, a cerâmica passou a ser um material bastante utilizado somente na década de 1980, depois dos desenvolvimentos conseguidos no campo das propriedades da cerâmica [Diniz et al., 2013].

As ferramentas de cerâmica possibilitam velocidades de corte elevadas, a ponto de serem empregadas somente quando as máquinas-ferramentas oferecem condições de alta

rigidez, alta rotação e elevada potência. A característica fundamental do material cerâmico é a sua resistência ao amolecimento pelo calor gerado em altas temperaturas, além da sua elevada dureza, alta resistência à formação de cratera e baixa condutividade térmica [Ferraresi, 2011].

Segundo Diniz et al., 2013, as ferramentas cerâmicas são classificadas em dois grupos em função das propriedades de sua matriz: (i) à base de óxido de alumínio ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ); (ii) à base de nitreto de silício ( $\text{Si}_3\text{N}_4$ ). Estes grupos contêm divisões em decorrência da adição de elementos de liga, que lhes conferem características distintas (Figura 2.4).

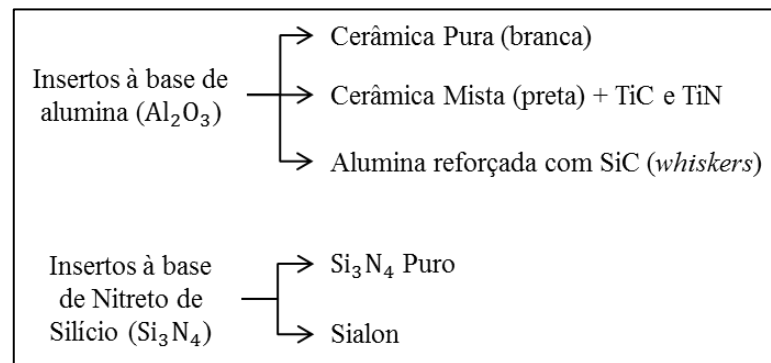


Figura 2.4 – Divisão e subdivisão dos grupos de materiais cerâmicos [Campos, 2015].

As ferramentas de corte de cerâmica mista apresentam uma estrutura de grãos muito finos devido à adição de TiC (e/ou TiN) que limita o crescimento dos grãos de óxido de alumínio ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ), promovendo melhores tenacidade e condutividade térmica, além de aumentar consideravelmente a sua dureza e a sua resistência ao desgaste. Com essas ferramentas, tem-se conseguido excelentes resultados no torneamento de aços endurecidos [Machado et al., 2015; Klocke, 2011].

Em contrapartida os insertos de material cerâmico apresentam baixa tenacidade, sendo requerida atenção especial em sua utilização, necessitando cuidados nas escolhas da geometria da ferramenta e do tipo de suporte dos insertos, e na entrada e saída da ferramenta de corte em relação à peça. Além destes fatores, vale destacar que não é recomendado o uso de fluidos de corte com ferramentas de cerâmica, devido ao choque térmico provocando pelo fluido, podendo levar a quebra da ferramenta [Klocke, 2011].

### 2.3.2 Metal-Duro

O metal-duro é um produto da metalurgia do pó feito de partículas duras (carbonetos) e um ligante sinterizado. O ligante tem como função constituir a ligação dos carbonetos frágeis, obtendo um corpo resistente. Já os carbonetos fornecem alta dureza a quente,

resistência ao desgaste e à compressão. Estas ferramentas são responsáveis por 70% do mercado de ferramentas para usinagem. Porém, em torneamento, geralmente são limitadas ao corte de peças com durezas de até 45 HRC.

O desempenho do metal-duro como ferramenta de corte em usinagem é fortemente dependente da composição química e da microestrutura, além das propriedades estarem também relacionadas com o tamanho dos grãos de carboneto de tungstênio (WC) e com a quantidade de ligante, geralmente cobalto (Co) [Gille et al., 2002]. Na Tabela 2.3 observa-se a classificação das ferramentas de corte de metal-duro em função do tamanho de grão.

Tabela 2.3 – Classificação das ferramentas de corte em função do tamanho de grão [Sandvik, 2015; adaptado de Boing, 2016].

<b>Classificação</b>	<b>Tamanho médio de grão [<math>\mu\text{m}</math>]</b>
Ultrafino	< 0,5
Extrafino	0,5 – 0,9
Fino	1,0 – 1,3
Médio	1,4 – 2,0
Médio grosseiro	2,1 – 3,4
Grosseiro	3,5 – 5,5
Extra grosseiro	> 5,5

Xiong et al., 2013, compararam a vida das ferramentas de corte de metal-duro com grãos convencionais (tamanhos entre 1,5 e 2,4  $\mu\text{m}$ ) e ultrafinos (0,5  $\mu\text{m}$ ) no torneamento do aço ANSI H13 (dureza de 50 HRC). As ferramentas foram submetidas a diferentes velocidades de corte. Foi constatado que as ferramentas de grãos ultrafinos obtiveram maior tempo de vida em todos os casos. Os autores concluíram que os melhores resultados são consequentes da maior dureza e tenacidade promovida pelo refino do grão de WC.

Diniz et al., 2013, complementam que as ferramentas de corte com grãos finos devem ser escolhidas quando: (i) pretende-se usinar materiais de elevada dureza; (ii) deseja-se bom acabamento da superfície usinada; (iii) a área de contato no processo é pequena; (iv) necessita-se manutenção de bordas e perfis de pequenas dimensões.

Observam-se na Figura 2.5 algumas propriedades das ferramentas de metal-duro comparando o tamanho de grão do WC e a porcentagem de aglomerante (Co). Quanto menor o tamanho do grão e menor a porcentagem de aglomerante, maior a dureza das classes de metal-duro. Quanto menor o tamanho de grão, maior a condutividade térmica e a dureza a

quente. A redução no tamanho do grão do metal-duro também possibilita maior resistência aos microlascamentos da aresta de corte [Gille et al., 2002].

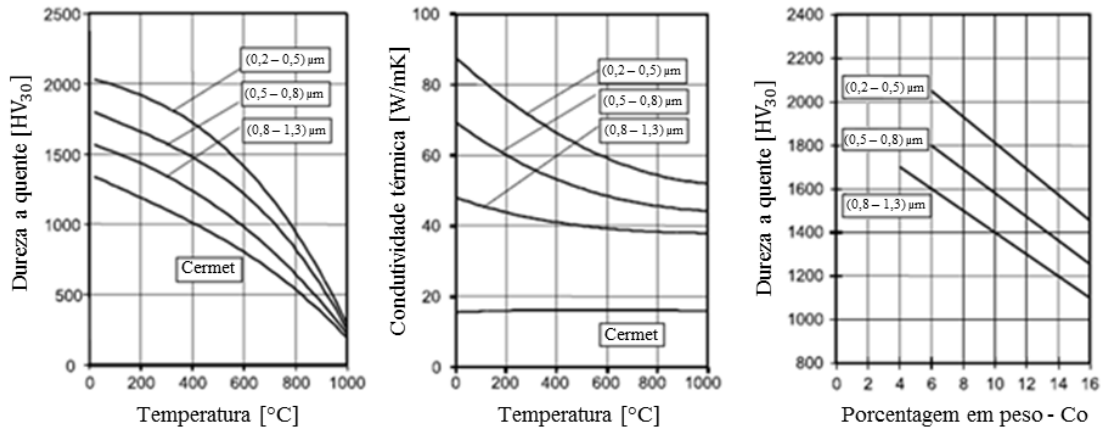


Figura 2.5 – Propriedades das ferramentas de metal-duro [adaptado de Gille et al., 2002].

De forma geral, a redução do tamanho do grão nas ferramentas de metal-duro e a consequente redução da quantidade de aglomerante melhora o desempenho das ferramentas. No entanto, mesmo com tal aprimoramento, a temperatura na interface cavaco-ferramenta no torneamento de materiais endurecidos geralmente ultrapassa o limite de transição ferrita-austenita do material, e neste nível de temperatura, a dureza das ferramentas de metal-duro é reduzida em quatro vezes, acarretando a atuação severa dos diferentes mecanismos de desgaste. Para minimizar tal problema, faz-se o uso de revestimentos [Boing, 2016].

Os tipos de deposição da camada de revestimentos sobre o substrato da ferramenta de corte se dá por dois processos distintos: o PVD (deposição de fase por processo físico) e o CVD (deposição de fase por processo químico).

Os revestimentos realizados por PVD são feitos de materiais cerâmicos, usualmente aplicados em espessuras de 1 a 15 μm em ferramentas de corte de aço rápido e metal-duro. Tais revestimentos foram desenvolvidos industrialmente na década de 1970 para fornecer aos substratos (materiais tenazes) a capacidade de suportar altas temperaturas, característica do material cerâmico. Dentre as vantagens do PVD em relação ao CVD, destaca-se a possibilidade de processar o revestimento a temperaturas mais baixas (400-500°C contra 900-1000°C do CVD), inibindo a interação química que gera carbonetos frágeis [Astahkov, 2011].

Com o processo de associação do substrato da ferramenta com o revestimento, houve expressiva redução dos desgastes nas ferramentas de corte, com consequente aumento da produtividade nas linhas da produção da indústria. Alguns exemplos de revestimentos: nitreto de titânio (TiN), nitreto de titânio alumínio ((Ti,Al)N), carboneto de titânio (TiC),

carbonitreto de titânio (TiCN), revestimentos de lubrificantes sólidos (e.g. MoS<sub>2</sub>) e revestimentos de multicamadas (e.g. (Ti,Al)N+(Al,Cr)<sub>2</sub>O<sub>3</sub>). Os revestimentos propiciam às ferramentas: (i) aumento da dureza superficial; (ii) aumento da resistência a desgastes (abrasivo e adesivo, de flanco ou cratera); (iii) redução nos coeficientes de atrito, facilitando o deslizamento do cavaco e prevenindo a adesão; (iv) aumento nas resistências à corrosão e à oxidação; e (v) melhor qualidade da superfície usinada [Xavier, 2003; Astahkov, 2011].

Paldey e Deevi, 2003, complementam citando que o revestimento PVD de (Ti,Al)N, quando submetido a altas velocidades de corte, combinado com o oxigênio do ar, forma uma película protetora de Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> que protege a ferramenta de corte contra a oxidação e desgaste abrasivo, reduzindo assim a condução de calor para o substrato.

## 2.4 Geometria da Ferramenta de Corte

A geometria da ferramenta de corte exerce grande influência no desempenho da usinagem. Os fatores relacionados com formação e saída do cavaco, força de corte, desgaste da ferramenta, e qualidade da superfície usinada são diretamente influenciadas por essa geometria. Por isso se deve conhecer as dimensões, os ângulos e os materiais necessários para sua fabricação a fim de obter um resultado satisfatório durante a operação de corte, adaptando tal geometria aos materiais da peça e da ferramenta [Machado et al., 2015; Xavier 2003].

Segundo Stemmer, 1995, os principais ângulos de uma ferramenta de corte com geometria definida são: ângulo de folga ( $\alpha$ ), ângulo de cunha ( $\beta$ ), ângulo de saída ( $\gamma$ ), ângulo de ponta ( $\epsilon_r$ ), ângulo de posição principal ( $\chi_r$ ), ângulo de posição secundário ( $\chi_r'$ ) e ângulo de inclinação ( $\lambda$ ). A Figura 2.6 ilustra os principais ângulos da ferramenta de corte. No caso,  $\alpha + \beta + \gamma = 90^\circ$  (complementares) e  $\chi_r + \epsilon_r + \chi_r' = 180^\circ$  (suplementares).

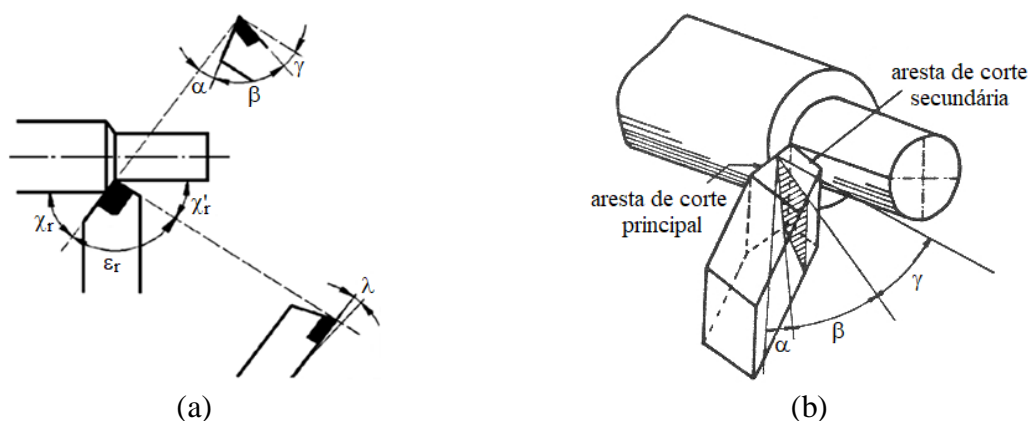


Figura 2.6 – Ângulos da ferramenta de corte: (a) plano de medida e plano de referência [Tschätsch, 2009]; (b) ângulos no plano de medida [Stemmer, 1995].

A principal função do ângulo de folga ( $\alpha$ ) é evitar o atrito entre a peça e superfície de incidência (ou folga) da ferramenta. A determinação do valor do  $\alpha$  depende principalmente da resistência mecânica do material da ferramenta e da peça (quanto maior for a resistência mecânica, menor será o ângulo). No caso do torneamento de materiais endurecidos são preferíveis baixos ângulos  $\alpha$  (consequentemente, maiores ângulos de cunha  $\beta$ ), pois o material da peça apresenta alta resistência mecânica [Souza, 2016].

O ângulo de cunha ( $\beta$ ) é definido como o ângulo entre a superfície de folga ( $\alpha$ ) e a de saída ( $\gamma$ ), sendo associado à resistência mecânica da ferramenta de corte. Na usinagem de materiais endurecidos é recomendado manter um elevado ângulo  $\beta$  devido à alta resistência mecânica do material [Tschätsch, 2009].

O ângulo de saída ( $\gamma$ ) influencia decisivamente na força e potência necessárias ao corte, pois quanto maior  $\gamma$ , menor será o trabalho de dobramento e encruamento do material do cavaco, afetando o acabamento da peça. No corte de materiais endurecidos, valores negativos de  $\gamma$  são comumente empregados, por garantir maior resistência à cunha de corte [Machado et al., 2015].

O ângulo de ponta ( $\epsilon_r$ ) é responsável pela estabilidade da ferramenta, em condições de elevada pressão de corte, como no torneamento duro, em que o  $\epsilon_r$  deve ser o maior possível [Stemmer, 1995].

O ângulo de posição principal ( $\chi_r$ ) tem a função de: (i) controlar o choque de entrada da ferramenta; (ii) distribuir as tensões de corte favoravelmente no início e no fim de corte; (iii) alterar a espessura do cavaco e o comprimento atuante da aresta de corte; (iv) aumentar o  $\epsilon_r$ ; (v) gerar uma força passiva na ferramenta que ajuda a eliminar eventuais vibrações; (vi) influir na direção de saída do cavaco [Souza, 2016].

A principal função do ângulo de posição secundário ( $\chi_r'$ ) é controlar o acabamento, ou seja, permitir que apenas uma pequena parte da aresta secundária entre em contato com a superfície usinada, evitando assim vibrações [Souza, 2016].

O ângulo de inclinação ( $\lambda$ ) tem como objetivo: (i) controlar a direção do fluxo dos cavacos; (ii) estabilizar o processo de corte; e (iii) reduzir a chance de quebra da aresta de corte. Porém, vale salientar que  $\lambda$  negativos podem fazer com que o cavaco seja desviado para a superfície da peça, prejudicando o acabamento [Klocke, 2011].

O raio de ponta da ferramenta ( $r_e$ ) efetua a união entre as arestas principal e secundária da ferramenta, formando o ângulo de ponta ( $\epsilon_r$ ). Assim, maiores  $r_e$  tornam a ponta da ferramenta mais resistente; porém, ocorre o aumento da vibração devido ao aumento do atrito causado pela maior área de contato. O raio de ponta ( $r_e$ ) e o avanço ( $f$ ) são os fatores que tem

maior influência sobre o acabamento da superfície usinada [Klocke, 2011; Diniz et al., 2013]. Chou e Song, 2004 avaliaram a influência do  $r_\epsilon$  no torneamento duro do aço ANSI 52100 utilizando ferramentas de cerâmica mista. Concluíram que maiores  $r_\epsilon$  proporcionam melhor acabamento; entretanto, a energia específica de corte é maior. Os autores ainda verificaram que diferentes  $r_\epsilon$  não apresentam influência no desgaste de flanco médio ( $VB_B$ ).

A geometria da ferramenta de corte é classificada em macrogeometria e microgeometria. A macrogeometria está relacionada ao tamanho, formato e ângulos da ferramenta ou inserto; já a microgeometria refere-se às características da aresta de corte.

A geometria da aresta de corte apresenta grande influência na vida da ferramenta no processo de torneamento, principalmente em pequenas espessuras de cavaco, como é o caso do torneamento de materiais endurecidos. Uma forma apropriada da aresta de corte aumenta a resistência ao desgaste, a vida da ferramenta e a confiabilidade do processo [Wyen, 2011, Denkena e Biermann, 2014].

## 2.5 Falhas da Ferramenta

Machado et al., 2015, citam que, independentemente da resistência mecânica da peça e da dureza a quente da ferramenta de corte, esta sofrerá desgaste, e isto exigirá a sua substituição. Estudar e entender os mecanismos de desgaste é muito importante, pois permite ações efetivas para reduzir a taxa de desgaste, prolongando a vida da ferramenta de corte. Além do mais, o conhecimento desses mecanismos fornece subsídios para que haja evolução dos materiais das ferramentas.

Podem-se distinguir três falhas que levam a ferramenta a perder sua eficácia durante o corte: deformação plástica, avarias e desgastes. O primeiro promove somente deslocamento do material, enquanto os dois últimos geralmente promovem a perda de material.

A deformação plástica na aresta de corte está associada a altas pressões e temperaturas aplicadas na cunha cortante em ferramentas com dureza a quente relativamente baixa. Estas deformações provocam deficiência no controle de cavacos e deterioração do acabamento da superfície usinada. O crescimento desta deformação pode gerar a quebra da aresta de corte. Para evitá-la, pode-se empregar uma ferramenta de corte com maior dureza a quente, ou mudar os parâmetros de corte e a geometria da ferramenta com o objetivo de diminuir os esforços de corte e a temperatura [Diniz et al., 2013].

As avarias são falhas que ocorrem de maneira repentina e inesperada em forma de quebra, lascamento ou trinca da aresta de corte (Figura 2.7). A quebra e o lascamento levam à

destruição total ou à perda de uma quantidade considerável de material da aresta de corte de forma repentina e imprevisível. A trinca promove a abertura de uma fenda no corpo da ferramenta de corte. No caso, não existe a perda imediata de material, mas sua presença pode comprometer a continuidade do processo de corte pela sua transformação em sulco (no caso de trincas de origem térmica). O aumento desta trinca pode originar o lascamento ou até a quebra da aresta de corte [Machado et al., 2015].

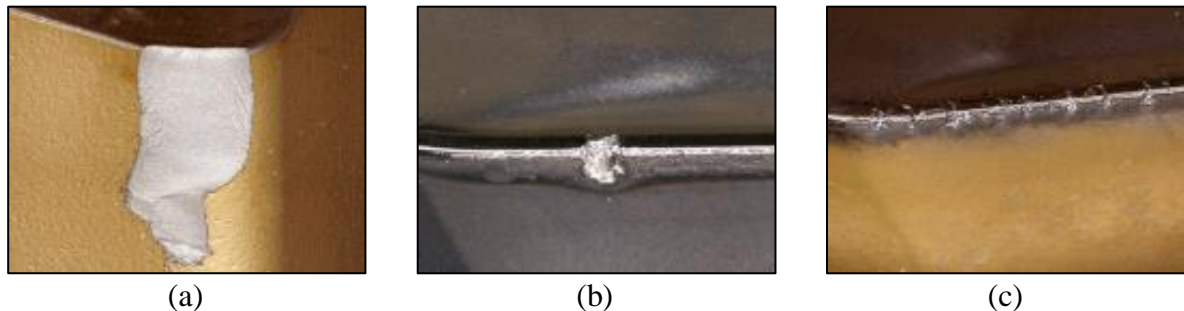


Figura 2.7 – Avarias da ferramenta de corte: (a) quebra; (b) lascamento; (c) trincas térmicas da aresta de corte [Sandvik, 2017].

A quebra da ferramenta está associada à exposição da aresta de corte a uma carga maior do que ela pode resistir. Isto pode ocorrer em função do aumento do desgaste, que gera maiores esforços sobre a cunha de corte. Quando a quebra ocorre de maneira prematura, ela pode ser causada pela utilização de parâmetros de corte inadequados.

O lascamento pode ocorrer devido a várias combinações de mecanismos de desgaste. Entretanto, as causas mais comuns são de origem termomecânica e adesiva (aderência e arrastamento). Já as trincas são de origem mecânica ou térmica. As trincas mecânicas decorrem de “choques mecânicos” que acontecem durante a entrada ou a saída da ferramenta de corte. As trincas térmicas (ou fadiga térmica) ocorrem por consequência da flutuação cíclica de carga e temperatura [Machado et al., 2015; Sandvik, 2017].

De acordo com Davim, 2008, os desgastes são fenômenos que ocorrem de maneira progressiva, levando a ferramenta de corte à falha. Esses desgastes acontecem principalmente nas superfícies de folga e de saída da ferramenta. A Figura 2.8 ilustra os tipos de desgastes.

O desgaste de flanco ocorre na superfície de folga (flanco) causado pelo atrito na interface ferramenta-peça. É o tipo de desgaste mais comum, estando presente em todo o processo de usinagem com geometria definida. Este tipo de desgaste ocasiona a deterioração da superfície usinada, devido à modificação da aresta de corte original, fazendo com que a peça mude de dimensão, podendo sair de sua faixa de tolerância. Geralmente o critério de fim



de vida é relacionado a este desgaste pela sua presença constante, além da fácil visualização e mensuração [Diniz et al., 2013].



Figura 2.8 – Tipos de desgaste da ferramenta de corte: (a) desgaste de flanco; (b) desgaste de cratera; (c) desgaste de entalhe [Sandvik, 2017].

O desgaste de cratera ocorre na superfície de saída (face) sendo causado pelo atrito na interface cavaco-ferramenta. Este atrito gera o cisalhamento na parte de baixo do cavaco produzindo alta temperatura na face da ferramenta. Assim, se os materiais da ferramenta e da peça (cavaco) tiverem afinidade química associada a altas temperaturas, altas pressões e maior tempo de contato, pode ocorrer a difusão nessa interface [Trent e Wright, 2000].

O desgaste de entalhe modifica o formato da ponta da ferramenta, podendo surgir nos dois extremos de contato entre ferramenta (superfícies principal e secundária) e peça, prejudicando a superfície usinada. Este desgaste é resultado das altas temperaturas, do aumento da velocidade de corte, da presença de oxigênio e do escoamento das rebarbas laterais dos cavacos (segmentados) sobre a ferramenta [Machado et al., 2015].

### 2.5.1 Mecanismos de Falhas em Ferramentas de Corte

Os mecanismos que geralmente causam desgastes e avarias em ferramentas (abrasão mecânica, adesão, difusão, oxidação e fadiga) estão resumidos na Figura 2.9. Tais mecanismos são explicados por diversos autores.

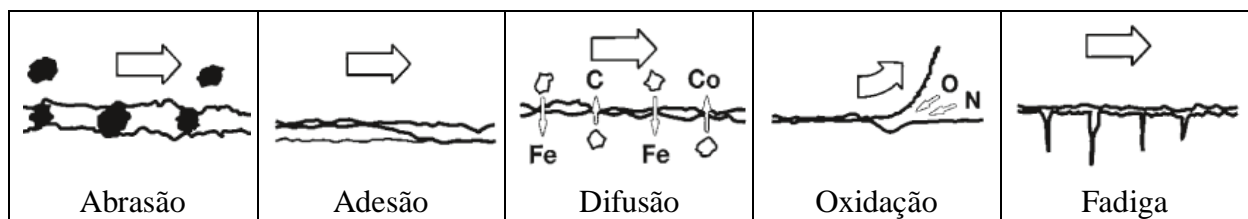


Figura 2.9 – Representação dos mecanismos de desgaste [Astakhov, 2011].

A abrasão mecânica ocorre quando o material é removido por atrito ou deslocado da superfície por partículas duras que podem estar soltas entre duas superfícies com movimento relativo, ou que pertencem a uma das superfícies. Esta é a principal causa de desgaste da ferramenta; tanto o desgaste de flanco quanto o de cratera podem ser gerados por abrasão. O desgaste abrasivo caracteriza-se por apresentar sulcos paralelos à direção do fluxo do material. Este desgaste é incentivado pela presença de partículas duras no material da peça e pela temperatura de corte, que reduz a dureza da ferramenta. Assim, quanto maior sua dureza a quente, maior sua resistência ao desgaste abrasivo [Diniz et al., 2013; Klocke, 2011].

A adesão (*attrition*, aderência e arrastamento) também é responsável pelos desgastes (flanco, cratera e entalhe) geralmente em baixas velocidades de corte. Quando há um fluxo irregular de material sobre a superfície (folga e/ou saída) da ferramenta, fragmentos microscópicos são desprendidos desta superfície e arrastados pela continuidade do movimento de escorregamento na interface cavaco-ferramenta ou ferramenta-peça, ficando aderidos ao fluxo de cavaco ou na peça. Estes fragmentos, ao se atritarem com outras regiões da ferramenta, desgastam-na por abrasão. O *attrition* confere à superfície um aspecto áspero ou poroso devido à ação destes fragmentos que, quando arrastados, arrancam partículas da ferramenta [Machado et al., 2015; Trent e Wright, 2000].

A difusão basicamente consiste na transferência de átomos entre o cavaco e a ferramenta, ativada pelas altas temperaturas alcançadas nesta interface. Por ser em nível atômico, isto faz com que as áreas desgastadas apresentem aparência lisa. Sua intensidade depende da afinidade química desses dois materiais. Com a utilização de altas velocidades de corte, este é o principal responsável pela formação do desgaste de cratera. Ao escolher uma determinada ferramenta, deve-se verificar o grau de estabilidade química dela em relação ao material a ser usinado [Diniz e Noritomi, 2002; Machado et al., 2015; Klimenko et al., 1992].

A oxidação está associada a altas temperaturas e a presença de ar (corte a seco) e água (contida nos fluidos de corte). O tungstênio (W) e o cobalto (Co) das ferramentas de metal-duro formam filmes de óxidos porosos sobre a ferramenta, os quais são removidos por abrasão, gerando desgaste. Porém, alguns óxidos como o  $\text{Al}_2\text{O}_3$  são mais duros e resistentes. Assim, alguns materiais de ferramenta desgastam-se mais facilmente por oxidação. No caso, o desgaste se forma especialmente nas extremidades do contato cavaco-ferramenta devido ao acesso do ar nesta região, sendo esta uma possível explicação para o surgimento do desgaste de entalhe [Diniz et al., 2013; Shaw, 2005].

A fadiga promove a formação de trincas na superfície da ferramenta devido à expansão e à contração alternadas das camadas superficiais, pois são aquecidas durante o

corte e resfriadas por condução no corpo da ferramenta durante os intervalos entre os cortes. As trincas também podem ter origem mecânica, causadas pela variação de esforços mecânicos. Exemplos de trincas transversais (térmicas) e longitudinais (mecânicas) à aresta de corte é comum em ferramentas utilizadas em fresamento [Trent e Wright, 2000].

Das et al., 2017, e Suresh et al., 2012, realizam o torneamento do aço ANSI 4340 endurecido utilizando ferramentas de metal-duro com revestimento de multicamadas. Em ambos os trabalhos, os autores encontraram que o mecanismo de desgaste predominante foi o abrasivo. Também foram observados desgaste de flanco e cratera.

Godoy e Diniz, 2011 avaliaram o comportamento de ferramentas de cerâmica mista e PCBN no torneamento a seco do aço AISI 4340 endurecido. Observaram que os desgastes predominantes foram o de flanco e o de cratera. A abrasão foi o principal mecanismo de desgaste que ocorreu nas ferramentas de cerâmica, indicado pelas marcas verticais paralelas à direção do corte. Constataram que isto se deve ao atrito entre a ferramenta e a peça causado pelos elementos duros do material usinado (carbonetos, nitretos ou óxidos), e também pela remoção de micro fragmentos duros da própria ferramenta (*attrition*).

Lima et al., 2005 avaliaram a usinabilidade dos aços AISI 4340 e AISI D2 endurecidos no processo de torneamento. Para o aço AISI 4340 utilizaram ferramentas de metal-duro revestidas por CVD e PCBN. Observaram que o principal mecanismo de desgaste para a ferramenta de metal-duro foi a abrasão mecânica. Já para a ferramenta de PCBN, o mecanismo dominante foi a difusão.

Zheng et al., 2018, estudaram os mecanismos de desgaste da ferramenta de metal-duro PVD com revestimento de TiAlN/TiN e da ferramenta de cerâmica mista no torneamento do aço 300M<sup>3</sup> endurecido. Observaram que o tipo de cavaco predominante foi o segmentado. Constataram que as partículas duras presentes na peça podem causar desgaste abrasivo na ferramenta de cerâmica mista. Também verificaram que os principais mecanismos de desgastes encontrados na ferramenta de metal-duro foram: abrasão, adesão, difusão e oxidação. Além disso, foram observados lascamentos e trincas na ferramenta de metal-duro.

---

<sup>3</sup> O aço 300M surgiu como uma melhoria do aço SAE 4340. Foi desenvolvido para adquirir melhor tenacidade e soldabilidade em aplicações que exigem melhores propriedades mecânicas. Foram feitas nesse aço pequenas alterações nos elementos de liga, como a adição de vanádio e elevação no teor de silício [Santos, 2017].

## 2.6 Vida da Ferramenta

A vida da ferramenta é o tempo que a mesma trabalha efetivamente até perder sua capacidade de corte dentro de um critério previamente estabelecido. Atingindo este tempo, a ferramenta deve ser reafiada ou substituída. Geralmente os critérios que definem a troca ocorrem quando: a ferramenta atingir porções elevadas de desgastes que se receie a quebra da aresta de corte; o desgaste na superfície de folga impossibilitar atingir tolerâncias apertadas; a ferramenta alcançar temperaturas excessivas, fazendo a mesma perder o fio; a força de usinagem causado pelo desgaste aumentar a ponto de interferir no funcionamento da máquina [Diniz et al., 2013; Ferraresi, 2011; Machado et al., 2015; Souza, 2016].

No torneamento de materiais endurecidos, a vida da ferramenta deve ser cuidadosamente observada, pois o processo em si é, em geral, um processo de acabamento, e possui rugosidades comparáveis com o processo de retificação, ou até melhor em alguns casos [Bartarya e Choudhury, 2012].

Todos os tipos de desgaste de ferramentas de corte são descritos nos padrões da norma ISO 3685, 1993. Na Figura 2.10 apresenta a representação esquemática das formas de desgaste em ferramentas com geometria definida, conforme a referida norma.

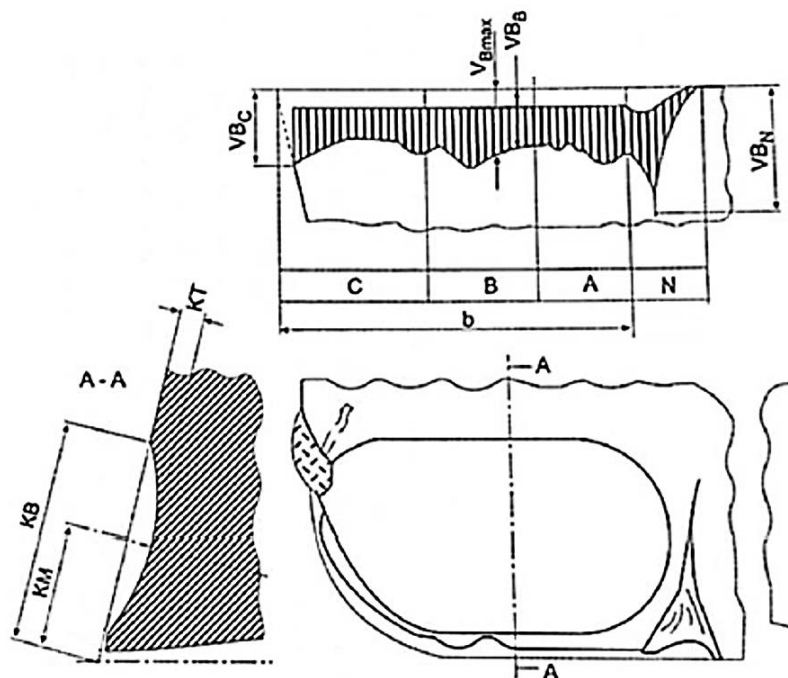


Figura 2.10 – Desgaste da ferramenta de corte no processo de torneamento [ISO 3685, 1993].

Os principais parâmetros utilizados para avaliação do desgaste na superfície de folga são: desgaste médio de flanco ( $VB_B$ ), desgaste máximo de flanco ( $VB_{max}$ ), desgaste de ponta

( $VB_C$ ) e desgaste de entalhe ( $VB_N$ ). As medições da cratera são realizadas na superfície de saída da ferramenta: largura de cratera ( $KB$ ), distância do centro da cratera à aresta de corte ( $KM$ ) e profundidade da cratera ( $KT$ ).

A norma ISO 3685 (1993) estabelece para os ensaios de fim de vida em ferramentas de aço rápido, metal-duro e cerâmica um desgaste de ponta ( $VB_C$ ) entre  $300\ \mu\text{m}$  e  $600\ \mu\text{m}$ , ou um desgaste médio  $VB_B = 300\ \mu\text{m}$ , ou um desgaste máximo  $VB_{\text{máx}} = 600\ \mu\text{m}$ . Conforme Diniz et al., 2013, em operações de torneamento de acabamento,  $VB_B \leq 200\ \mu\text{m}$  para uma qualidade IT7 e  $VB_B \leq 300\ \mu\text{m}$  para uma qualidade IT8.

Davim, 2008, explica que o desgaste de flanco ( $VB$ ) é frequentemente utilizado como critério de fim de vida por sua facilidade de ser quantificado, além de influenciar a rugosidade e a precisão dimensional da peça.

Na geração desta curva de vida, Diniz et al., 2013, recomendam que se deva construir gráficos auxiliares que forneçam os desgastes da ferramenta para diferentes velocidades de corte e tempos de trabalho, em determinadas condições de corte (Figura 2.11).

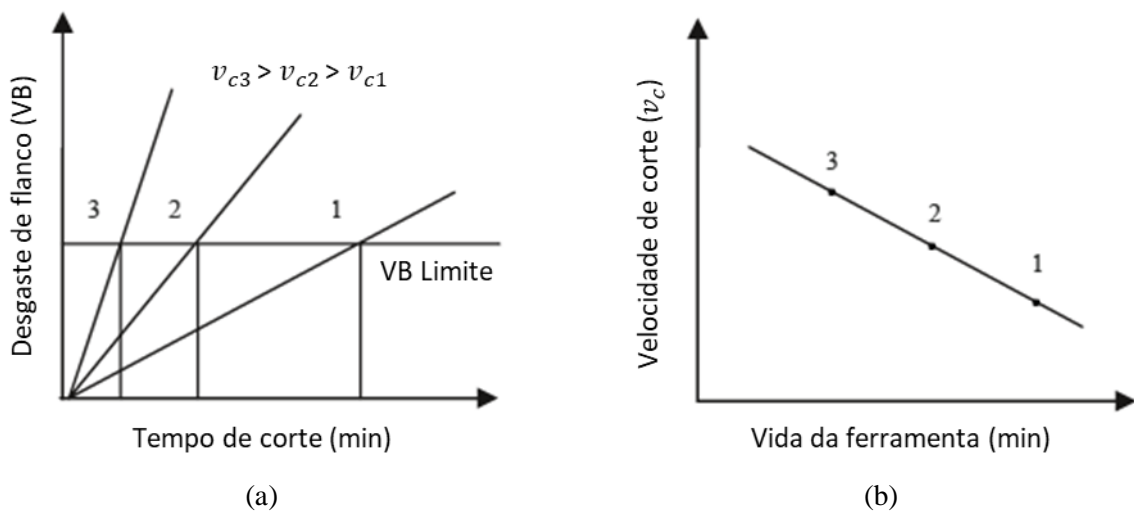


Figura 2.11 – Determinação da curva de vida de uma ferramenta: a) Curvas de desgaste em função do tempo de usinagem para diferentes velocidades de corte; b) Curva de vida em função da velocidade de corte [Davim, 2008].

Lima et al., 2005 avaliaram a usinabilidade em torneamento dos aços endurecidos AISI 4340 e AISI D2. Os testes com o AISI D2 foram conduzidos usando uma ferramenta de cerâmica mista e os parâmetros de corte (velocidade de corte  $v_c$ , avanço  $f$  e profundidade de corte  $a_p$ ) em três níveis cada. Notaram que o desgaste de flanco aumentou com o aumento de  $v_c$  e  $a_p$ , apresentando elevada taxa de desgaste utilizando os maiores níveis de  $v_c$  e  $f$ .

Aneiro et al., 2008 investigaram a influência dos parâmetros de corte no torneamento do aço AISI 4340 endurecido ( $49 \pm 1$ ) HRC utilizando ferramentas de metal duro com revestimento multicamadas de TiCN/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/TiN e PCBN. Os resultados mostraram que a usinagem foi produtiva com ferramentas de metal duro revestidas. Observaram que a profundidade de corte ( $a_p$ ) teve a maior influência na força de usinagem e na temperatura na zona de corte. A vida útil da ferramenta de metal-duro revestido foi particularmente longa com desgaste de flanco (VB) relativamente baixo. No entanto, a vida desta foi praticamente a metade da vida útil da ferramenta PCBN em condições de corte semelhantes. Porém, a ferramenta de metal-duro possui custo bem menor que o da ferramenta de PCBN, se tornando eficaz do ponto de vista econômico.

## 2.7 Força de Usinagem

O conhecimento das forças de usinagem que agem sob a aresta de corte e o estudo do comportamento de suas componentes é de grande importância. Isso possibilita estimar a potência necessária ao corte, avaliar as forças atuantes nos componentes mecânicos da máquina-ferramenta, e estabelecer uma correlação com o desgaste das ferramentas. Além disso, todas essas variáveis podem impactar no custo de produção [Machado, et al., 2015].

As componentes da força de usinagem ( $F_u$ ) que estão dispostas no eixo ortogonal (Figura 2.12) estão divididas em força passiva ( $F_p$ ), força de corte ( $F_c$ ) e força de avanço ( $F_f$ ).

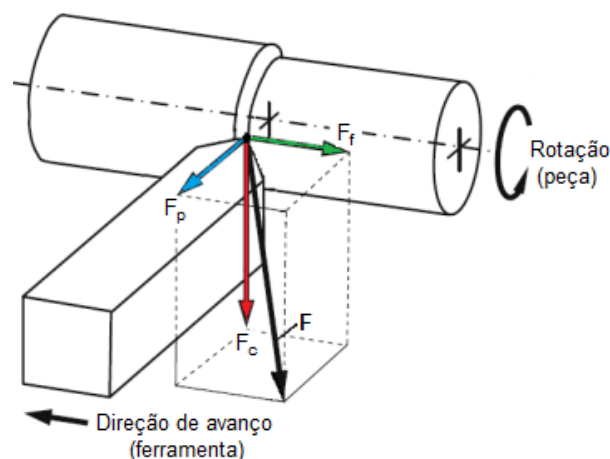


Figura 2.12 – Componentes da força de usinagem [adaptado de Ferraresi, 2011].

Onde:  $F_p$  é a projeção da força de usinagem perpendicular ao plano de trabalho,  $F_c$  é a projeção da força de usinagem sobre a direção de corte e  $F_f$  é a projeção da força de usinagem sobre a direção de avanço.

A força de usinagem ( $F_U$ ), ou força resultante, é calculada em função de suas componentes  $F_p$ ,  $F_c$  e  $F_f$ . Para efeito de medições através de dinamômetro, pode ser expressa em função das componentes ortogonais nos eixos  $x$ ,  $y$  e  $z$  (Equação 2.1).

$$F_U \text{ [N]} = \sqrt{F_p^2 + F_c^2 + F_f^2} = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} \quad (2.1)$$

Diniz et al., 2013, descrevem que existem vários fatores que afetam as forças de usinagem, incluindo os parâmetros de corte (profundidade de corte  $a_p$ , avanço  $f$  e velocidade de corte  $v_c$ ) e a condição de lubrificação. Além desses fatores, a geometria da ferramenta (ângulo de saída e formato do quebra-cavaco) e as propriedades do material da peça também contribuem para mudanças nas forças de usinagem.

Klocke, 2011, cita que as componentes de força aumentam proporcionalmente com o  $a_p$ . Isto é justificado pelo aumento do contato ferramenta-peça. Esta mesma situação pode ser observada para  $f$ . Porém, o aumento das componentes de força não é tão intenso, o que pode ser explicado pela diminuição da pressão específica de corte ( $K_s$ ). Isto ocorre, pois com o crescimento de  $f$ , a velocidade de avanço aumenta e, conseqüentemente, o coeficiente de atrito diminui (o corte torna-se mais dinâmico, gerando uma diminuição nas forças).

Na usinagem de materiais dúcteis com baixas  $v_c$ , pode ocorrer o fenômeno da aresta postiça de corte (APC). Com essa aderência de material, há uma modificação da geometria da aresta de corte e os valores de  $K_s$  variam dependendo do tamanho e geometria da APC. Já na usinagem de materiais endurecidos, as forças tendem a diminuir conforme  $v_c$  aumenta. Isto ocorre devido à redução da resistência do material a altas temperaturas, resultando em um tipo de “amolecimento térmico” do material da peça, o que facilita o corte, reduzindo as forças de usinagem do processo [Ebrahimi e Moshksar, 2009; Klocke, 2011; Machado et al., 2015].

As condições de lubrificação e refrigeração influenciam a pressão específica de corte ( $K_s$ ), modificando as condições de atrito na interface cavaco-ferramenta. Quanto mais eficiente for a penetração do fluido de corte na interface e maior for o seu efeito lubrificante, maior será a diminuição de  $K_s$ . Quando são empregados altos níveis de  $v_c$ , a ação refrigerante do fluido é mais importante, pois auxilia na diminuição da temperatura na interface e favorece a dissipação de calor [Machado et al., 2015; Shaw et al., 1951].

O ângulo da ferramenta que tem maior influência sob as componentes de força de usinagem é o ângulo de saída ( $\gamma$ ). A redução de  $\gamma$  tende a aumentar a área de contato cavaco-ferramenta, impondo maior restrição ao escorregamento do cavaco sobre a superfície de saída,

resultando no aumento da força. Também vale ressaltar que ângulos de folga ( $\alpha$ ) pequenos (menores que  $3^\circ$ ) aumentam o atrito na interface ferramenta-peça, afetando a força de usinagem proporcionalmente [Trent e Wright, 2000].

A pressão específica de corte ( $K_s$ ) aumenta à medida que o desgaste de flanco cresce, por conta do crescimento do atrito na interface ferramenta-peça. No entanto, o aumento do desgaste de cratera faz com que o ângulo  $\gamma$  cresça, reduzindo  $K_s$ . Assim, na presença de ambos os desgastes, o aumento das forças não é tão proeminente [Diniz et al., 2013].

Outro fator que pode provocar alteração nas forças de usinagem é a presença de quebra-cavacos nas ferramentas de corte. Segundo Machado et al., 2015 os quebra-cavacos com perfis especiais em insertos intercambiáveis de metal-duro proporcionam a redução da força de usinagem, especialmente na força passiva.

Lotfi et al., 2014, estudaram a influência de diferentes tipos de quebra-cavacos no torneamento do aço AISI 1045 com insertos de metal-duro. Foram avaliadas a força de corte e a forma do cavaco. Observaram que os insertos com quebra-cavaco apresentaram menores valores da força de corte ( $F_c$ ) em comparação aos insertos sem quebra-cavaco. Isto pode ser justificado pelo quebra-cavaco atuar modificando o ângulo de saída da ferramenta, promovendo uma curvatura mais acentuada na formação do cavaco, o que facilita a quebra do mesmo. Por conseguinte, menor será a força necessária para o corte.

Chen, 2000, realizou o torneamento do aço GB 699-88<sup>4</sup> endurecido a  $(50 \pm 5)$  HRC com ferramenta de PCBN. Constatou que o aumento  $v_c$  provoca a diminuição das forças passiva ( $F_p$ ) e de avanço ( $F_f$ ) até um valor limite, a partir do qual se verifica uma inversão do processo. O aumento da profundidade de corte ( $a_p$ ) foi o fator que teve maior influência no aumento das três componentes da força de usinagem. O desgaste de flanco (VB) da ferramenta não apresentou efeito significativo na  $F_p$  e  $F_f$ . Contudo, para valores de  $VB > 180 \mu\text{m}$ , ocorre o aumento de  $F_p$  na ordem de 90 a 150%.

No processo de torneamento duro, a componente de força tipicamente dominante é a força passiva ( $F_p$ ). A Figura 2.13a mostra o comportamento das componentes da força de usinagem em função da dureza do material para o aço AISI 52100. Astahkov, 2011, e Nakayama et al., 1988, atribuem a elevada  $F_p$  no torneamento de materiais endurecidos à recuperação elástica do material. A Figura 2.13b representa o diagrama tensão-deformação para o aço AISI 52100 em seus estados recozido (179 HB) e endurecido ( $(57 \pm 1)$  HRC).

---

<sup>4</sup> Equivalente chinês ao aço AISI/SAE 1045.



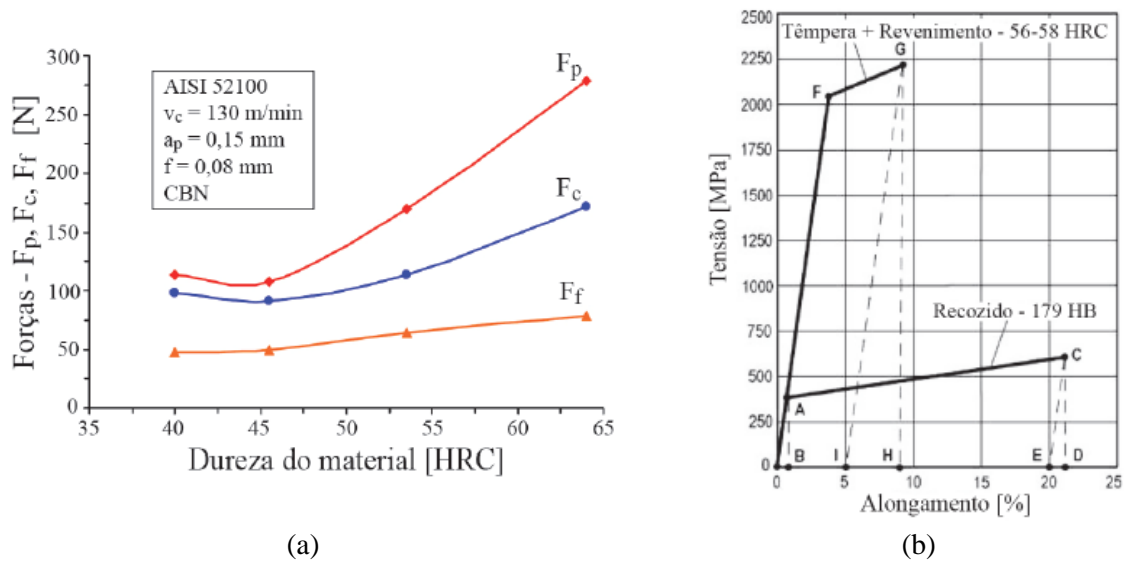


Figura 2.13 – Comportamento do aço AISI 52100: (a) Efeito da dureza do material usinado nas componentes da força de usinagem [Bouacha et al., 2010]; (b) Diagrama tensão-deformação no estado recozido e temperado e revenido [Astahkov, 2011].

Considerando o diagrama da Figura 2.13b, a recuperação elástica é representada pelo intervalo entre os pontos I-H para o aço no estado endurecido e E-D para o material no estado recozido. Os autores descrevem que a recuperação elástica do material pode ser determinada como a razão da tensão máxima do material ( $\sigma_r$ ) e seu módulo de elasticidade ( $E$ ). Assim, a recuperação elástica para o material endurecido é cerca de 3,6 vezes maior que para o material recozido. Isto promove o atrito contra o flanco da ferramenta, gerando a força passiva.

Das et al., 2014 estudaram a influência dos parâmetros de corte sobre a força de usinagem no torneamento do aço AISI 4340 endurecido a 49 HRC utilizando ferramenta de metal-duro revestida com TiN/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/TiCN por CVD. Observaram que os aumentos de  $f$  e  $a_p$  tiveram grande influência no aumento da força. Isto está relacionado com o aumento da área da seção transversal de corte. Já o aumento de  $v_c$  gerou diminuição do valor da força devido à maior temperatura na zona de corte, resultando na diminuição da resistência do material.

## 2.8 Rugosidade da Superfície Usinada

O termo integridade superficial é utilizado para denotar as condições e a qualidade das superfícies usinadas, resultado da combinação dos processos de deformação plástica, propagação de trincas, reações químicas, e forma de energia empregada na remoção do cavaco [Almeida, 2010]. Um dos fatores que englobam a integridade é a rugosidade.

A rugosidade de uma superfície é composta por irregularidades finas ou erros microgeométricos resultantes da ação inerente do processo de corte, tais como, marcas de avanço, aresta postiça de corte e desgaste da ferramenta [Machado et al., 2015]. No caso do torneamento, a rugosidade é afetada pelas condições da máquina, da peça, da fixação da ferramenta, pelo avanço ( $f$ ) e pelo raio de ponta ( $r_\epsilon$ ) da ferramenta [Diniz et al., 2013].

Em muitos casos, a rugosidade é utilizada como parâmetro de saída para controlar o processo de usinagem, além de estabelecer especificações de acordo com a aplicação da superfície usinada. Podem-se citar algumas aplicações onde uma baixa rugosidade é essencial, como superfícies de mancais, superfícies que servirão de escoamento de fluidos e gases e superfícies para pintura [Machado et al., 2015].

Como mencionado, a rugosidade tem grande importância no processo de usinagem, sendo necessário estabelecer parâmetros que permitam caracterizá-la. Assim, foram adotadas normas técnicas capazes de quantificar a rugosidade da superfície usinada. A Tabela 2.4 apresenta os principais parâmetros de medição da rugosidade empregados de acordo com a norma ABNT NBR ISO 4287, 2002.

Tabela 2.4 – Parâmetros de medição da rugosidade [ABNT NBR ISO 4287, 2002].

Símbolo	Nome	Definição
$R_a$	Desvio aritmético médio	Média aritmética dos valores absolutos das ordenadas no comprimento de amostragem.
$R_q$	Desvio médio quadrático	Raiz quadrada da média dos valores das ordenadas no comprimento de amostragem.
$R_t$	Altura total do perfil	Soma da maior altura de pico do perfil e da maior profundidade de vale do perfil no comprimento de avaliação.
$R_z$	Altura máxima do perfil	Soma da altura máxima dos picos e a maior das profundidades dos vales no comprimento de amostragem.
$R_{sk}$	Fator de assimetria do perfil	Quociente entre o valor médio dos vales das ordenadas e $R_q$ ao cubo, no comprimento de amostragem.
$R_{ku}$	Fator de achatamento do perfil	Quociente entre o valor médio dos valores das ordenadas à quarta potência e o valor de $R_q$ à quarta potência no comprimento de amostragem.

Dentre os parâmetros de rugosidade, o desvio aritmético médio (ou rugosidade média)  $R_a$  é o mais utilizado devido à sua boa adequação para monitorar a consistência de um processo de usinagem. O  $R_a$  aumenta com o desgaste severo da ferramenta e também é sensível a mudanças na condição de lubrificação ou da peça [Stephenson e Agapiou, 2016].

De acordo com Machado et al., 2015, o parâmetro  $R_a$  pode ser calculado teoricamente. Porém, o valor calculado é apenas indicativo, uma vez que os resultados reais são

influenciados também por diversos outros fatores como vibração (flutuações das forças de usinagem) e desgastes da ferramenta. Para o caso do torneamento, a rugosidade média teórica  $R_{a-th}$  pode ser calculada em função do raio de ponta da ferramenta  $r_\epsilon$  [mm] e do avanço ( $f$ ) [mm/volta] através da Equação 2.2.

$$R_{a-th} [\mu\text{m}] = 32,075 \left( \frac{f^2}{r_\epsilon} \right) \quad (2.2)$$

Alguns processos de usinagem geram acabamentos característicos. O quadro da Figura 2.14 classifica os acabamentos em doze classes de rugosidade especificando o valor máximo de  $R_a$  para cada classe, além de indicar o processo a ser usado para obter tais valores.

Classes de Rugosidade	N12	N11	N10	N9	N8	N7	N6	N5	N4	N3	N2	N1
Rugosidade máxima – valores em $R_a$ ( $\mu\text{m}$ ).	50	25	12,5	6,3	3,2	1,6	0,8	0,4	0,2	0,1	0,05	0,025
<b>Informações sobre os resultados de usinagem</b>												
Serrar	[Faixa para um desbaste superior]		[Rugosidade realizável com usinagem comum]		[Rugosidade realizável com cuidados e métodos especiais]							
Tornear	[Faixa para um desbaste superior]		[Rugosidade realizável com usinagem comum]		[Rugosidade realizável com cuidados e métodos especiais]							
Furar	[Faixa para um desbaste superior]		[Rugosidade realizável com usinagem comum]		[Rugosidade realizável com cuidados e métodos especiais]							
Fresar	[Faixa para um desbaste superior]		[Rugosidade realizável com usinagem comum]		[Rugosidade realizável com cuidados e métodos especiais]							
Retificar	[Faixa para um desbaste superior]		[Rugosidade realizável com usinagem comum]		[Rugosidade realizável com cuidados e métodos especiais]							
Polir	[Faixa para um desbaste superior]		[Rugosidade realizável com usinagem comum]		[Rugosidade realizável com cuidados e métodos especiais]							
<div style="display: flex; justify-content: space-between; align-items: center;"> <div style="width: 20px; height: 10px; border: 1px solid black; background-color: white;"></div> Faixa para um desbaste superior           <div style="width: 20px; height: 10px; border: 1px solid black; background-color: black; margin-left: 20px;"></div> Rugosidade realizável com usinagem comum           <div style="width: 20px; height: 10px; border: 1px solid black; background-color: repeating-linear-gradient(45deg, transparent, transparent 2px, black 2px, black 4px); margin-left: 20px;"></div> Rugosidade realizável com cuidados e métodos especiais         </div>												

Figura 2.14 – Qualidade da superfície usinada

[adaptado de ABNT NBR ISO 8404, 1984, e ISO 1302, 2002].

Cakir et al., 2009, realizaram o torneamento do aço-ferramenta AISI P20 com dureza de 52-55 HRC utilizando ferramentas de metal-duro com diferentes revestimentos, sendo um CVC de multicamadas  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$  e  $\text{TiAlN}$ , e o outro PVD com uma camada de  $\text{TiAlN}$ . Foram avaliados os efeitos dos parâmetros de corte e a influência de diferentes camadas de revestimento na rugosidade da superfície usinada. Os autores encontraram que o avanço ( $f$ ) teve a maior influência na rugosidade, seguido pela velocidade de corte ( $v_c$ ). A profundidade de corte ( $a_p$ ) não teve efeito significativo.

Panda et al., 2017, avaliaram a influência de  $v_c$ ,  $f$ ,  $a_p$  e raio de ponta ( $r_\epsilon$ ) da ferramenta na rugosidade média ( $R_a$ ) gerada no torneamento do aço AISI 4340 endurecido usando ferramentas de cerâmica mista ( $Al_2O_3 + TiCN$ ). Os resultados mostraram que  $r_\epsilon$  foi o parâmetro de maior influência sobre  $R_a$ , seguido por  $f$ . Também foi verificado que  $R_a$  aumentou de forma constante com o crescimento do desgaste de flanco da ferramenta (VB).

### 2.8.1 Topografia da superfície

Os processos de usinagem por retificação e torneamento de materiais endurecidos são tipicamente utilizados como operações de acabamento. Apesar de ambos produzirem valores de rugosidade semelhantes, as superfícies geradas têm diferenças topográficas expressivas.

Como já mencionado, a retificação é um processo de usinagem com ferramentas de corte que apresentam geometria não definida. Nos rebolos, os grãos abrasivos responsáveis pelo corte do material são distribuídos aleatoriamente no material aglomerante, resultando em uma topografia usinada conforme a mostrada na Figura 2.15a. No torneamento, a geometria de corte é definida, promovendo uma superfície usinada com características semelhantes às da Figura 2.15b, a qual depende do avanço ( $f$ ) e do raio de ponta ( $r_\epsilon$ ) da ferramenta de corte.

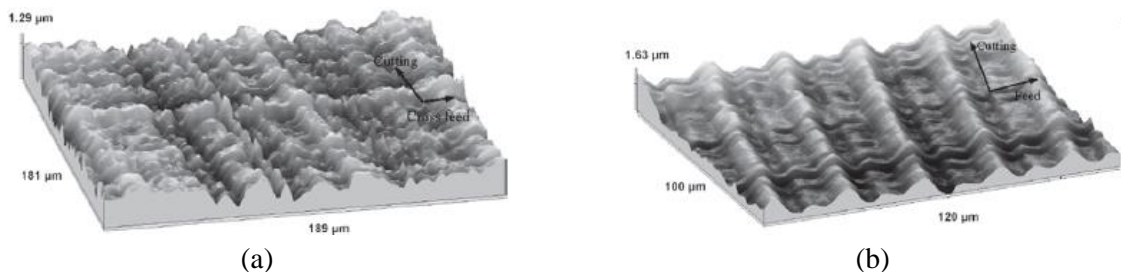


Figura 2.15 – Topografia da superfície: (a) superfície gerada por retificação; (b) superfície gerada por torneamento duro [Waikar e Guo, 2008].

Nota-se que a retificação produz uma superfície caracterizada por distribuições aleatórias dos picos e dos vales (perfil de rugosidade aperiódico, Figura 2.15a), enquanto que o torneamento produz, principalmente com a ferramenta nova, uma superfície com variação simétrica e periódica dos picos e dos vales (perfil de rugosidade periódico, Figura 2.15b). Estas diferentes topografias geram diferentes comportamentos tribológicos e de desempenho. A superfície gerada por torneamento tem como vantagem sua maior resistência à fadiga mecânica, devido a menor geração de tensões residuais trativas na superfície dos componentes [Guo et al. 2010; Smith, 2008; Waikar e Guo, 2008]

Pavel et al., 2005 estudaram a influência do aumento do desgaste da ferramenta na topografia da superfície gerada no torneamento do aço AISI 1117 com dureza de 62 HRC, utilizando ferramentas com baixo teor de CBN. É apresentada na Figura 2.16 a mudança da topografia da superfície usinada em função do tempo de corte.

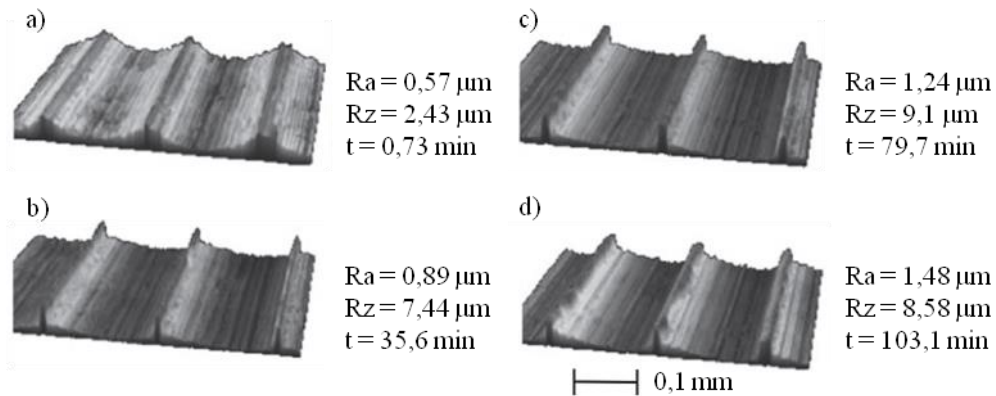


Figura 2.16 – Topografia da superfície em função do desgaste da ferramenta [Pavel et al., 2005].

A Figura 2.16 mostra que, no primeiro minuto de usinagem, quando a aresta de corte está praticamente sem desgaste, a superfície é caracterizada principalmente pela cinemática da operação de torneamento, ou seja, a distância entre os picos principais representa o avanço por rotação utilizado. A região entre os picos é praticamente a cópia da topografia do desgaste da ferramenta, e nesta etapa a rugosidade  $R_a$  está na classe N6. Com a progressão do desgaste da ferramenta, principalmente com a formação do desgaste de entalhe na aresta secundária, os picos da topografia tendem a ficar mais elevados. Além disso, ocorre o achatamento dos vales em decorrência da perda de volume da aresta cortante pelo desgaste. Ao final da vida da ferramenta, a rugosidade já está na classe N7.

## 2.9 Aplicação de Fluidos de Corte

Os fluidos de corte são empregados na usinagem para reduzir o coeficiente de atrito nas interfaces cavaco-ferramenta e ferramenta-peça, reduzir a temperatura na zona de corte (resfriar a ferramenta e a peça), e auxiliar na formação, quebra e expulsão dos cavacos. Sua utilização proporciona redução no desgaste da ferramenta, melhora na qualidade da superfície usinada, minimização das forças de corte e ainda protege a superfície usinada da corrosão (com a adição de aditivos antioxidantes). Porém, há desvantagens no seu uso, como custos elevados (aquisição, armazenamento e descarte), perigo para a saúde do operador (fluidos à

base de óleos minerais) e para o meio ambiente (poluição ambiental). O ideal seria a não utilização dos fluidos de corte ou minimizar o seu uso [Diniz et al., 2013; Dixit et al., 2012].

Assim foram desenvolvidas novas técnicas de lubrificação, como a aplicação do lubrificante em mínima quantidade (MQL). Este sistema consiste na aplicação de lubrificação por névoa em que uma mistura de ar e óleo é produzida por meio de atomização e fornecida na zona de corte com alta pressão. Esta mistura produz um spray de suspensão gasosa (névoa) na zona de corte, que funciona como refrigerante e lubrificante [Klocke, 2011]. Tschätsch, 2009, considera que o modo de aplicação por MQL é quando o valor de vazão de fluido está entre 50 e 1000 ml/h. A Figura 2.17 mostra um exemplo de atomizador.

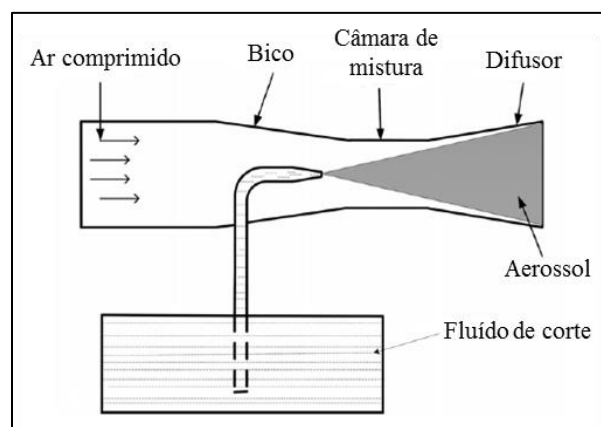


Figura 2.17 – Esquema de um atomizador [Dixit et al., 2012].

Kumar e Ramamoorthy, 2007, estudaram o torneamento do aço AISI 4340 endurecido utilizando ferramentas de metal-duro com diferentes condições de lubrificação (a seco, com fluido em abundância e MQL). Alguns resultados referentes à força de usinagem e rugosidade média da superfície usinada podem ser observados na Figura 2.18.

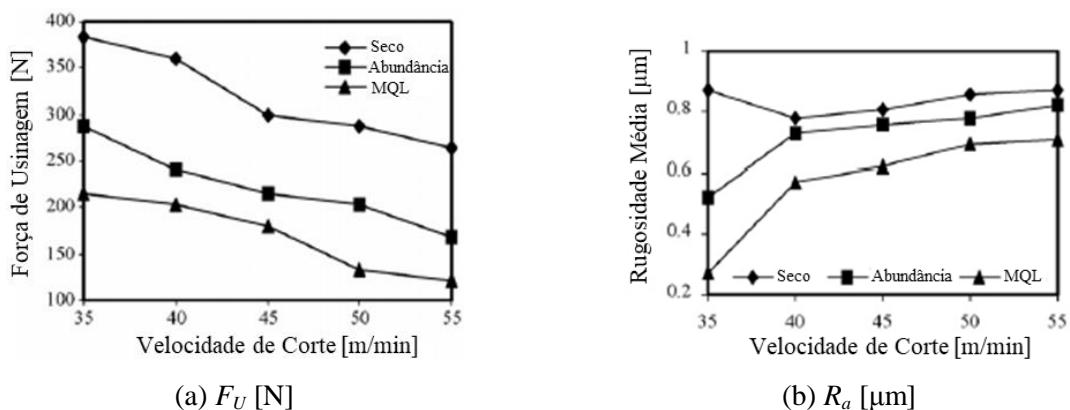


Figura 2.18 – Influência do lubrificante no torneamento do AISI 4340 com ferramenta de metal-duro para diferentes velocidades de corte [Kumar e Ramamoorthy, 2007].

Analisando a Figura 2.18a têm-se os menores valores de  $F_U$  para a condição com MQL, se comparado ao corte a seco e ao fluido em abundância. Isto é justificado pela maior capacidade de penetração do MQL na interface cavaco-ferramenta, que contribui na redução do atrito, assim diminuindo a força. A rugosidade  $R_a$  (Figura 2.18b) também foi menor para a condição com MQL. Os autores destacam que o desempenho do MQL no corte de materiais está associado principalmente à pressão e à vazão que o fluido atinge a zona de corte.

Além de Kumar e Ramamoorthy, 2007, outros autores compararam tais condições de lubrificação (seco, abundância e MQL) e obtiveram resultados semelhantes.

Haddad e Sadeghi, 2013, avaliaram a influência desses meios lubrificantes e dos parâmetros de corte ( $v_c$ ,  $a_p$ ,  $f$ ) nas forças, na rugosidade e na temperatura durante o torneamento do aço AISI 4140. Concluíram que o MQL reduziu as forças, melhorou a interação cavaco-ferramenta e diminuiu a temperatura na zona de corte. Além disso, atenuou as falhas na ponta da ferramenta, melhorando o acabamento da peça.

Khan et al., 2009 realizaram o torneamento da liga de aço AISI 9310 usando insertos de metal-duro avaliando a influência dessas condições lubrificantes na temperatura, no formato do cavaco, na rugosidade e no desgaste de ferramenta. Constataram que o MQL gerou melhores resultados que os demais. Além disso, o MQL retardou ou preveniu o aparecimento dos mecanismos de desgaste por abrasão, adesão e difusão.

Sohrabpoor et al., 2015 investigaram os desgastes da ferramenta e a rugosidade gerados no torneamento do aço AISI 4340 com ferramenta de metal-duro sem revestimento. Observaram que a aplicação de MQL reduziu os valores de rugosidade para todas as condições de corte. No caso, o MQL atua reduzindo o desgaste de flanco (que tem grande influência no acabamento e na precisão dimensional), além de auxiliar no fluxo do cavaco.

Além do MQL, novas concepções de usinagem ambientalmente amigáveis vêm ganhando destaque, como a usinagem a seco. Liew et al., 2017, explicam que a usinagem a seco é um processo sem o uso de qualquer meio lubrificante e/ou refrigerante. Vale ressaltar que alguns materiais de ferramentas são extremamente resistentes a desgastes, e podem ser aplicados no torneamento a seco de aços com elevada dureza, como as de PCBN ou cerâmica.

Adler et al., 2006, destacam que muitos pesquisadores exploram a usinagem a seco devido ao desafio que a técnica apresenta no quesito de altas taxas de desgaste. Davim e Figueira, 2007, investigaram o torneamento do aço ANSI D2 envelhecido com ferramenta de cerâmica mista ( $Al_2O_3 + TiC$ ). Os resultados mostraram que em altas velocidades de corte, o desgaste de flanco torna-se incontrolável. O mesmo foi notado para os valores de rugosidade, sendo estes influenciados principalmente pelo tempo de corte, seguido pelo avanço.

### 3 MATERIAIS E MÉTODOS

Este capítulo descreve as etapas seguidas para o desenvolvimento deste trabalho, abrangendo as características da matéria-prima, ferramentas de corte e máquina ferramenta empregada. Os critérios e técnicas também são descritos. A Figura 3.1 mostra o fluxograma dos procedimentos realizados para este estudo:

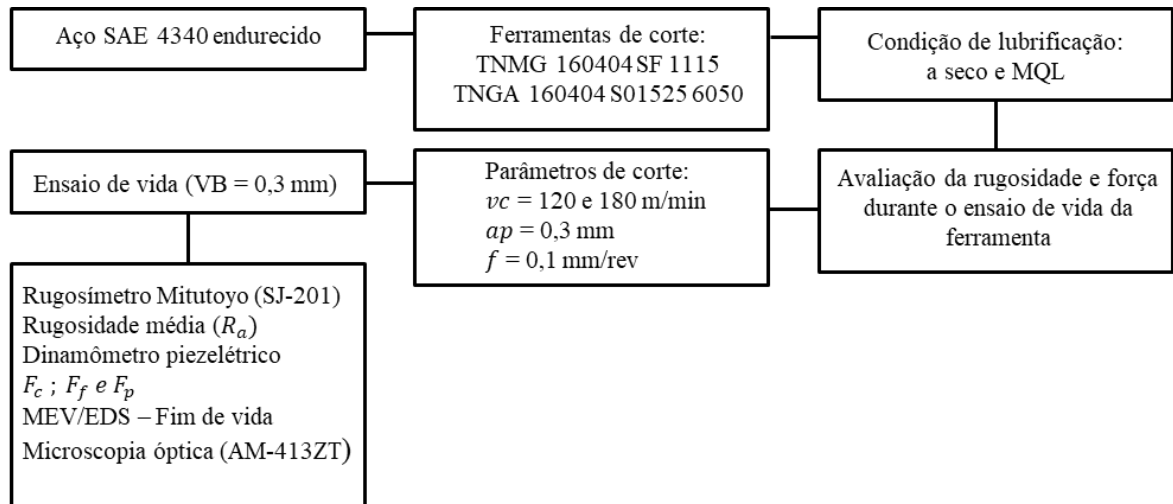


Figura 3.1 – Fluxograma dos procedimentos realizados.

Os procedimentos deste estudo estão baseados no comportamento das ferramentas de corte na usinagem por torneamento através de:

- Caracterização dos corpos de prova por meio de análise microestrutural e química;
- Análise comparativa das condições de corte a seco e com mínima quantidade de lubrificante (MQL);
- Análise da rugosidade gerada a cada passe;
- Monitoramento dos esforços cortantes durante o torneamento;
- Estudo do desgaste e mecanismos de desgaste das ferramentas de corte;

#### 3.1 Caracterização do Material

O material escolhido para este trabalho foi o aço SAE 4340. A análise química foi realizada com auxílio do espectrômetro de emissão óptica Spectro e modelo Spectrolab disponível no Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF) da UFRGS. A Tabela 3.1 apresenta as porcentagens dos elementos químicos presentes no material, obtidas pela média aritmética de três medições.



Tabela 3.1 – Composição química do aço SAE 4340.

Elemento	Fe	Ni	Cr	Mn	C	Mo	Si	P	S
Massa [%]	95,90	1,64	0,74	0,69	0,42	0,24	0,20	0,02	0,01

Para a realização da análise microestrutural, foram retiradas amostras do material antes e depois do tratamento térmico. As amostras foram submetidas ao polimento da superfície, e em seguida foi realizado o ataque químico, utilizando o reagente nital 2% (solução de ácido nítrico em álcool etílico). As imagens das microestruturas (Figura 3.2) foram obtidas com o uso do microscópio óptico Leica, modelo DM2700 M disponível no LAMEF-UFRGS.

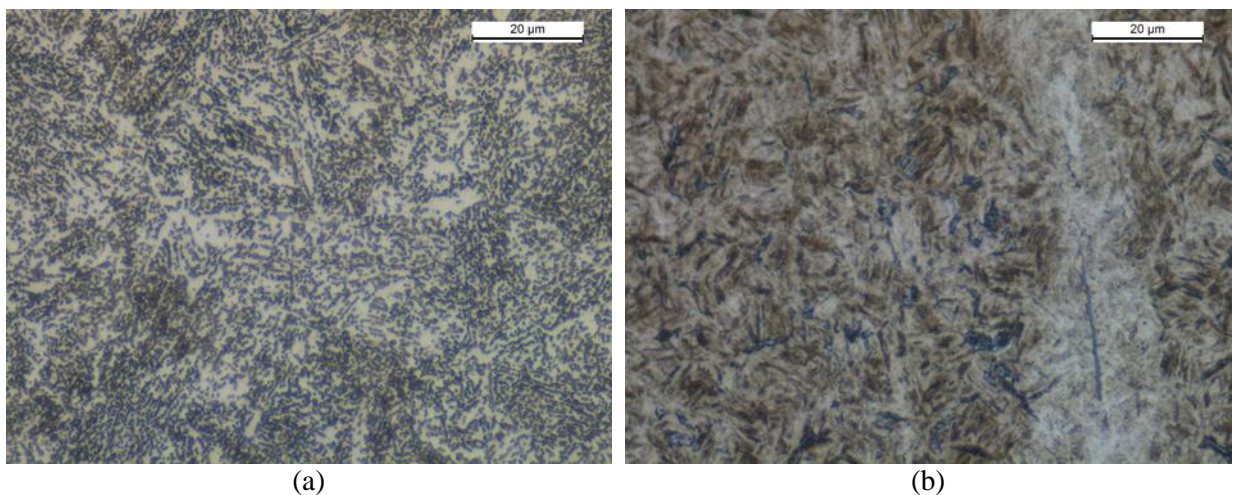


Figura 3.2 – Microestrutura do aço SAE 4340: (a) antes do tratamento térmico; (b) após o tratamento térmico (ampliação 1000x).

Analisando a Figura 3.2a, verifica-se a microestrutura do material em seu estado recozido (sem tratamento térmico). As regiões em cinza claro são constituídas de ferrita e austenita retida, enquanto as de cor cinza escuro mostram porções de martensita, bainita e carbonetos. Na Figura 3.2b (com tratamento térmico), tem-se a martensita na fase escura, como conseqüente acréscimo de dureza no material.

A dureza do material foi verificada através de cinco medições na superfície cilíndrica do corpo de prova, realizadas antes do tratamento térmico (escala Brinell) e após o tratamento térmico (escala Rockwell), por meio do durômetro Emco Test modelo Duravision G5 com carga de 150 kgf. Para o material sem tratamento térmico, foi encontrada uma dureza de  $(231 \pm 5)$  HB; para o material em estado endurecido, a dureza foi de  $(52 \pm 1)$  HRC (aproximadamente 512 HB).

### 3.2 Corpos de Prova

A definição da geometria utilizada na confecção dos corpos de prova foi em função de requisitos que permitiram maior confiabilidade do processo.

O diâmetro estabelecido para o corpo de prova foi  $D_i = 40$  mm; já o diâmetro final (após os 30 passes) foi  $D_f = 22$  mm (Figura 3.3). Estes foram definidos a fim de garantir uma pequena faixa de variação de dureza na região usinada. Como o material foi submetido ao tratamento térmico de têmpera seguido de revenimento, existe um gradiente de dureza entre a superfície do material (maior dureza) para o núcleo (menor dureza), conforme Anexo I.

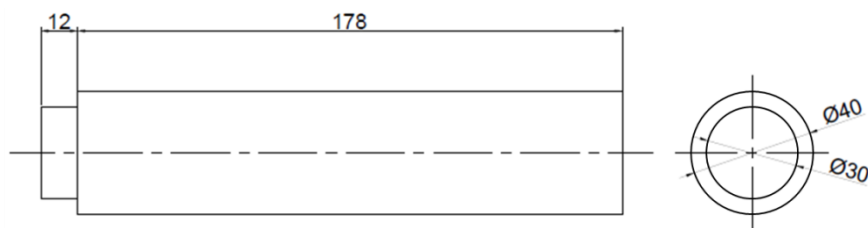


Figura 3.3 – Corpo de prova de aço SAE 4340 endurecido.

O comprimento total do corpo de prova foi  $L_t = 190$  mm com um rebaixo de 12 mm de comprimento por 30 mm de diâmetro em uma de suas extremidades (facilitar a fixação nas castanhas do torno). O comprimento usinado em cada passe foi definido em 170 mm para evitar uma possível colisão do bico aspersor com as castanhas do torno. Além disso, o corpo de prova apresenta uma relação  $L_t/D_f = 8,63 \leq 10$  para evitar vibrações e flexões do mesmo.

### 3.3 Máquina-Ferramenta

A máquina-ferramenta utilizada nos ensaios de vida foi o torno CNC Mazak modelo QTN 100-II (Figura 3.4) disponível no Laboratório de Automação em Usinagem (LAUS) da UFRGS. O torno possui rotação máxima de 6000 rpm e potência máxima de 23,5 kVA.

### 3.4 Ferramentas de Corte

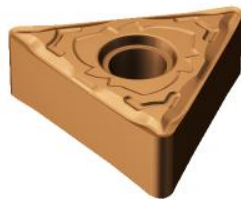
A ferramenta de metal-duro escolhida para os experimentos foi o inserto Sandvik código TNMG 160404-SF 1115 (Figura 3.5a), recomendado para o torneamento de acabamento de superligas resistentes ao calor e titânio. De acordo com o fabricante, este inserto apresenta grãos ultrafinos, que tem como característica resistência a cargas cíclicas térmicas e mecânicas. Seu revestimento PVD de  $(Ti,Al)N + (Al,Cr)_2O_3$  proporciona

resistência ao desgaste e trincas térmicas. Possui perfil de aresta de corte do tipo arredondado e ângulo de saída positivo de  $15^\circ$ . Para o torneamento de superligas, a velocidade de corte recomendada para o inserto é de 60 m/min. Considerando que o material a ser usinado possui maior dureza, logo a velocidade de corte recomendada deveria ser menor. Conforme Tschätsch, 2009, ao levar em conta os níveis estabelecidos para o experimento (120 e 180 m/min), o conceito HSC (*High-Speed Cutting*) pode ser considerado.

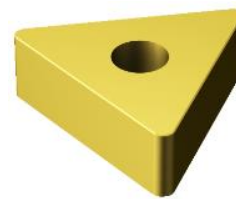


Figura 3.4 – Torno CNC Mazak QTN 100-II.

Já a ferramenta de cerâmica foi o inserto Sandvik código TNGA 160404 S01525 6050 (Figura 3.5b) que, segundo o fabricante, é indicado para acabamento leve e contínuo em materiais endurecidos. A classe CC6050 é constituída de cerâmica mista ( $Al_2O_3 + 28\% TiC$ ) com revestimento de TiN. Este apresenta boas propriedades térmicas e boa resistência ao desgaste. Sua geometria consiste de fase negativa e aresta de corte com tratamento de chanfro com arredondamento (S), chanfro de 0,15 mm e ângulo de chanfro de  $25^\circ$ .



(a) TNMG 160404-SF 1115



(b) TNGA 160404 S01525 6050

Figura 3.5 – Insertos intercambiáveis selecionados para o trabalho: (a) metal-duro com grãos ultrafinos; (b) cerâmica mista.

O porta-ferramenta utilizado foi o Sandvik modelo DTJNL 2020K 16 ( $\chi_r = 93^\circ$  e  $\gamma = -6^\circ$ ) com sistema de fixação do tipo cunha-grampo, compatível para os dois insertos.

### 3.5 Sistema de Lubrificação e Fluido de Corte

O fluido de corte utilizado nos ensaios foi o Quimatic Jet, que é um óleo integral sintético a base de água, adequado para a aplicação em MQL. O mesmo foi aplicado a uma vazão de 200 ml/h, por meio do aspersor Quimatic IV (Figura 3.6a) que utiliza ar comprimido para conduzir o fluido em forma de névoa até a zona de corte [Quimatic, 2018] a uma pressão de 4 bar. O bico aspersor foi posicionado a um ângulo de 90° em relação à superfície de saída da ferramenta e a uma distância de 40 mm em relação à ponta do inserto (Figura 3.6b). Testes preliminares constataram a maior homogeneidade da névoa e a maior facilidade de penetração do fluido na zona de corte quando estes (ângulo e distância) são utilizados.



Figura 3.6 – Sistema de lubrificação: (a) aspersor Quimatic IV; (b) posição do bico.

### 3.6 Ensaios de Torneamento

Foram realizados ao todo oito ensaios de fim de vida nos corpos de prova de aço SAE 4340 endurecido a  $(52 \pm 1)$  HRC, sendo usados dois insertos (metal-duro classe S e cerâmica mista, ambos com  $r_e = 0,4$  mm), duas velocidades de corte (120 e 180 m/min) e duas condições de lubrificação (a seco e com MQL). Em cada ensaio de vida foi utilizado uma nova aresta de corte. As condições de usinagem escolhidas para os ensaios estão apresentadas na Tabela 3.2. As demais condições de corte foram mantidas constantes ( $f = 0,1$  mm/volta e  $a_p = 0,3$  mm).

Foram estabelecidos três critérios para a interrupção de cada ensaio de vida:

- $VB_C \geq 300$   $\mu\text{m}$ , máximo recomendado para situações de acabamento.
- Attingir o diâmetro mínimo proposto ( $D_f = 22$  mm), o que corresponde a 30 passes de 170 mm (ou 5100 mm de comprimento usinado);
- Avarias ocorridas na ferramenta de corte, como por exemplo, o lascamento.

Tabela 3.2 – Parâmetros de corte dos ensaios.

Corpo de prova	Ferramenta 1: TNMG 1115		Corpo de prova	Ferramenta 2: TNGA 6050	
	$v_c$ [m/min]	Condição		$v_c$ [m/min]	Condição
MD1	120	A seco	CM1	120	A seco
MD2	120	Com MQL	CM2	120	Com MQL
MD3	180	A seco	CM3	180	A seco
MD4	180	Com MQL	CM4	180	Com MQL

### 3.7 Medição do desgaste da ferramenta

Os valores da largura da marca de desgaste de flanco gerados nos insertos foram mensurados a cada passe. O desgaste de flanco foi avaliado na ponta de cada ferramenta ( $VB_C$ ) pois, para  $a_p \leq r_\epsilon$ , o desgaste de flanco tende a se concentrar principalmente na ponta.

As medições foram feitas com auxílio do microscópio digital USB Dino-Lite modelo AM-413ZT, com resolução de 1024 x 728 pixels e ampliação de até 200 x. O processamento das imagens foi realizado pelo software Dino-Capture 2.0 (Figura 3.7).

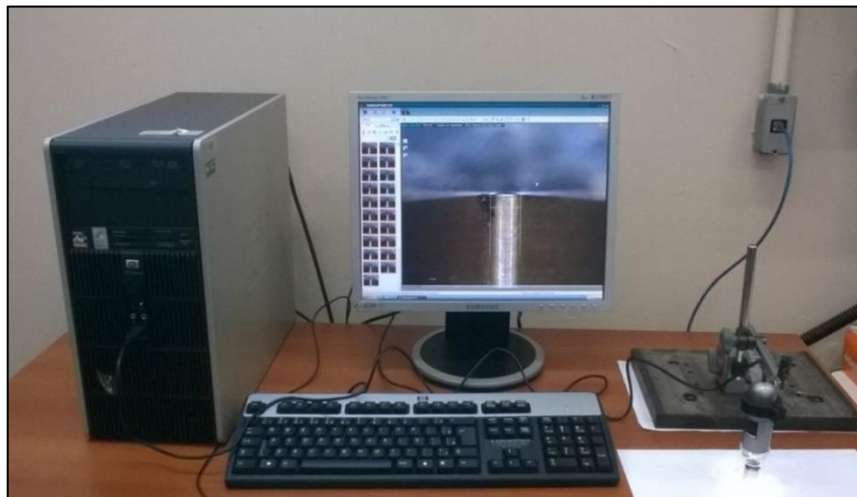


Figura 3.7 – Medição do desgaste na ponta da ferramenta.

Após os testes foi necessária a realização da decapagem das ferramentas de corte, para retirar possíveis materiais aderidos. A decapagem foi feita por meio de ataque químico em ácido clorídrico solução 10%. O tempo de ataque foi estimado até o total desprendimento do material aderido, sendo verificado a cada duas horas com o auxílio do microscópio digital AM-413ZT. O tempo total de decapagem química foi 10 horas.

### 3.8 Aquisição das Forças

O sistema de monitoramento e aquisição de sinais de força é composto por um dinamômetro, um condicionador de sinais, uma placa de aquisição de dados e um software específico. A Figura 3.8 apresenta o esquema experimental do sistema.

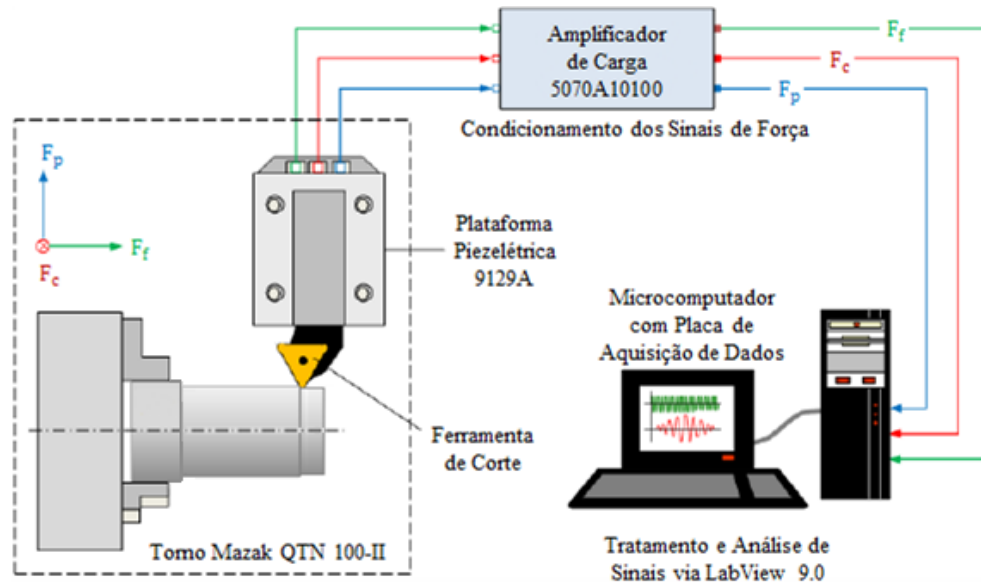


Figura 3.8 – Estrutura experimental para a aquisição de forças (cortesia do LAUS/UFRGS).

O dinamômetro piezoelétrico Kistler modelo 9129A permite a aquisição das três componentes ortogonais de força de usinagem ( $F_p$ ,  $F_c$  e  $F_f$ ) representadas pelos eixos coordenados  $x$ ,  $y$ ,  $z$  do dispositivo instalado na torre do torno CNC Mazak QTN 100-II.

O condicionamento (amplificação e filtragem) dos sinais de força é feito utilizando o amplificador de carga Kistler modelo 5070A10100.

O sinal analógico de saída do amplificador de carga é captado por uma placa de aquisição de dados Measurement Computing modelo PCIM-DAS 1602/16, instalada em um microcomputador dedicado. Essa placa permite adquirir até 100 mil pontos por segundo (100 kS/s ou 100 kHz) em até oito entradas analógicas diferenciais com 16 bits de resolução.

Os sinais digitais gerados nos eixos  $x$ ,  $y$ ,  $z$  são processados (coleta e visualização durante o processo) através do software LabVIEW 9.0. O tempo de aquisição foi 10 s e a taxa de aquisição 1 kHz (1000 pontos por segundo), realizada sempre no início de cada passe.

A análise e o pós-processamento dos dados de força foram feitos utilizando o software MS Excel. Para a determinação das intensidades das forças  $F_p$ ,  $F_c$  e  $F_f$  realizou-se a média quadrática ou RMS (*Root Mean Square*) de 1000 pontos coletados utilizando uma região estável do sinal após a entrada da ferramenta para todos os passes.



As influências sobre a intensidade das forças geradas pelas duas ferramentas (e suas falhas geradas), pelas duas velocidades de corte e pelo meio lubrificante foram verificadas, fazendo a comparação entre as amplitudes médias das mesmas em dois estados de desgastes da ferramenta distintos.

As intensidades das forças foram apresentadas em formato de gráficos de colunas. As barras de erros foram determinadas considerando o coeficiente t-Student para pequenas amostras, com um intervalo de confiança de 95%.

### 3.9 Medição da Rugosidade

O parâmetro de medição considerado foi a rugosidade média ( $R_a$ ), que é o mais utilizado no controle contínuo da rugosidade em linhas de produção. O perfil de rugosidade gerado no início (aresta nova) e no final (aresta desgastada) dos ensaios também foi avaliado.

Para medição da rugosidade da superfície usinada foi utilizado o rugosímetro portátil Mitutoyo modelo SJ-201P (Figura 3.9). A resolução do rugosímetro é de  $0,01 \mu\text{m}$  e a agulha do apalpador possui raio de ponta de  $5 \mu\text{m}$ , com força de medição de  $4 \text{ mN}$ . O curso máximo é de  $12,5 \text{ mm}$  e a velocidade de medição varia de  $0,25$  a  $0,50 \text{ mm/s}$ .



Figura 3.9 – Rugosímetro portátil para a medição da rugosidade.

Considerando os níveis dos parâmetros estabelecidos ( $f = 0,1 \text{ mm/rev.}$  e  $r_e = 0,4 \text{ mm}$ ), o valor encontrado para  $R_{a-th}$  a partir da Equação 2.2 foi de aproximadamente  $0,8 \mu\text{m}$ . Então, segundo a norma ISO 4287 1997, para valores de rugosidade na faixa de  $0,1 < R_a < 2 \mu\text{m}$ , o comprimento de amostragem (*cut-off*) deve ser  $0,8 \text{ mm}$  e o comprimento de medição  $4 \text{ mm}$ . A região da amostra avaliada será no início do passe, relacionando a última superfície gerada com o  $VB_C$  mensurado antes do corte. A medição foi realizada durante os experimentos, sendo que para cada superfície usinada foram feitas três medições de rugosidade com ângulo de  $120^\circ$  entre elas para garantir maior confiabilidade nas leituras.

As rugosidades (parâmetro  $R_a$  e perfil 2D da superfície) geradas sob influência das ferramentas (e respectivas falhas), velocidades de corte e condições de lubrificação foram investigadas, fazendo a comparação entre os estados da ferramenta (nova e desgastada) para cada ensaio.

As barras de erros dos gráficos de coluna gerados também foram obtidas utilizando o coeficiente t-Student para pequenas amostras e intervalo de confiança de 95%.

### 3.10 Microscopia Eletrônica de Varredura

Os desgastes e os mecanismos de desgaste gerados nas ferramentas de corte após os ensaios de torneamento foram analisados por meio do microscópio eletrônico de varredura (MEV) e do espectrômetro de energia dispersiva EDS (*Energy Dispersive System*).

O equipamento utilizado para a captura das imagens foi o MEV TESCAN modelo VEGA LM 3, com capacidade de ampliação da ordem de 300000x. No mesmo equipamento foram realizadas as análises dos percentuais da composição química presente nas regiões desgastadas da ferramenta, por meio da sonda EDS Oxford Instruments modelo Xman. Ambos (MEV/EDS) estão disponíveis na Central Multiusuários (CEMULTI) da Universidade de Passo Fundo (Figura 3.10).



Figura 3.10 – Microscópio eletrônico de varredura e espectrômetro de energia dispersiva.



## 4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos na comparação do desempenho dos insertos em estudo no torneamento longitudinal externo do aço SAE 4340 endurecido a  $(52 \pm 1)$  HRC através dos desgastes e vidas das ferramentas, das componentes ortogonais da força de usinagem, e da rugosidade média da superfície usinada.

### 4.1 Desgastes e Vidas da Ferramenta

Os resultados do desgaste da ferramenta foram divididos em análise da vida da ferramenta e análise do desgaste e mecanismos de desgaste. Foram realizados ensaios de fim de vida considerando duas velocidades de corte (120 e 180 m/min), duas condições de lubrificação (a seco e MQL) e duas ferramentas de corte (metal-duro classe S e cerâmica mista). A profundidade de corte e o avanço foram mantidos constantes para todos os ensaios ( $a_p = 0,3$  mm e  $f = 0,1$  mm/rev.).

#### 4.1.1 Análise da Vida da Ferramenta de Corte

A Figura 4.1 apresenta os gráficos das curvas de vida para o inserto de metal-duro em função do desgaste de flanco na ponta ( $VB_C$ ) e do comprimento usinado para as diferentes condições de usinagem.

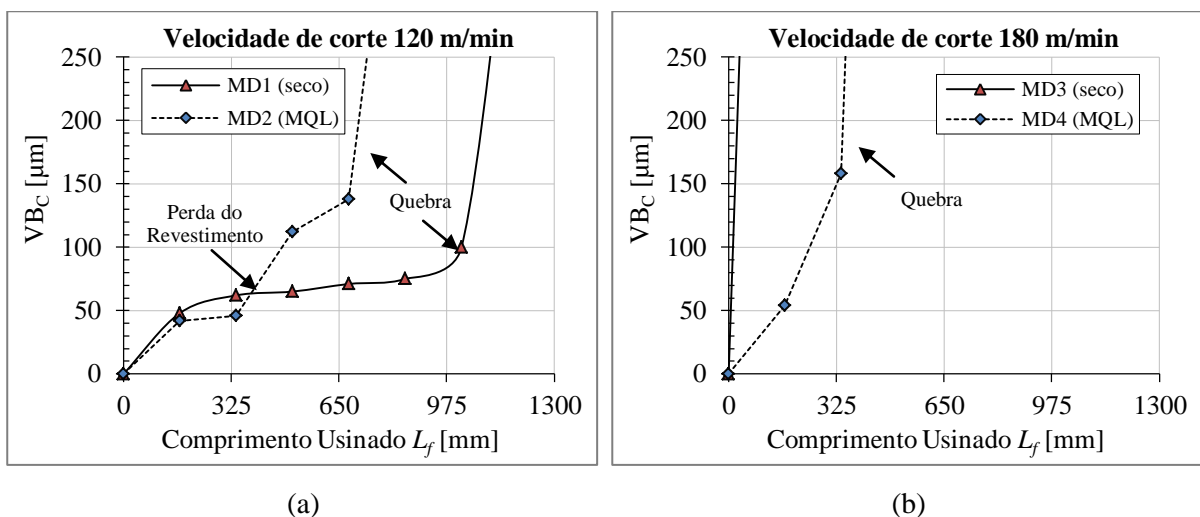


Figura 4.1 – Desgaste da ponta da ferramenta de metal-duro em função do comprimento usinado para as diferentes condições de corte

Diferente da normalizada pela ISO 3685, 1993, que trata a curva de vida em função do tempo (vide Figura 2.11), optou-se por mostrar a curva de vida em função do comprimento usinado pelo fato de diferentes velocidades de corte (120 e 180 m/min) implicarem em tempos de corte distintos ao final de cada passe, dificultando assim a comparação visual dos estados da ferramenta.

A Figura 4.1a mostra que o tempo de vida da ferramenta de metal-duro para a menor velocidade de corte ( $v_c = 120$  m/min) com MQL (MD2) foi 6,9 min (680 mm de comprimento usinado). Já para a condição a seco (MD1), o tempo de vida foi de 10,1 min (comprimento de 1020 mm), valor 50% maior que com MQL. Mesmo com a condição a seco ter conseguido atingir um maior número de passes, existe a possibilidade de que na condição com MQL possa ter ocorrido uma falha (trinca, lascamento ou quebra) que gerou esse rápido aumento do desgaste, visto que o MQL auxilia no aumento da vida por causa da lubrificação. Machado et al., 2015, citam que o uso de condições de corte acima das recomendadas, ou a ferramenta possuir previamente um defeito de fabricação, são fatores que podem contribuir para surgimento destas falhas.

Pela Figura 4.1b tem-se para  $v_c = 180$  m/min na condição a seco (MD3) que o fim de vida (quebra do inserto) deu-se logo no primeiro passe, caracterizando um parâmetro de corte muito severo. Na condição com MQL (MD4), a ferramenta de corte atingiu sua vida em 2,3 min (340 mm de comprimento usinado). Machado et al., 2015, mencionam que a  $v_c$  é fortemente responsável pelo aumento da temperatura na zona de corte e, portanto, é o parâmetro de maior influência no desgaste da ferramenta. Para temperaturas mais altas, a dureza a quente diminui consideravelmente (vide Figura 2.13b), o que gera o rápido desgaste na ferramenta, tornando-a inutilizável [Smith, 2008].

Como observado, para o parâmetro com  $v_c = 180$  m/min, a condição com MQL promoveu aumento da vida da ferramenta, o que pode ser justificado pela redução do calor gerado na interface ferramenta-peça por meio da lubrificação. Nestas condições, a ferramenta mantém suas características durante o corte, trabalhando em uma faixa de valores de temperatura aceitáveis para o processo, porém a ferramenta apresentou uma pequena quantidade de passes em comparação com os demais ensaios.

A Figura 4.2 mostra os gráficos das curvas de vida para o inserto de cerâmica mista em função de  $VB_C$  e do comprimento usinado para as diferentes condições de usinagem. Análogo à Figura 4.1, optou-se por representar estas curvas em função do comprimento usinado a fim de facilitar a comparação, como já observado.

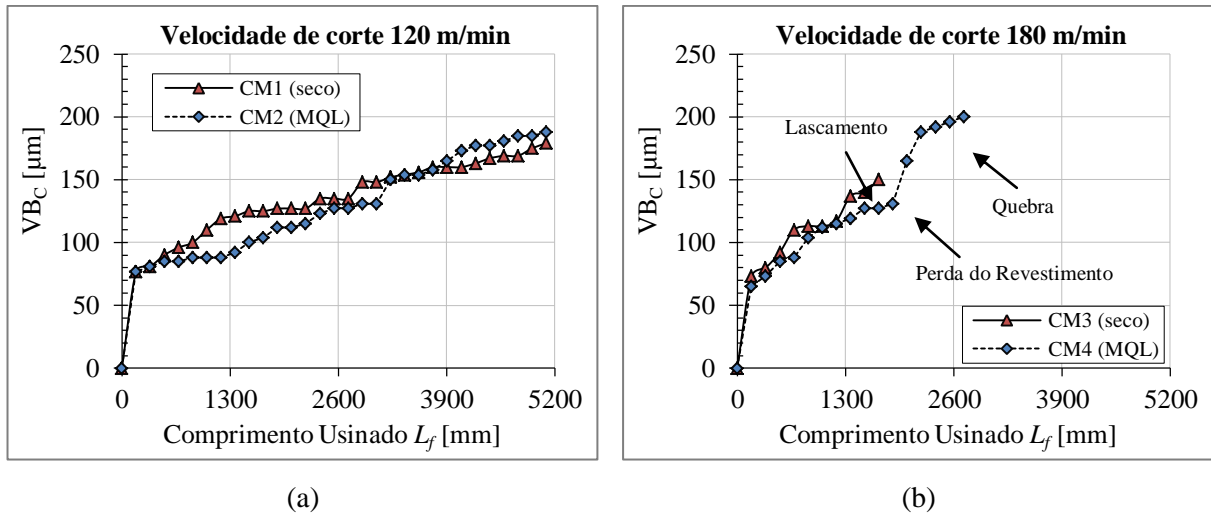


Figura 4.2 – Desgaste da ponta da ferramenta de cerâmica mista em função do comprimento usinado para as diferentes condições de corte.

A ferramenta de cerâmica mista com  $v_c = 120$  m/min apresentou pela Figura 4.2a um desgaste progressivo durante os passes, totalizando um tempo de corte de 41 min (ou 5100 mm de comprimento usinado). Na condição a seco (CM1), o valor máximo registrado para o desgaste de flanco na ponta ao final do comprimento máximo proposto foi  $VB_C = 179$   $\mu\text{m}$ . Para a condição com MQL (CM2),  $VB_C = 188$   $\mu\text{m}$ . A diferença 5% maior que na condição a seco não é significativa. Acredita-se que o comprimento usinado poderia ser ampliado em ambas as situações para que as diferenças pudessem ser mais expressivas.

Analisando a Figura 4.2b, para  $v_c = 180$  m/min, a taxa de desgaste foi mais acentuada se comparado com a gerada por  $v_c = 120$  m/min. Vale também ressaltar que nas condições a seco (CM3) e com MQL (CM4) ocorreram avarias (lascamento da aresta de corte e quebra da ponta da ferramenta, respectivamente), além da perda do revestimento (influência sobre a resistência ao desgaste). Na condição a seco, o tempo de vida para o inserto foi de 10,9 min (1700 mm de comprimento usinado). Com o uso do MQL, o tempo de vida foi de 16,6 min (2720 mm de comprimento), valor 60% maior. Esse aumento pode ser justificado pelo MQL ter atuado na redução de calor da zona de corte, retardando o surgimento de falhas (desgastes e avarias) e aumentando a vida da ferramenta [Astahkov, 2011; Dixit et al. 2012].

A Figura 4.3 mostra o gráfico do comprimento usinado em função da condição de usinagem utilizada, fazendo um comparativo entre as vidas dos inserts de metal-duro e cerâmica mista. Analisando o gráfico, verifica-se que o inserto de cerâmica mista obteve a maior vida em todas as situações. Como visto pela Figura 4.2a, este inserto atingiu o comprimento máximo proposto em ambos os testes. Já o de metal-duro teve maior vida na

condição a seco, efeito que representa 20% do comprimento usinado para o de cerâmica mista na mesma condição. Considerando  $v_c = 180$  m/min, ambas tiveram maior vida na condição com MQL. Nesta condição, o inserto de cerâmica mista gerou 2720 mm de comprimento usinado, e o de metal-duro, 340 mm (13% da vida da ferramenta de cerâmica mista).

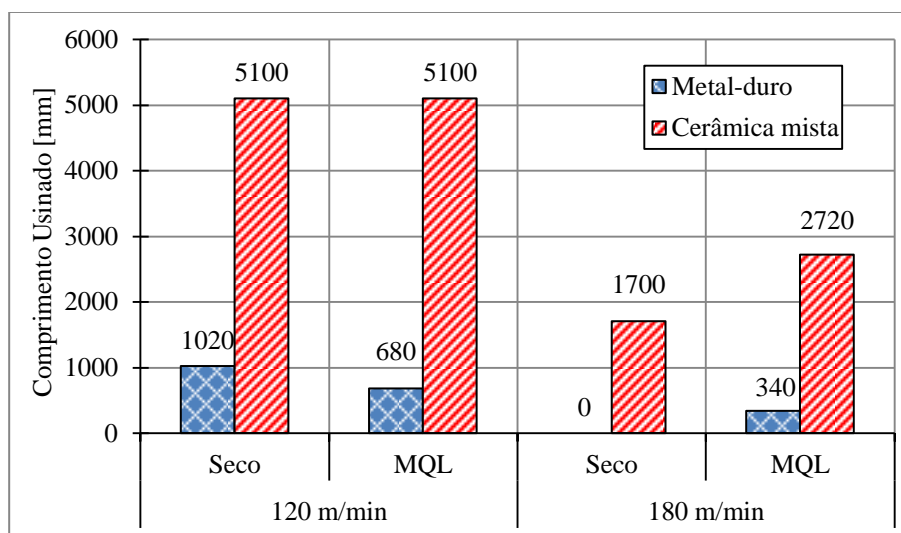


Figura 4.3 – Comprimento usinado para as ferramentas de metal-duro e cerâmica mista.

#### 4.1.2 Avaliação dos Desgastes das Ferramentas

A discussão dos desgastes e mecanismos de desgaste das ferramentas de corte foi subdividida com base nos materiais das ferramentas: metal-duro e cerâmica mista. Através da microscopia óptica, foram captadas imagens das superfícies dos inserts, em sua condição final de desgaste, para as duas velocidades de corte (120 e 180 m/min) e as duas condições de lubrificação (a seco e com MQL). Estas imagens correspondem às superfícies de folga (ponta) e saída (face) dos inserts após a decapagem para a retirada de qualquer material aderido. As demais superfícies (flanco principal e flanco secundário) são apresentadas no Apêndice A1.

O quadro da Figura 4.4 apresenta as imagens da ponta e da face do inserto de metal-duro ao final de sua vida.

A Figura 4.4a mostra marcas do desgaste de flanco na ponta do inserto ( $VB_C$ ) causado pelo atrito da peça (alta dureza) com a ponta da ferramenta nos ensaios com  $v_c = 120$  m/min (MD1 e MD2). Para  $v_c = 180$  m/min (MD3 e MD4) evidenciam-se marcas causadas por abrasão (sulcos verticais) que resultaram em grandes  $VB_C$ . Isto pode estar associado à perda total do revestimento, fazendo com que o substrato (menor dureza) da ferramenta entre em contato com a peça, aumentando consideravelmente o  $VB_C$  [Machado et al., 2015].

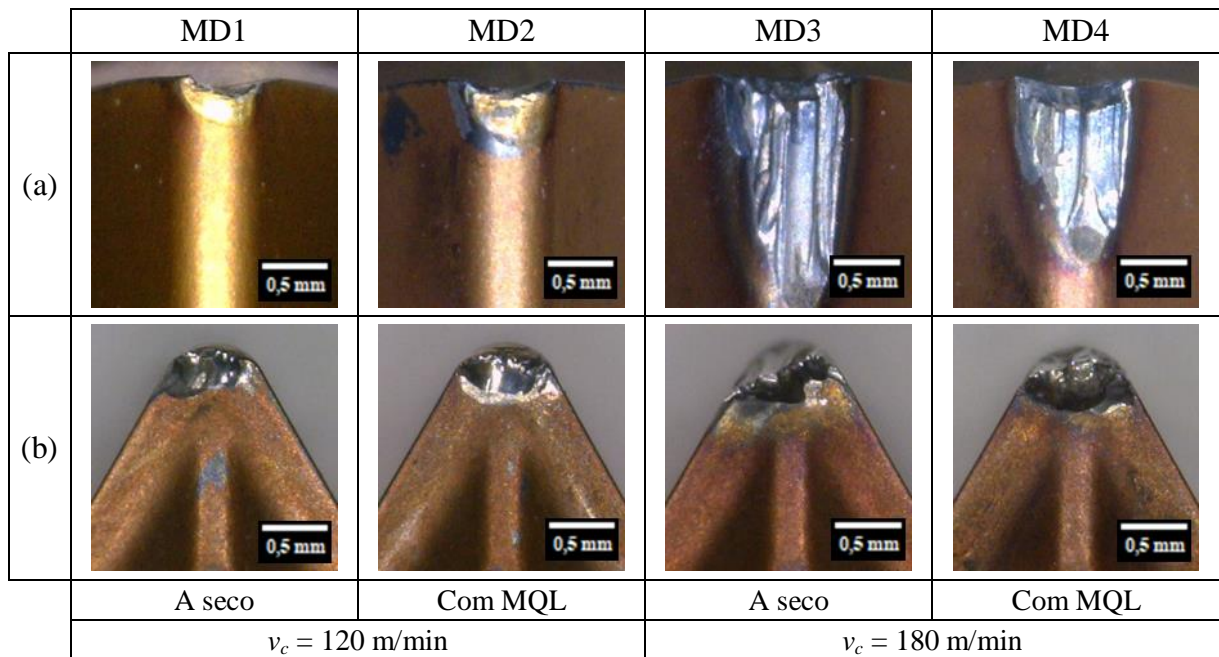


Figura 4.4 – Imagens do inserto de metal-duro classe S após os ensaios: (a) ponta; (b) face.

Analisando a face da ferramenta (Figura 4.4b), observa-se a presença do desgaste de cratera em todas as condições de usinagem. A afinidade entre os elementos químicos do material da peça e o substrato do inserto (WC), juntamente com o atrito entre o cavaco e ferramenta em altas velocidades de corte (maior calor gerado), podem ter favorecido o desgaste. Os resultados estão em consonância com Chinchankar e Choudhury, 2013, Sahu e Choudhury, 2015, Dosbaeva et al., 2015.

O quadro da Figura 4.5 mostra as imagens da ponta e da face do inserto de cerâmica mista em seu estado final de desgaste (fim de vida).

Considerando o inserto de cerâmica mista, ao analisar a ponta dessa ferramenta (Figura 4.5a) nas condições com  $v_c = 120$  m/min (CM1 e CM2), verifica-se que o MQL teve pouca influência no  $VB_C$  causado por abrasão mecânica. Com  $v_c = 180$  m/min (CM3 e CM4) houve a quebra do inserto. Isto possivelmente está associado ao encontro dos desgastes acentuados de flanco e de cratera que, juntos, fragilizam a região da ponta do inserto, originando a falha [Diniz et al., 2013].

Na Figura 4.5b visualiza-se o desgaste de cratera para todas as condições. Nota-se também uma coloração diferente do revestimento da ferramenta próximo da região desgastada. Isto se deve ao gradiente de temperatura gerado pelo calor durante a usinagem. De acordo com Klocke, 2011, a ocorrência do desgaste de cratera se deve ao atrito na interface cavaco-ferramenta decorrente das altas velocidades de corte, combinado com a

afinidade química entre a matriz da ferramenta (28% TiC) e o material da peça. Os resultados estão em conformidade com Bonfá, 2013, Aslantas et al., 2012, e Sales et al., 2009.

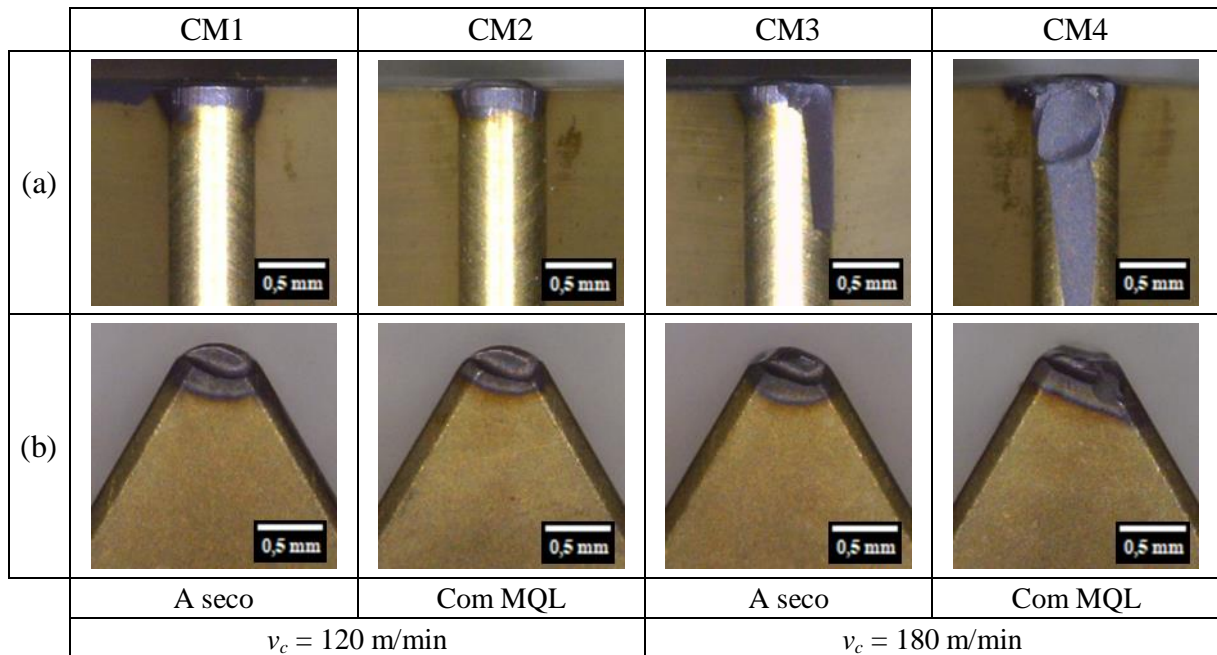


Figura 4.5 – Imagens do inserto de cerâmica mista após os ensaios: (a) ponta; (b) face.

#### 4.1.3 Investigação dos Mecanismos de Desgaste na Ferramenta

Com o intuito de investigar os mecanismos de desgaste, buscou-se uma melhor análise das falhas nos insertos por meio da microscopia de varredura (MEV) e sonda (EDS) visando identificar os elementos químicos presentes em diferentes regiões da ferramenta, contribuindo para a explicação de tais fenômenos. As análises foram divididas em função do material da ferramenta de corte (metal-duro e cerâmica mista), sendo ambas avaliadas em seu final de vida para todas as condições de usinagem utilizadas.

O quadro da Figura 4.6 mostra as imagens obtidas através do MEV do inserto de metal-duro classe S em seu final de vida para todas as condições. Há indícios do mecanismo de desgaste por *attrition* (aderência e arrastamento) presente nos testes com  $v_c = 120 \text{ m/min}$ . Também foi encontrado adesão de material na face e na ponta da ferramenta. Verifica-se a presença de trincas mecânicas, que têm sua possível causa pela variação dos esforços mecânicos na aresta de corte (que pode ser atribuída ao aumento do desgaste, o qual gerou um aumento das forças, conforme será visto no próximo capítulo). O crescimento das trincas leva ferramenta à quebra.



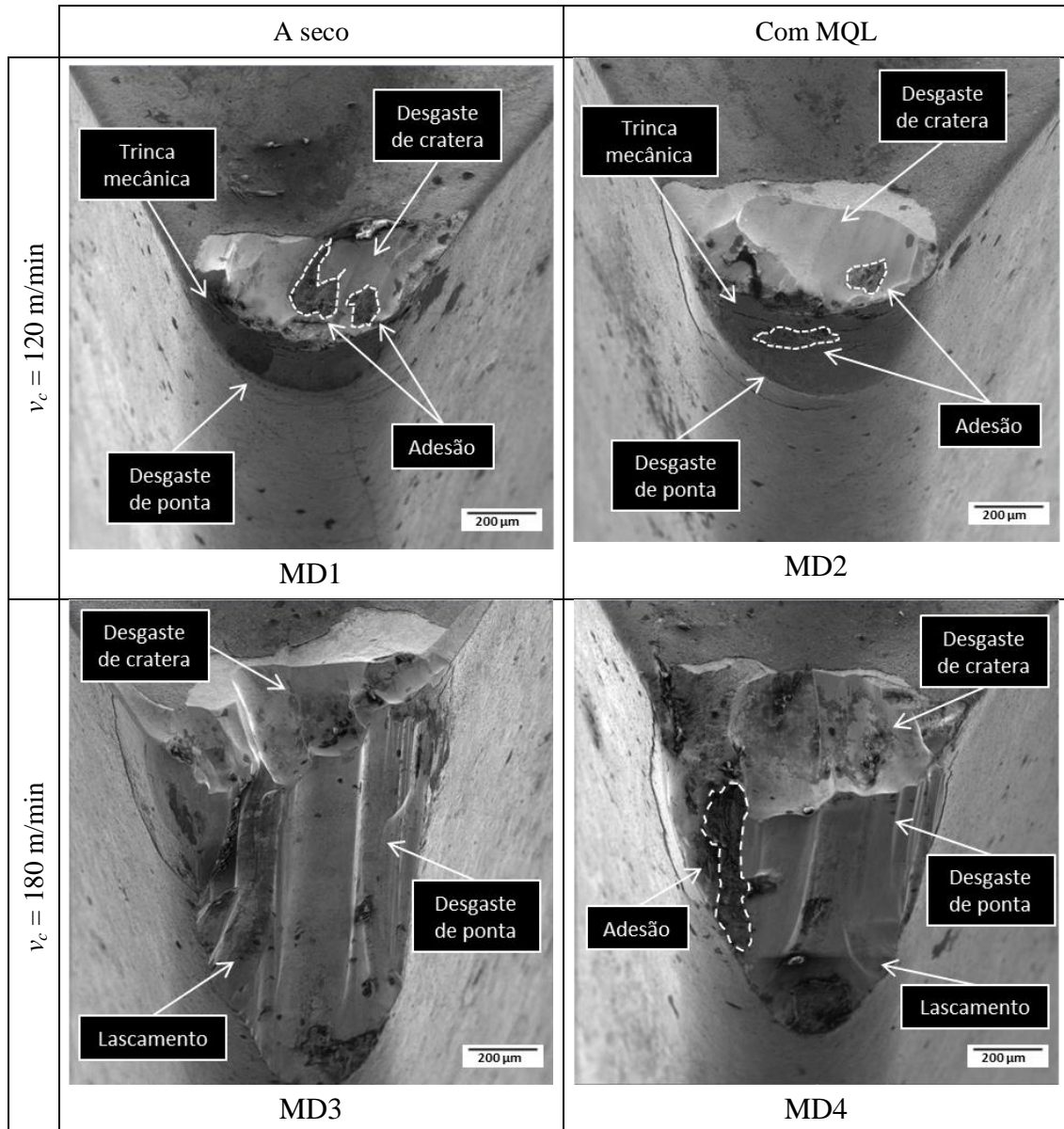
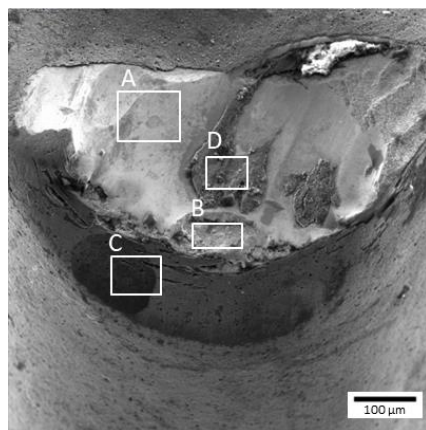


Figura 4.6 – Imagens da ferramenta de metal-duro através do MEV apontando as falhas ocorridas em cada condição de corte.

Para as condições com  $v_c = 180 \text{ m/min}$  observa-se uma combinação de diferentes mecanismos de desgaste (abrasão, adesão e difusão). No caso ocorreu uma intensa difusão, especialmente em decorrência da exposição do substrato. Verifica-se ainda o lascamento na ponta do inserto devido à fragilização da ferramenta em função do desgaste [Boing, 2016].

Para a análise via EDS será abordada somente a condição MD1 ( $v_c = 120 \text{ m/min}$  a seco), visto que as falhas e os mecanismos de desgastes foram semelhantes para demais condições. A Figura 4.7 ilustra as diferentes regiões observadas via EDS no inserto de metal-duro para a condição citada, além da porcentagem dos principais elementos químicos encontrados. As demais análises estão representadas no Apêndice A2.



(a)

Composição química (% massa)									
EDS	W	C	Co	Cr	O	Ti	Al	Fe	Ni
A	90,7	5,6	3,2	0,5	-	-	-	-	-
B	75,8	14	2,8	-	6,8	-	-	-	-
C	-	3	-	10	16,3	56,6	8,5	1,2	-
D	-	13,4	-	0,7	10,8	-	-	71,9	1,3

(b)

Figura 4.7 – Análise via EDS no inserto de metal-duro na condição MD1 ( $v_c = 120$  m/min a seco): (a) regiões analisadas; (b) composição química de cada região.

Pela análise realizada, as regiões A e B indicam a presença de tungstênio (W), carbono (C) e cobalto (Co), todos elementos químicos constituintes do substrato do inserto. A região C mostra os elementos cromo (Cr), oxigênio (O), titânio (Ti) e alumínio (Al), sendo estes do revestimento da ferramenta. Têm-se também pequenas quantidades de ferro (Fe) e carbono (C), elementos presentes na peça, comprovando a ação dos mecanismos de desgaste por abrasão mecânica e *attrition*, em que o material aderido é periodicamente removido, extraindo partículas do material da ferramenta. Pela região D, observa-se grande quantidade de Fe e C, comprovando a adesão de material da peça no inserto de metal-duro.

Os resultados descritos estão de acordo com o estudo de Priarone et al. 2015, Dosbaeva et al., 2015, Ávila et al., 2008 e Zheng et al. 2018.

O quadro da Figura 4.8 mostra as imagens obtidas através do MEV do inserto de cerâmica mista em seu final de vida para todas as condições. As análises indicam que os desgastes dominantes foram os desgastes de cratera, flanco e entalhe. Ocorreram lascamentos na aresta de corte e a quebra da ponta da ferramenta. A abrasão mecânica esteve presente em todos os testes, este sendo evidenciado pela presença de sulcos paralelos à direção do fluxo do material. A ocorrência deste mecanismo está associada ao atrito entre a peça e a ponta da ferramenta, provocados pelos elementos duros (carbonetos, nitretos ou óxidos) presentes no material usinado e, pela remoção de fragmentos duros da própria ferramenta.

O desgaste de cratera identificada nas imagens do inserto de cerâmica mista aconteceu devido à difusão, sendo evidenciada pelo aspecto liso, uma vez que o carboneto de titânio (TiC) do substrato do inserto apresenta afinidade química com os elementos presentes na



matriz da peça usinada. Como já mencionado, também foi verificada a presença do desgaste de entalhe, aparecendo nas regiões coincidentes com as laterais do cavaco.

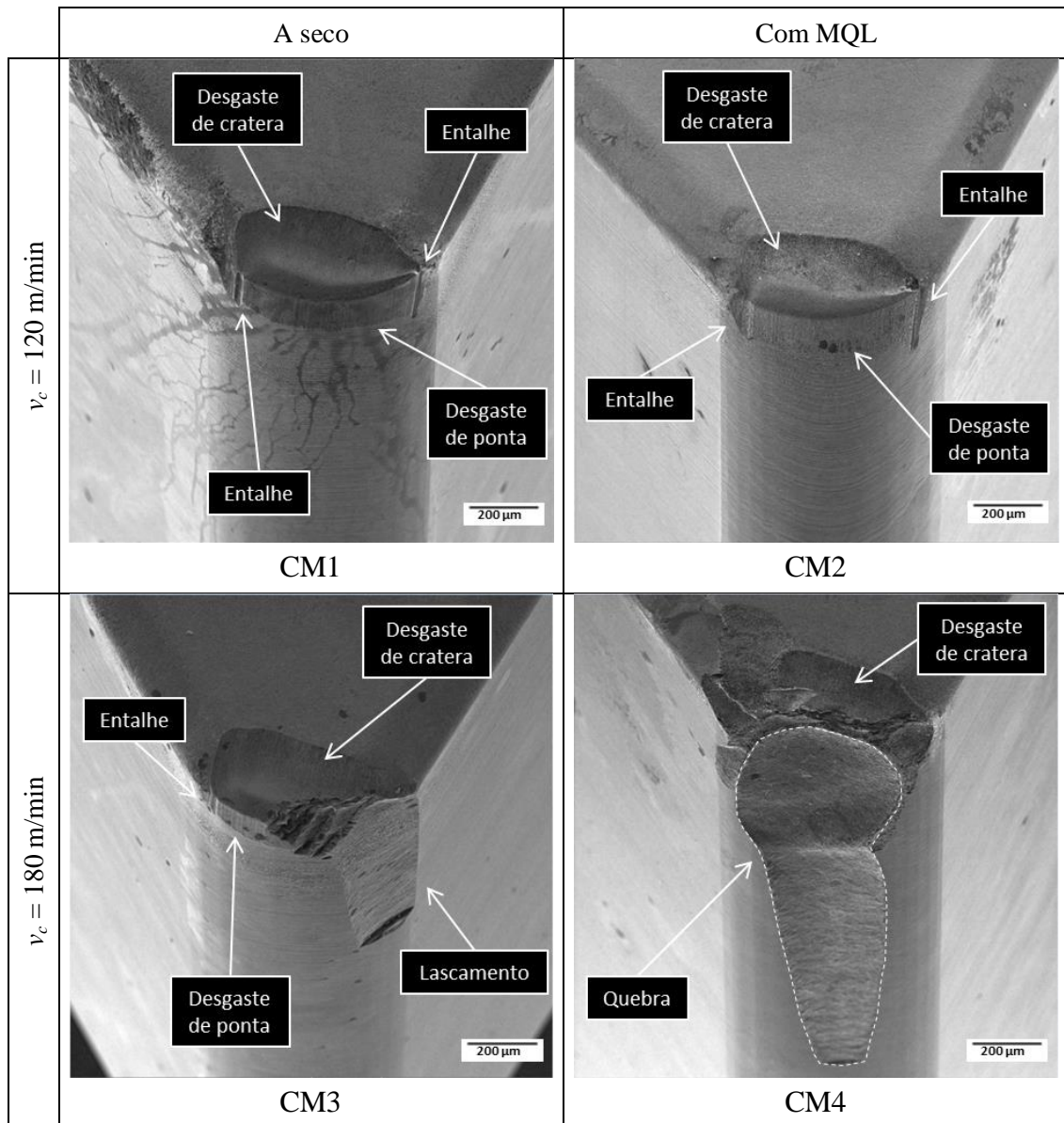


Figura 4.8 – Imagens da ferramenta de cerâmica mista através do MEV apontando as falhas ocorridas em cada condição de corte.

Assim como para o inserto de metal-duro, a análise via EDS do inserto de cerâmica mista abordará somente uma condição de usinagem (CM3:  $v_c = 180 \text{ m/min}$  a seco). A Figura 4.9 ilustra as diferentes regiões observadas via EDS nesta situação, além da porcentagem dos principais elementos químicos encontrados. As demais condições apresentam falhas e mecanismos de desgastes semelhantes, porém em maior ou menor intensidade. As demais análises estão representadas no Apêndice A2.

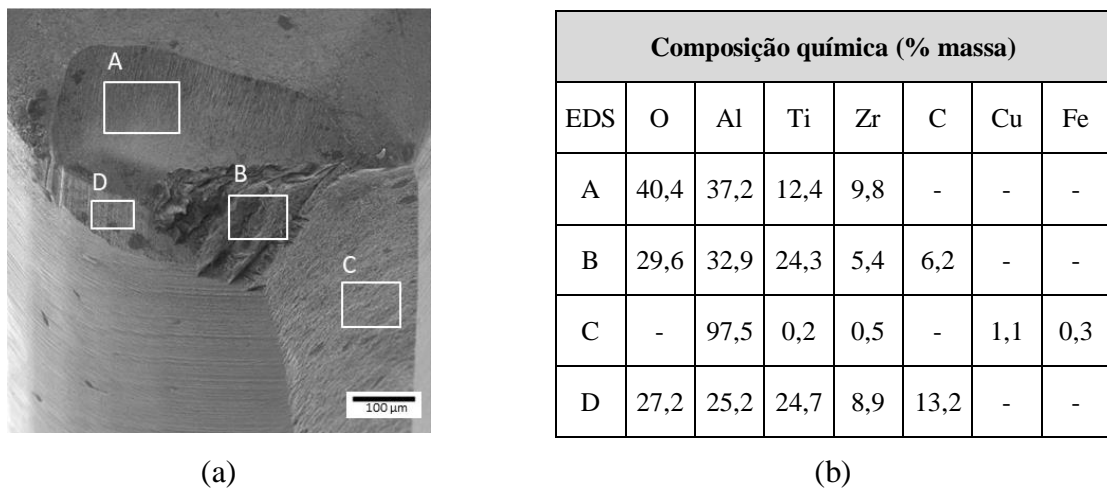


Figura 4.9 – Análise via EDS no inserto de cerâmica mista na condição CM3 ( $v_c = 180$  m/min a seco): (a) regiões analisadas pelo EDS; (b) composição química de cada região.

O EDS realizado na região A (desgaste de cratera), indica a presença de oxigênio (O), alumínio (Al), titânio (Ti) e zircônio (Zr). Estes elementos químicos constituem o substrato da ferramenta. Já o Ti pode ser também do revestimento (TiN). As regiões B (parte do lascamento) e D (desgaste de ponta) apresentam elementos semelhantes à região A, porém com adição do carbono (C), que também é constituinte do substrato da ferramenta (TiC). Na região C (lascamento), há basicamente alumínio (Al), elemento do substrato do inserto.

Os resultados obtidos referentes às análises do MEV/EDS para o inserto de cerâmica mista são semelhantes aos citados nas pesquisas realizadas por Davoudinejad e Noordin, 2014, Panda et al., 2018, Das et al., 2014, Shalaby et al., 2014, Gomes, 2016, e Grzesik, 2009.

## 4.2 Componentes Ortogonais da Força de Usinagem

Nesta seção serão discutidos os resultados das variações das componentes da força de usinagem ( $F_p$ ,  $F_c$ ,  $F_f$ ) durante os testes, avaliando a influência dos estados das ferramentas (nova e desgastada<sup>5</sup>), tipos de inserto (metal-duro e cerâmica mista), velocidades de corte (120 m/min e 180 m/min) e meios lubrificadorrefrigerantes (a seco e com MQL).

<sup>5</sup> Optou-se por considerar  $VB_C = 100$  µm, pois este foi o valor da largura da marca de desgaste de ponta que foi observado em praticamente todas as situações (exceto na condição MD3) antes da ocorrência da avaria, permitindo assim a comparação.

#### 4.2.1 Força Passiva

A Figura 4.10 apresenta a variação da força passiva ( $F_p$ ) em dois estados de desgaste de flanco da ferramenta, considerando a ferramenta nova ( $VB_C = 0$ ) e com  $VB_C = 100 \mu\text{m}$  para todos os ensaios realizados.

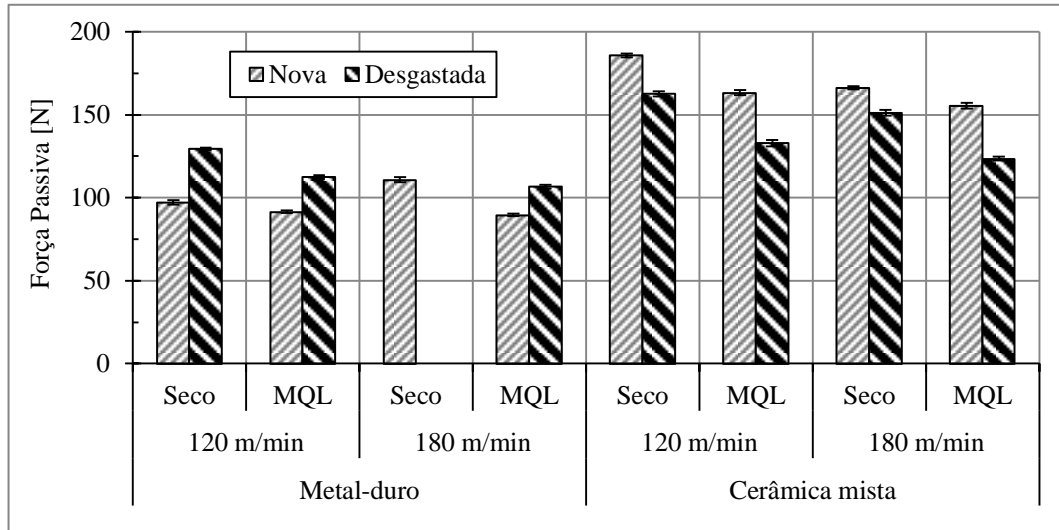


Figura 4.10 – Variação da força passiva em função da velocidade de corte e do meio lubrificante para as ferramentas de corte de metal-duro e cerâmica mista.

Pode-se observar no gráfico da Figura 4.10 que para os testes da ferramenta de metal-duro, a força passiva ( $F_p$ ) foi menor com a ferramenta nova. Isto pode ser justificado pelo fato de que se tem menor pressão específica de corte ( $K_s$ ) atrelada à menor deformação do cavaco e também ao menor coeficiente de atrito que a ferramenta nova apresenta em relação à desgastada [Diniz et al., 2013]. Para a ferramenta desgastada, a  $F_p$  aumenta, o que pode ser justificado pelo aumento do  $VB_C$  que provoca o aumento da área de contato entre a ferramenta-peça, aumentando assim  $F_p$  [Machado et al., 2015].

Os valores da  $F_p$  foram menores com o uso do MQL, levando em conta a ferramenta nova e desgastada nas mesmas condições de corte. Esta diminuição do  $F_p$  pode ser justificada pelo MQL atuar reduzindo calor na zona de corte, além de reduzir a área de contato entre o cavaco e a ferramenta por efeito capilar. Os resultados estão em conformidade com Varadarajan et al., 2002, Hadad e Sadeghi, 2013, e Dhar, 2006.

Nos ensaios com o inserto de cerâmica mista, para todas as condições houve uma diminuição da  $F_p$  com o aumento do  $VB_C$ . Esta diminuição ocorreu possivelmente devido ao surgimento do desgaste de cratera, que provocou uma alteração geométrica na ferramenta,

aumentando o ângulo de saída ( $\gamma$ ), diminuindo  $K_s$  e facilitando o corte (pela diminuição do ângulo de cunha ( $\beta$ )) e, conseqüentemente, reduzindo  $F_p$ .

#### 4.2.2 Força de Corte

A Figura 4.11 apresenta a variação da força de corte ( $F_c$ ) considerando as ferramentas com arestas nova ( $VB_C = 0$ ) e desgastada ( $VB_C = 100 \mu\text{m}$ ) para todos os ensaios realizados.

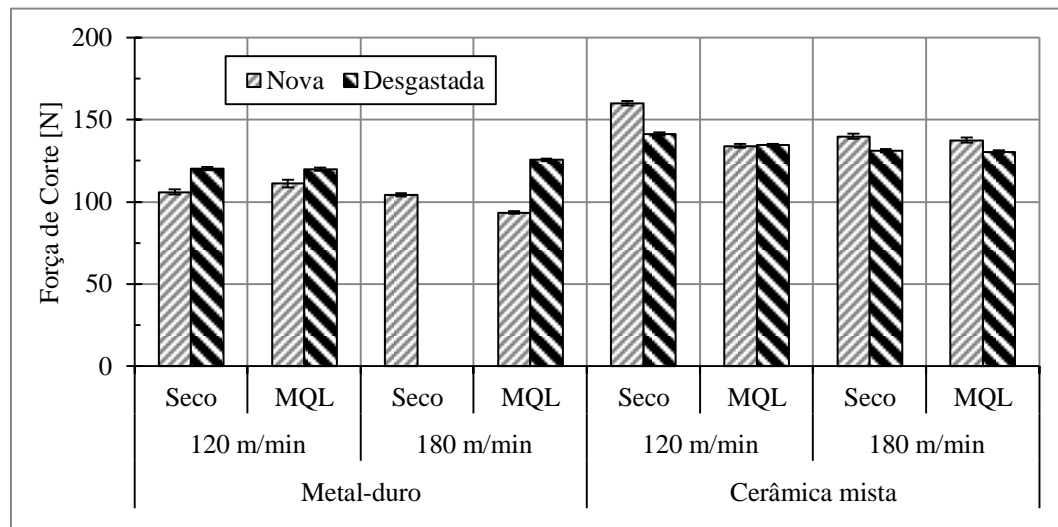


Figura 4.11 – Variação da força de corte em função da velocidade de corte e do meio lubrificante para as ferramentas de corte de metal-duro e cerâmica mista.

Percebe-se no gráfico da Figura 4.11 que para os testes com a ferramenta de metal-duro os valores da  $F_c$  crescem com o aumento do desgaste de flanco, resultado análogo ao encontrado para a  $F_p$ , porém com menor percentual de crescimento. Considerando os ensaios com a ferramenta de cerâmica mista a maior  $F_c$  foi observada com a ferramenta nova. À medida que a ferramenta foi se desgastando, ocorreu uma diminuição sutil de  $F_c$ . Isto pode ser novamente justificado pelo surgimento do desgaste de cratera, que atuou modificando a geometria da ferramenta aumentando o ângulo  $\gamma$ , assim facilitando o corte do material, como já mencionado para a  $F_p$ . Estes resultados estão de acordo com Çiçek, 2013.

De maneira geral, a maior velocidade de corte ( $v_c = 180 \text{ m/min}$ ) proporcionou menores valores de  $F_c$ . Isto acontece pelo fato de que com o aumento de  $v_c$ , menor quantidade de calor é dissipada para a peça e para a ferramenta, o que proporciona um aumento da temperatura na raiz do cavaco, fazendo com que o coeficiente de atrito diminua devido à maior dinâmica do corte (Diniz et al., 2013). Koch, 1996, complementa que esse aumento da temperatura provoca o amolecimento do material, que facilita o corte e diminui  $F_c$ .

No ensaio CM2 (inserto de cerâmica mista com  $v_c = 120$  m/min e MQL) nota-se uma estabilidade dos valores  $F_c$  com o aumento do  $VB_C$ . Isto pode ser justificado pela sobreposição de efeitos do desgaste de flanco que aumenta a área de contato ferramenta-peça (maior força para realizar o corte), e o surgimento do desgaste de cratera com menor intensidade que os demais parâmetros (menor KT), ocasionando a menor variação de  $F_c$ .

### 4.2.3 Força de Avanço

A Figura 4.12 apresenta a variação da força de avanço ( $F_f$ ) em dois estados de desgaste de ponta das ferramentas, considerando arestas nova ( $VB_C = 0$ ) e desgastada ( $VB_C = 100$   $\mu$ m) para todos os ensaios realizados.

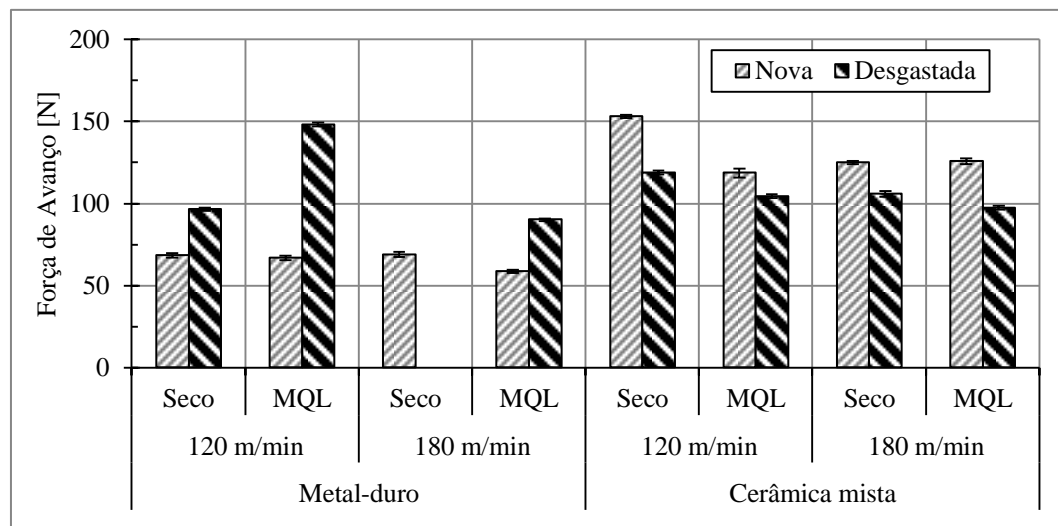


Figura 4.12 – Variação da força de avanço em função da velocidade de corte e do meio lubrificante para as ferramentas de corte de metal-duro e cerâmica mista.

Nota-se no gráfico da Figura 4.12 que o comportamento da  $F_f$  para a ferramenta de metal-duro é análogo ao da  $F_p$  e  $F_c$ , onde os valores de  $F_f$  cresceram com o aumento do  $VB_C$ . Este resultado está de acordo com Chinchani e Choudhury, 2013.

Para a ferramenta de cerâmica mista, em todas as condições percebe-se uma redução da  $F_f$  na comparação entre o estado inicial (nova) e o de desgaste  $VB_C = 100$   $\mu$ m. Isto pode ser igualmente explicado pela alteração da geometria da ferramenta (diminuição do ângulo  $\beta$ ) causada pelo desgaste de cratera.

De maneira geral, para a ferramenta nova, o MQL contribui reduzindo  $F_f$  se comparado à condição a seco. Isto pode ser justificado pela ação lubrificante do MQL

durante o corte do material, reduzindo assim o coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta e diminuindo a temperatura na zona de corte.

Os resultados encontrados estão de acordo com Fnides et al., 2008, Kurt et al., 2015, Gaitonde et al., 2009 e Liu et al., 2013.

#### 4.2.4 Comparativo das Componentes de Força de Usinagem

A Figura 4.13 apresenta um comparativo da média das forças de usinagem ( $F_U$ ) determinadas a partir da Equação 2.1 para os inserts de metal-duro classe S e cerâmica mista considerando as ferramentas com  $VB_C = 0$  [ $\mu\text{m}$ ] e  $VB_C = 100$   $\mu\text{m}$ .

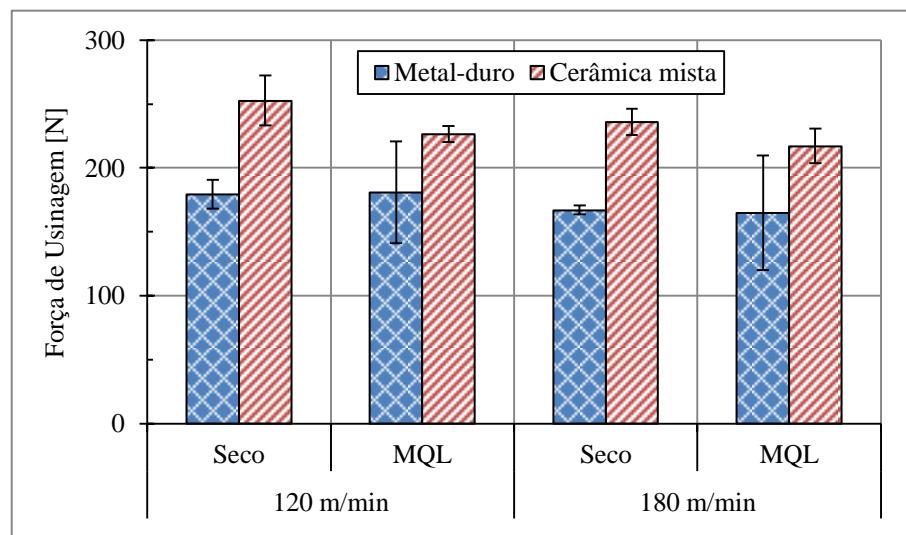


Figura 4.13 – Força de usinagem média para todas as condições de corte.

Analisando a Figura 4.13, de maneira geral, a ferramenta de metal-duro apresentou menores valores médios de força de usinagem durante os testes. Porém, ocorreram grandes variações da  $F_U$  devido aos desgastes, como nos ensaios MD2 e MD4. Com a ferramenta nova, o revestimento da ferramenta atua reduzindo o coeficiente de atrito, reduzindo assim a  $F_U$  [Davim, 2008]. Outros fatores que podem ter contribuído para a redução da  $F_U$  estão relacionados à geometria e microgeometria da ferramenta de metal-duro. O inserto de metal-duro apresenta maior ângulo de saída ( $\gamma = +15^\circ$ ) o que proporciona menor pressão específica de corte, sendo necessária menor força para realizar o corte. Com relação a microgeometria, Özel, 2003 indica que o perfil de aresta do tipo arredondado em comparação ao perfil chanfrado apresenta menores forças de usinagem. Isto se deve ao perfil arredondado possuir maior área de contato com o cavaco e a peça, o que aumenta a transferência de calor na zona de corte, resultando em uma maior facilidade no corte do material [Lahiff, 2007]. O inserto de

metal-duro apresenta ainda a geometria quebra-cavacos que, segundo Machado et al., 2015, modifica a superfície de saída (maior ângulo de saída), causando uma curvatura mais acentuada nos cavacos (levando-os a quebra por flexão) e diminuindo a força de usinagem.

A ferramenta de cerâmica mista apresentou maior intensidade e menor variação das forças de usinagem durante os testes. Isto pode ser explicado pela intensidade dos desgastes terem sido menores, o que contribuiu para a alteração de  $F_U$ .

#### 4.2.5 Influência do Comprimento Usinado sobre as Componentes da Força Resultante

A Figura 4.14 apresenta o gráfico da variação das componentes da força de usinagem em função do comprimento usinado durante o ensaio CM1 (inserto de cerâmica mista, corte a seco e  $v_c = 120$  m/min). As demais combinações apresentaram comportamentos semelhantes.

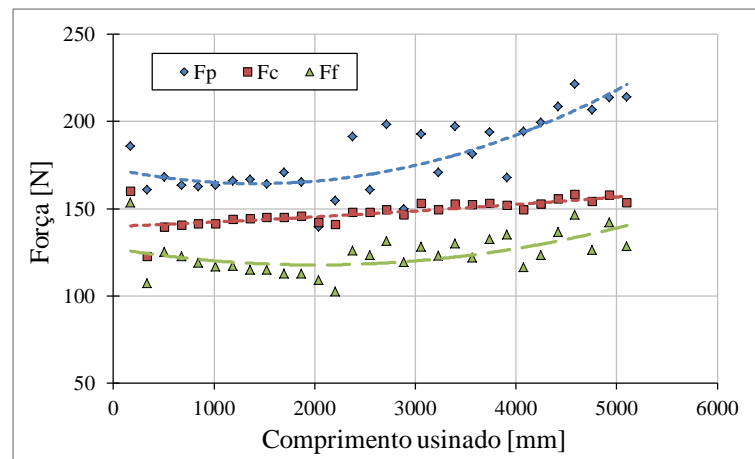


Figura 4.14 – Variação das componentes da força de usinagem em função do comprimento usinado para o ensaio CM1.

Nota-se pelo gráfico que as intensidades das três componentes apresentam uma tendência crescente durante o ensaio. Vale ressaltar que a maior amplitude foi a da força passiva ( $F_p$ ), seguida da força de corte ( $F_c$ ) e por fim a força de avanço ( $F_f$ ). Astakhov, 2011, explica que o valor elevado da  $F_p$  é um comportamento característico da usinagem de materiais endurecidos e ocorre devido à recuperação elástica do material.

#### 4.3 Rugosidade Média da Superfície Usinada

Nesta seção serão discutidos os resultados referentes à rugosidade média ( $R_a$ ) e ao perfil de rugosidade gerado durante os testes, avaliando os efeitos dos insertos (metal-duro e

cerâmica mista), velocidades de corte (120 m/min e 180 m/min) e meios lubrificadorantes (a seco e MQL) para dois estados da ferramenta (aresta nova e aresta desgastada).

#### 4.3.1 Análise da Variação da Rugosidade Média

A Figura 4.15 ilustra o comportamento da rugosidade média ( $R_a$ ) para todos os testes, avaliando dois estados de desgaste de ponta da ferramenta, considerando a ferramenta com aresta nova ( $VB_C = 0$ ) e aresta desgastada ( $VB_C = 100 \mu\text{m}$ ).

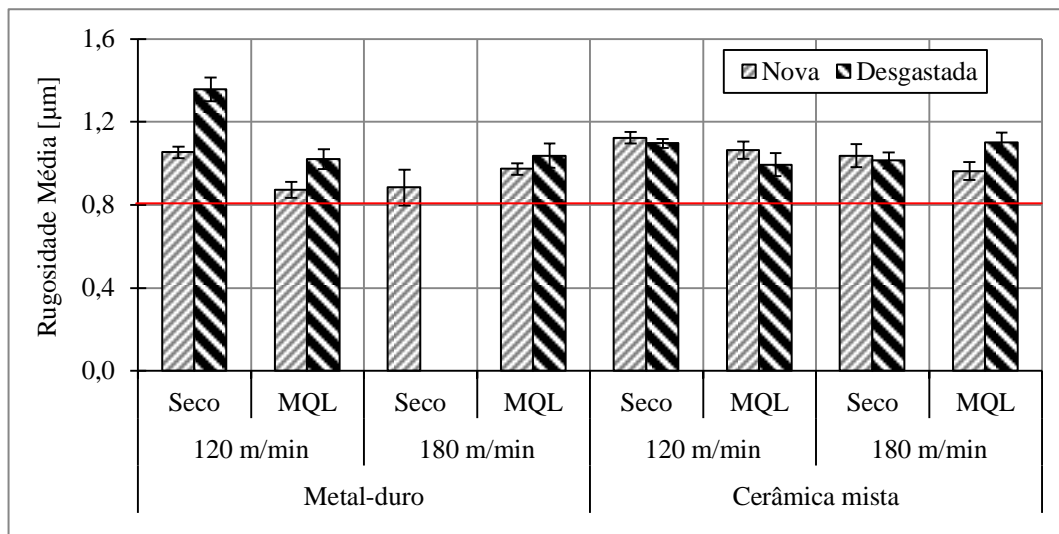


Figura 4.15 – Variação da rugosidade média ( $R_a$ ) gerada para os insertos de metal-duro e cerâmica mista durante cada ensaio de vida. A linha vermelha representa o valor teórico calculado pela Equação 2.2.

Todos os valores de rugosidade média ( $R_a$ ) obtidos nos ensaios foram maiores que o valor teórico calculado ( $0,802 \mu\text{m}$ ). Machado et al., 2015, explicam que os valores reais dependem de diversos outros fatores além do avanço ( $f$ ) e do raio de ponta ( $r_e$ ) da ferramenta, como vibração e desgaste da aresta de corte, por exemplo.

Analisando o efeito do inserto de metal-duro sobre a rugosidade média, nota-se que com  $v_c = 120 \text{ m/min}$  e corte a seco (MD1), o valor de  $R_a$  tende a aumentar com o tempo de usinagem. Isto pode estar associado ao crescimento do desgaste da ferramenta que acaba comprometendo o acabamento da peça, conforme cita Ferreira et al., 2016.

Já na condição com MQL (MD2), os valores de  $R_a$  foram menores, pois o MQL atuou na redução do coeficiente de atrito (menor esforço de corte) e da temperatura (menor desgaste da ferramenta) na zona de corte, favorecendo as interações entre cavaco-ferramenta e ferramenta-peça. O valor médio de  $R_a$  aumenta para a ferramenta desgastada durante o ensaio



MD2, o que pode ser justificado pelo aumento do  $VB_C$  e pelo surgimento de entalhe e avarias. Estes resultados estão de acordo com Dhar et al., 2006, Pavel et al., 2005 e Neşeli et al., 2011.

Ao avaliar a variação da velocidade de corte nas condições com MQL (MD2 e MD4), tem-se que os valores de  $R_a$  obtidos foram 10% menores para  $v_c = 120$  m/min. Isto pode ser justificado pelo fato de o MQL penetrar de forma mais efetiva na zona de corte para menores  $v_c$ , facilitando o corte do material e melhorando o acabamento [Kelly e Cotterell, 2002].

Analisando o efeito do inserto de cerâmica mista sobre a rugosidade média, percebe-se que com  $v_c = 120$  m/min, em ambas as condições de lubrificação (CM1 e CM2), os valores de  $R_a$  diminuem com o aumento do  $VB_C$ . Isto possivelmente está associado a uma maior influência dos desgastes de cratera em relação aos de flanco. O aumento do  $VB_C$  provoca uma maior área de contato entre a superfície de folga da ferramenta e a peça, elevando o atrito e as vibrações, conseqüentemente, interferindo negativamente sobre o acabamento (aumentando  $R_a$ ). Já o desgaste de cratera modifica a geometria da ferramenta. Inicialmente, a ferramenta tem ângulo de saída ( $\gamma$ ) negativo (o cavaco enrola e é jogado contra a peça, prejudicando o acabamento); com o surgimento da cratera, o ângulo  $\gamma$  cresce, afastando o cavaco da peça (enrola menos), provocando uma redução na rugosidade.

Comparando as condições com  $v_c = 120$  m/min (CM1 e CM2), têm-se valores de  $R_a$  cerca de 8% menores para a condição com MQL. Esta redução pode estar associada à redução do coeficiente de atrito proporcionada pelo MQL em uma área de contato maior entre a ferramenta (desgastada) e a peça [Dhar et al., 2006].

No ensaio CM3 ( $v_c = 180$  m/min e corte a seco), os valores de  $R_a$  gerados foram semelhantes aos obtidos no CM1. Com maior  $v_c$  houve redução de 8% nos valores médios de  $R_a$ . Isto se justifica pelo fato de o incremento de  $v_c$  aumentar o calor gerado, causando o amolecimento do material na raiz do cavaco, facilitando o corte [Ginting, 2009].

Nas condições com  $v_c = 180$  m/min (CM3 e CM4), os valores médios de  $R_a$  foram semelhantes, porém apresentam comportamentos distintos. Para a condição a seco (CM3), a rugosidade diminui com o aumento do desgaste da ferramenta. Como já discutido, este fenômeno pode estar associado à formação do desgaste de cratera. Já para a condição com MQL (CM4), os valores de  $R_a$  aumentam com o aumento do desgaste. Isto pode ser justificado pelo MQL atuar na superfície de saída da ferramenta, diminuindo o coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta e reduzindo a intensidade do desgaste de cratera. A partir desta afirmação, associa-se que os valores de  $R_a$  foram mais influenciados pelo desgaste de flanco, que prejudica a superfície usinada. Os resultados discutidos estão de acordo com Dogra et al., 2011, e Davoudinejad et al., 2014.

### 4.3.2 Análise do Perfil de Rugosidade Gerado

A Figura 4.16 mostra os perfis 2D de rugosidade obtidos no ensaio MD1 (inserto de metal-duro com  $v_c = 120$  m/min e corte a seco) considerando as ferramentas com arestas nova ( $VB_C = 0$ ) e desgastada ( $VB_C = 100$   $\mu\text{m}$ ).

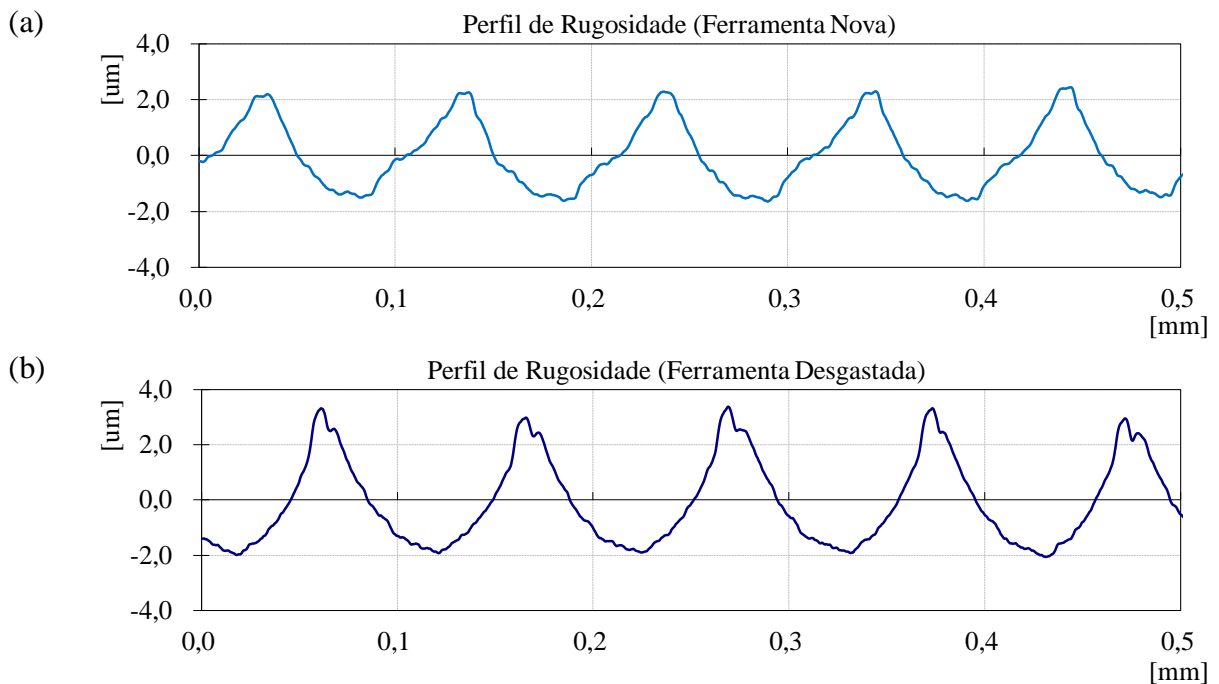


Figura 4.16 – Perfis de rugosidade para a ferramenta de metal-duro no corte a seco com  $v_c = 120$  m/min considerando: (a) aresta nova; (b) aresta desgastada com  $VB_C = 100$   $\mu\text{m}$ .

Para a ferramenta com aresta nova (Figura 4.16a), o perfil de rugosidade obtido segue um padrão constante, sendo evidenciado pelos picos e vales (cisalhamento regular do cavaco pela aresta afiada) que estão em função do avanço ( $f$ ) e raio de ponta ( $r_\epsilon$ ), apresentando baixa amplitude pico-a-vale (3,7  $\mu\text{m}$ ).

Já para a ferramenta com aresta desgastada (Figura 4.16b), os picos são mais altos e os vales mais profundos, e a amplitude pico-a-vale é de 5,0  $\mu\text{m}$ , mantendo um padrão constante. Segundo Stephenson e Agapiou, 2016, esta piora no acabamento está associada com o desgaste da ferramenta, já que os demais parâmetros que tem maior influência na rugosidade da peça (avanço e raio de ponta) permanecem constantes.

A Figura 4.17 apresenta a comparação dos perfis 2D de rugosidade para o ensaio CM2 (inserto de cerâmica mista com  $v_c = 120$  m/min e MQL) levando em consideração os estados da ferramenta – aresta nova ( $VB_C = 0$ ) e aresta desgastada ( $VB_C = 100$   $\mu\text{m}$ ).

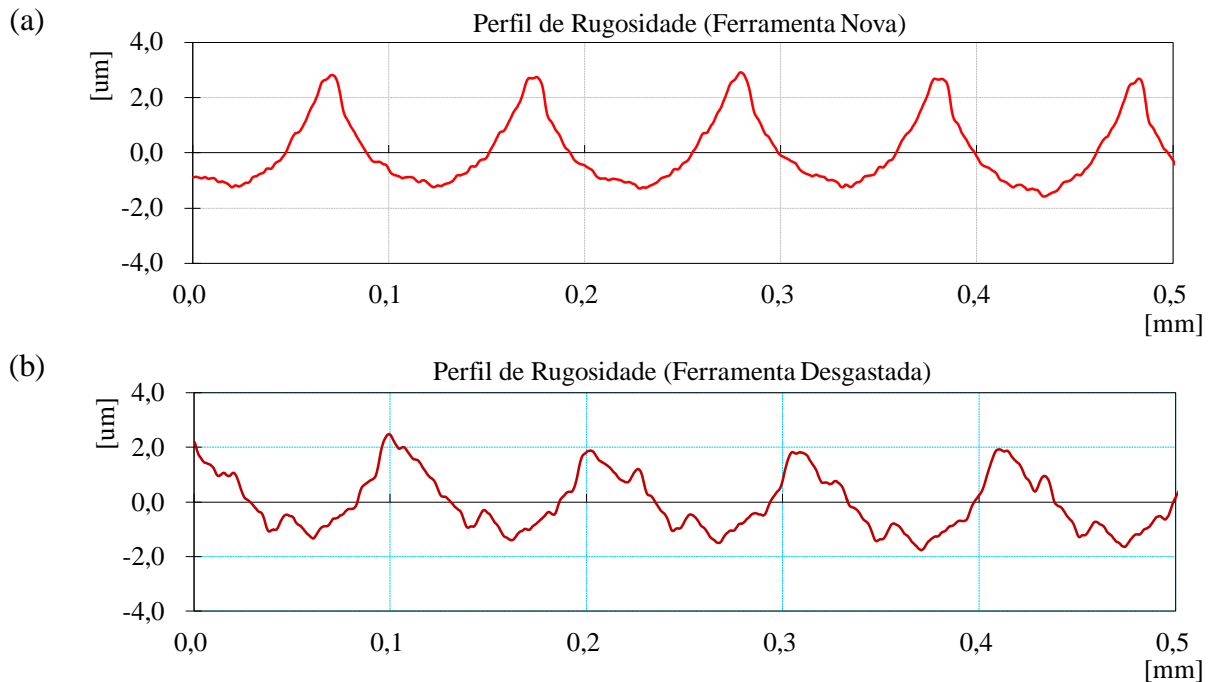


Figura 4.17 – Perfis de rugosidade para a ferramenta de cerâmica mista no corte com MQL e  $v_c = 120$  m/min considerando: (a) aresta nova; (b) aresta desgastada com  $VB_C = 100$   $\mu\text{m}$ .

Analisando a Figura 4.17a, nota-se que o perfil de rugosidade gerado com a aresta nova segue um padrão constante de picos e vales, influenciados pelo raio de ponta e o avanço, com amplitude pico-a-vale de  $4,0$   $\mu\text{m}$ .

Com a aresta desgastada os perfis de rugosidade continuam seguindo um padrão constante, porém com muitas irregularidades associadas com as marcas deixadas pela aresta de corte danificada. No entanto, a amplitude pico-a-vale é de  $3,2$   $\mu\text{m}$ . Shahabi e Ratnam, 2009, citam que o valor de rugosidade diminuiu devido ao achatamento do raio de ponta causado pelo desgaste da ferramenta. Este achatamento aumenta a área de contato ferramenta-peça, reduzindo assim os picos de rugosidade.

Outros fatores que podem ter contribuído para essa redução da amplitude do perfil de rugosidade são: a ferramenta de cerâmica mista apresentar a microgeometria do tipo chanfrada e arredonda, e a ocorrência do efeito de sulcamento (*ploughing*).

O aumento do desgaste de flanco possivelmente atuou na modificação da microgeometria da ferramenta. Essa alteração, associada ao perfil da aresta de corte chanfrada e arredonda, pode ter provocado a modificação do fluxo de material, favorecendo o efeito de sulcamento. Este efeito faz com que o material à frente da aresta de corte seja severamente deformado e pressionado contra a superfície recém-formada, podendo modificar a rugosidade da superfície usinada [Shaw, 2005].

### 4.3.3 Comparativo das Rugosidades Geradas

A Figura 4.18 apresenta um comparativo das rugosidades médias ( $R_a$ ) encontradas para os insertos de metal-duro e cerâmica mista nos testes realizados com as arestas nova ( $VB_C = 0$ ) e desgastada ( $VB_C = 100 \mu\text{m}$ ).

Aplicando  $v_c = 120 \text{ m/min}$ , o inserto de cerâmica mista teve valores de  $R_a$  menores na condição a seco. Isto pode ser explicado pelos desgastes terem sido menores na ferramenta de cerâmica mista, apresentando valores mais estáveis (visualizado pela barra de erros). Para condição com MQL, a ferramenta de metal-duro apresentou menores valores de  $R_a$ . Isto possivelmente está relacionado com o menor atrito na interface cavaco-ferramenta que o meio lubrificante proporcionou. Além disso, o MQL pode ter atuado retardando o surgimento do desgaste de cratera na ferramenta de cerâmica mista, fenômeno que causa a redução de  $R_a$ .

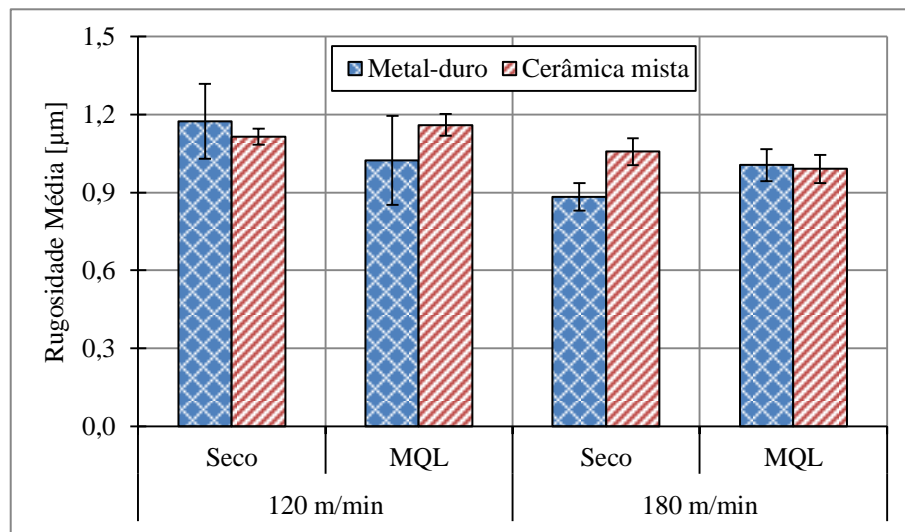


Figura 4.18 – Comparativo da rugosidade média encontrada para as ferramentas de metal-duro e cerâmica mista.

Utilizando  $v_c = 180 \text{ m/min}$ , o inserto de metal-duro obteve menores valores de  $R_a$  em comparação com os obtidos com o inserto de cerâmica mista na condição a seco, pois este nível de  $v_c$  mostrou-se muito severo para a ferramenta de metal-duro, fazendo com que o desgaste crescesse de forma muito rápida, modificando o raio de ponta da ferramenta e gerando menores valores de  $R_a$ . Para  $v_c = 180 \text{ m/min}$  com MQL, os valores foram semelhantes para ambas as ferramentas.

No caso da ferramenta de metal-duro com  $v_c = 180 \text{ m/min}$  e MQL, os valores aumentam em comparação à condição a seco. Esta condição teve menor intensidade de desgaste, o que influenciou em menor grau o raio de ponta. Para a ferramenta de cerâmica

mista os valores de  $R_a$  foram 7% menores que no corte a seco, o que pode ser associado a atuação do desgaste de flanco e cratera com menor ou maior intensidade.

Analisando os valores mensurados das rugosidades médias ( $R_a$ ) geradas durante os ensaios, nota-se que esses ficaram entre uma qualidade N6 (0,8  $\mu\text{m}$ ) e N7 (1,6  $\mu\text{m}$ ), sendo valores comparáveis ao processo de retificação.

## 5 CONCLUSÕES

A partir da avaliação comparativa do desempenho dos insertos de metal-duro classe S com grãos ultrafinos e de cerâmica mista no processo de torneamento a seco e com MQL do aço SAE 4340 endurecido a  $(52 \pm 1)$  HRC, as principais conclusões obtidas serão citadas.

### 5.1 Desgastes e Vida das Ferramentas

- Os tempos de vida obtidos foram maiores para o inserto de cerâmica mista em todas as condições de corte estabelecidas.
- O inserto de metal-duro se mostrou uma possível alternativa para o torneamento de materiais endurecidos, porém com o uso de menores velocidades de corte.
- A velocidade de corte teve grande influência na vida das ferramentas. Para o inserto de metal-duro,  $v_c = 180$  m/min mostrou-se um nível muito severo.
- A aplicação de MQL, de maneira geral, aumentou a vida de ambos os insertos, exceto para a condição MD2, onde possivelmente ocorreu avaria do inserto de metal-duro.
- Os desgastes predominantes no inserto de metal-duro foram os de flanco e cratera. Os principais mecanismos de desgaste atuantes foram a abrasão e o *attrition* (aderência e arrastamento). Foram observadas trincas mecânicas e lascamentos.
- Para o inserto de cerâmica mista, os desgastes predominantes foram os de flanco, cratera e entalhe. Os mecanismos de desgaste presente foram a abrasão, o *attrition* e a difusão (carbono). Foram observados lascamentos e quebra da ponta.
- A análise via EDS constatou no inserto de metal-duro os elementos químicos Fe e C na ponta da ferramenta, representando adesão de material da peça. Em todas as condições de corte os elementos W e C (substrato da ferramenta) foram observados.
- A análise via EDS no inserto de cerâmica mista não indicou adesão de material, apenas elementos do revestimento e do substrato nas regiões desgastadas.

### 5.2 Componentes Ortogonais da Força de Usinagem

- De maneira geral, as componentes ortogonais de força de usinagem aumentaram com o crescimento do  $VB_C$ . A maior velocidade de corte gerou menores valores das componentes de força, devido à maior temperatura na zona de corte.

- Considerando todas as condições de corte, o MQL em geral reduziu as componentes de força de usinagem, principalmente com a ferramenta no início de sua vida.
- O inserto de metal-duro apresentou em média menores valores de  $F_U$  durante os ensaios, fato associado ao quebra-cavaco e ao revestimento da ferramenta.

### 5.3 Rugosidade Média da Superfície Usinada

- O crescimento do  $VB_C$  gerou comportamentos distintos na rugosidade média ( $R_a$ ) devido à influência direta sobre o raio de ponta da ferramenta e por causa da ação simultânea dos desgastes de cratera (modifica a geometria da cunha).
- De maneira geral o MQL diminuiu os menores valores de  $R_a$ , por este proporcionar melhoras nas interações cavaco-ferramenta e ferramenta-peça.
- A  $v_c$  influenciou de maneira geral reduzindo os valores de rugosidade média.
- Os ensaios com o inserto de metal-duro obtiveram os menores valores de rugosidade ( $N_6$  e  $N_7$ ), comparáveis aos do processo de retificação.

### 5.4 Sugestões para Trabalhos Futuros

- Investigar o efeito da aplicação de menores velocidades de corte ( $v_c < 120$  m/min) no torneamento a seco do SAE 4340 endurecido utilizando de ferramentas de metal-duro classe S (grãos ultrafinos e revestimento PVD).
- Avaliar a influência de diferentes vazões e posições da aplicação do MQL no ensaio de vida utilizando inserto de cerâmica mista.
- Testar outros meios alternativos de lubrificação-refrigeração.
- Analisar a influência do desgaste da ferramenta no acabamento da superfície usinada através de diferentes parâmetros de rugosidade ( $R_a$ ,  $R_q$ ,  $R_t$ ,  $R_z$ ,  $R_{sk}$  e  $R_{ku}$ ) utilizando diferentes profundidades de corte.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8404** - Indicação Do Estado De Superfícies Em Desenhos Tecnicos. Rio de Janeiro, 10p, 1984.

ABNT – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR ISO 4287**: Especificações geométricas do produto (GPS) – Rugosidade: Método do perfil – Termos, definições e parâmetros da rugosidade. Rio de Janeiro, 18p, 2002.

Abrão, A M., Aspinwall, D.K. e Wise, M. L. H. A review of polycrystalline cubic boron nitride cutting tool developments and application. **Proceedings of the Thirtieth International MATADOR Conference**. Palgrave, London, p. 169-180, 1993.

Adler, D., Hii, W. S., Michalek, D. e Sutherland J. Examining the role of cutting fluids in machining and efforts to address associated environmental/health concerns, **Machining Science and Technology**, vol. 10, p. 23-58, 2006.

Almeida, C. M. **Avaliação do Desgaste da ferramenta de metal-duro revestida com TiN no fresamento do aço ABNT 4140 laminado a quente e temperado/revenido**. Dissertação de mestrado. Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, 2010.

Aneiro, F. M., Coelho, R. T. e Brandão, L. C. Turning hardened steel using coated carbide at high cutting speeds, **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, vol. 30(2), p. 104-109, 2008.

Aslantas, K., Uzun, I. e Çicek, A. Tool life and wear mechanism of coated and uncoated  $Al_2O_3/TiCN$  mixed ceramic tools in turning hardened alloy steel, **Wear**, vol. 274, p. 442-451, 2012.

Astakhov, V. P. Machining of Hard Materials – Definitions and Industrial Applications. In: Davim, J. D. **Machining of Hard Materials**, Springer, p. 211, 2011.

Ávila, R. F., Godoy, C., Abrão, A. M. e Lima, M. M. Topographic analysis of the crater wear on TiN, Ti(C,N) and (Ti,Al)N coated carbide tools, **Wear**, vol. 265, p. 49-56, 2008.

Bartarya, G. e Choudhury, S. K. State of the Art in Hard Turning, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, vol. 53, pp. 1-14, 2012.

Boing, D. **Transição da Aplicação de Metal-duro Revestido e do PCBN no Torneamento de Aços Endurecidos em Função da Dureza e do Teor de Carbonetos**. Tese de doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina, 2016.

Bonfá, M. M. **Torneamento do Aço Endurecido AISI D6 Utilizando Mínima Quantidade de Fluido de Corte**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, 2013.

Bouacha, K., Yallese, M. A., Mabrouki, T. e Rigal, J. F. Statistical analysis of surface roughness and cutting forces using response surface methodology in hard turning of AISI 52100 bearing steel with CBN tool, **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, vol. 28, n° 3, p 349-361, 2010.



Cakir, M. C., Cihat, E. e Ilker, D. Mathematical modeling of surface roughness for evaluating the effects of cutting parameters and coating material, **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 209, p. 102–109, 2009.

Campos, P. H. D. S. **Otimização robusta multivariada do processo de torneamento do aço endurecido ABNT 52100 com ferramenta cerâmica alisador**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal De Itajubá, 2015.

Cardarelli, F. **Materials Handbook**. Springer, London, p. 22, 2008.

Chavoshi, S. Z. e Tajdari, M. Surface roughness modelling in hard turning operation of AISI 4140 using CBN cutting tool, **International Journal of Material Forming**, vol. 3, p. 233-239, 2010.

Chen, W. Cutting Forces and Surface Finish when Machining Medium Hardness Steel Using CBN Tools, **International Journal Machine Tools & Manufacture**, vol. 40, p. 455-466, 2000.

Chiaverini, V. **Aços e ferros fundidos**. Editora ABM, 7ª ed., 2005.

Chinchanikar, S. e Choudhury, S. K. Wear behaviors of single-layer and multi-layer coated carbide inserts in high speed machining of hardened AISI 4340 steel, **Journal of Mechanical Science and Technology**, vol. 27, nº 5, p. 1451-1459, 2013.

Chinchanikar, S. e Choudhury, S. K. Machining of hardened steel - Experimental investigations, performance modeling and cooling techniques: A review, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, vol. 89, p. 95-109, 2015.

Chou, Y. K. e Song, H. Tool nose radius effects on finish hard turning, **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 148, nº 2, p. 259-268, 2004.

Çiçek, A., Kara, F., Kivak, T. e Ekici, E. Evaluation of machinability of hardened and cryo-treated AISI H13 hot work tool steel with ceramic inserts, **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, vol. 41, p. 461-469, 2013.

Das, S. R., Nayak, R. P., Dhupal, D. e Kumar, A. Surface Roughness, Machining Force and Flank Wear in Turning of Hardened AISI 4340 Steel with Coated Carbide Insert: Cutting Parameters Effects, **International Journal of Automotive Engineering**, vol. 4, p. 108-126, 2014.

Das, S. R., Panda, A. e Dhupal, D. Experimental investigation of surface roughness, flank wear, chip morphology and cost estimation during machining of hardened AISI 4340 steel with coated carbide insert, **Mechanics of Advanced Materials and Modern Processes**, vol. 3, nº 9, 2017.

Davim, J. P. **Machining: fundamentals and recent advances**. Springer, 2008.

Davim, J. P. e Figueira, L. Machinability evaluation in hard turning of cold work tool steel (D2) with ceramic tools using statistical techniques, **Materials & Design**, vol. 28, p. 1186–1191, 2007.

Davoudinejad, A. e Noordin, M. Y. Effect of cutting edge preparation on tool performance in hard-turning of DF-3 tool steel with ceramic tools, **Journal of Mechanical Science and Technology**, vol. 28, nº 11, p. 4727-4736, 2014.

Denkena, B. e Biermann, D. Cutting edge geometries, **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, vol. 63, p. 631-653, 2014.

Dhar, N. R., Kamruzzaman M. e Ahmed, M. Effect of minimum quantity lubrication (MQL) on tool wear and surface roughness in turning AISI-4340 steel, **Journal of Mechanical Science and Technology**, vol. 172, nº 2, p. 299–304, 2006.

Diniz, A. E., Marcondes, F. C. e Coppini, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. Artliber Editora, São Paulo, 8ª ed., 2013.

Diniz, A. E. e Noritomi, P. Y. **Influência dos parâmetros de corte na rugosidade de peças torneadas**. Departamento de Engenharia de Fabricação, Universidade Estadual de Campinas, 2002.

Dixit, U. S., Davim, J. P. e Sarma, D. K. **Environmentally Friendly Machining**. Springer, p. 1-94, 2012.

Dogra, M., Sharma, V. S. e Dureja, J. Effect of tool geometry variation on finish turning—A Review, **Journal of Engineering Science and Technology Review**, vol. 4, nº 1, p. 1-13, 2011.

Dosbaeva, G. K., El Hakim, M. A., Shalaby, M. A., Krzanowski, J. E. e Veldhuis, S. C. Cutting temperature effect on PCBN and CVD coated carbide tools in hard turning of D2 tool steel, **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, vol. 50, p. 1-8, 2015.

Ebrahimi, A. e Moshksar, M. M. Evaluation of Machinability in Turning of Micro-alloyed and Quenched-tempered Steels: Tool Wear, Statistical Analysis, Chip Morphology, **Journal of Material Processing Technology**, vol. 209, p. 910-921, 2009.

Favorit. **Aços construção mecânica**. <https://www.favorit.com.br/produtos/acos-construcao-mecanica/aco-sae-4140>, 2017, Acesso em: 14-11-2017.

Favorit. **Catálogo Técnico Favorit Aços Especiais**. Brasil, 2012.

Ferraresi, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. Blücher, São Paulo, ed. 14ª, 2011.

Ferreira, R., Carou, D., Lauro, C. H. e Davim, J. P. Surface roughness investigation in the hard turning of steel using ceramic tools, **Materials and Manufacturing Processes**, vol. 31, p. 648-652, 2016.

Fnides, B., Aouici, H. e Yallese, M. A. Cutting forces and surface roughness in hard turning of hot work steel X38CrMoV5-1 using mixed ceramic, **Mechanika**, vol. 2, nº 70, p. 73-78, 2008.

Gaitonde, V. N., Karnik, S. R., Figueira, L. e Davim, J. P. Analysis of machinability during hard turning of cold work tool steel (type:AISID2), **Materials and Manufacturing Processes**, vol. 24, nº 12, p. 1373–1382, 2009.

Gerdau. **Manual de aços**. [https://www.feis.unesp.br/Home/departamentos/engenhariamecanica/maprotec/catalogo\\_acos\\_gerdau.pdf](https://www.feis.unesp.br/Home/departamentos/engenhariamecanica/maprotec/catalogo_acos_gerdau.pdf), 2003, Acesso em: 12-04-2018.

Gille, G., Szesny, B., Dreyer, K., Berg, H. V. D., Schmidt, J., Gestrich, T. e Leitner, G. Submicron and Ultrafine Grained Hardmetals for Microdrills and Metal Cutting Inserts, **International Journal of Refractory Metals & Hard Materials**, vol. 20, nº 1, p. 3-22, 2002.

Ginting, A. e Nouari, M. Surface integrity of dry machined titanium alloys, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, vol. 49, p. 325-332, 2009.

GGD Metals. **Catálogo de Aços para construção mecânica**. <https://www.ggdmetals.com.br/produto/sae-4340/>, 2015, Acesso em: 18-03-2018.

Godoy, V. A. A. D. e Diniz, A. E. Turning of interrupted and continuous hardened steel surfaces using ceramic and CBN cutting tools, **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 211, nº 6, p. 1014-1025, 2011.

Gomes, J. E. M. **Estudo do acabamento no torneamento do aço ABNT 52100 endurecido, utilizando o arranjo fatorial completo**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Itajubá, p. 1-116, 2016.

Grzesik, W. Wear development on wiper  $Al_2O_3$ -TiC mixed ceramic tools in hard machining of high strength steel, **Wear**, vol. 266, nº 9, p. 1021-1028, 2009.

Guo, Y. B., Warren, A. W. e Hashimoto, F. The basic relationships between residual stress, white layer, and fatigue life of hard turned and ground surfaces in rolling contact, **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology**, vol. 2, p. 129-134, 2010.

Haddad, M. e Sadeghi, B. Minimum quantity lubrication-MQL turning of AISI 4140 steel alloy, **Journal of Cleaner Production**, vol. 54, p. 332-343, 2013.

International organization for standardization. **ISO 1302: 2002**. Geometrical Product Specifications (GPS) — Indication of surface texture in technical product documentation, 46p, 2002.

International organization for standardization. **ISO 3685: 1993**. Tool-life testing with single-point turning tools, 48p, 1993.

Kelly, J. F. e Cottrell, M. G. Minimal lubrication machining of aluminium alloys, **Journal Materials Processing Technology**, vol. 120, p. 327-334, 2002.

Khan, M. M. A., Mithu, M. A. H. e Dhar, N. R. Effects of minimum quantity lubrication on Turning AISI 9310 Alloy Steel Using Vegetable Oil Based Cutting Fluid, **Journal Materials Processing Technology**, vol. 209, p. 5573-5583, 2009.

Klocke, F. **Manufacturing Processes 1, Cutting**. Berlin, Springer-Verlag, 2011.

Klocke, F., Brinksmeier, E. e Weinert, K. Capability Profile of Hard Cutting and Grinding Processes, **CIRP Annals- Manufacturing Technology**, vol. 54, p. 22-45, 2005.

Klimenko, S. A., Mukovoz, Y. A., Lyashko, V. A. e Ogorodnik, V. On the wear mechanism of cubic boron nitride base cutting tools, **Wear**, vol. 157, nº 1, p. 1-7, 1992.

Koch, K. F. **Technologie des Hochpräzisions-Hartdrehens**, Shaker, p. 169, 1996.

Kumar, R. V. e Ramamoorthy, B. Performance of coated tools during hard turning under minimum fluid application, **Journals of Materials Processing Technology**, vol. 185, p. 210-216, 2007.

Kurt, A., Yalçın, B. e Yılmaz, N. The cutting tool stresses in finish turning of hardened steel with mixed ceramic tool, **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, vol. 80, p. 315-325, 2015.

Lahiff, C., Gordon, S. e Phelan, P. PCBN tool wear mode and mechanisms in finish hard turning, **Robotics and Computer-Integrated Manufacturing**, vol. 23, p. 638-644, 2007.

Liew, P. J., Shaaroni, A., Sidik, N. A. C. e Yan, J. An overview of current status of cutting fluids and cooling techniques of turning hard steel, **International Journal of Heat and Mass Transfer**, vol. 114, p. 380–394, 2017.

Lima, J. G., Avila, R. F., Abrão, A. M., Faustino, M. e Davim, J. P. Hard turning: AISI 4340 high strength alloy steel and AISI D2 cold work tool steel, **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 169, n° 3, p. 388–395, 2005.

Liu, Z., An, Q., Xu, J., Chen, M. e Han, S. Wear performance of (nc-ALTiN)/(a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>) coating and (nc-AlCrN)/(a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>) coating in high-speed machining of titanium alloys under dry and minimum quantity lubrication (MQL) conditions, **Wear**, vol. 305, p. 249-259, 2013.

Lofti, M., Farid, A. A. e Soleimanimehr, H. The effect of chip breaker geometry on chip shape, bending moment, and cutting force: FE analysis and experimental study, **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, vol. 78, p. 917-925, 2014.

Machado, A. R., Abrão, A. M., Coelho, R. T. e Silva, M. B. **Teoria da usinagem dos materiais**. Editora Blucher, São Paulo, 3<sup>a</sup> ed., 2015.

Mitsubishi. Materiais das ferramentas de corte. **Mitsubishi Materials**. [https://www.mitsubishicarbide.net/contents/mht/pt/html/product/technical\\_information/information/cutting\\_tool.html](https://www.mitsubishicarbide.net/contents/mht/pt/html/product/technical_information/information/cutting_tool.html), 2018, Acesso em: 04-06-2018.

Nakayama, K., Arai, M. e Kanda, T. Machining characteristics of hard materials, **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, vol. 37, p. 89-92, 1988.

Neşeli S., Yaldız, S. e Türkeş, E. Optimization of tool geometry parameters for turning operations based on the response surface methodology, **Measurement**, vol. 44, n° 3, p. 580-587, 2011.

Özel, T. Modeling of hard part machining: effect of insert edge preparation in CBN cutting tools, **Journal Materials Processes Technology**, vol. 141, p. 284-293, 2003.

Paldey, S. e Deevi, S. C. Single layer and multilayer wear resistant coatings of (Ti,Al)N: a review, **Materials Science and Engineering**, vol. 342, p. 58-79, 2003.

Panda, A., Das, S. R. e Dhupal, D. Surface roughness analysis for economical feasibility study of coated ceramic tool in hard turning operation, **Process Integration and Optimization for Sustainability**, vol. 4, p. 237-249, 2017.

Panda, A., Sahoo, A. K., Rout, A. K., Kumar, R. e Das, R. K. Investigation of Flank Wear in Hard Turning of AISI 52100 Grade Steel Using Multilayer Coated Carbide and Mixed Ceramic Inserts, **Procedia Manufacturing**, vol. 20, p. 365-371, 2018.

Pavel, R., Marinescu, J., Deis, M. e Pillar, J. Effect of tool wear on surface finish for a case of continuous and interrupted hard turning, **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 170, p. 341–349, 2005.

Priarone, P. C., Robiglio, M., Settineri, L. e Tebaldo, V. Effectiveness of minimizing cutting fluid use when turning difficult-to-cut alloys. **Procedia CIRP**, vol. 29, p. 341-346, 2015.

Quimatic. **Nebulizador IV Tapmatic**.  
<https://www.quimatic.com.br/produtos/usinagem/nebulizador-4/>, 2018, Acesso em: 10-03-2018.

Rosa, G. C. **Estudo da usinabilidade no torneamento a seco do aço inoxidável martensítico AISI 420 C endurecido com ferramenta de metal-duro**. Tese de doutorado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2017.

Sahoo, A. K. e Sahoo, B. Performance studies of multilayer hard surface coatings (TiN/TiCN/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/TiN) of indexable carbide inserts in hard machining: Part-I (An experimental approach), **Measurement**, vol. 46, p. 2854-2867, 2013.

Sahu, S. e Choudhury, B. B. Optimization of Surface Roughness using Taguchi Methodology & Prediction of Tool Wear in Hard Turning Tools, **Materials Today: Proceedings**, vol. 2, p. 2615-2623, 2015.

Sales, W. F., Costa, L. A., Santos, S. C., Diniz, A. E., Bonney, J. e Ezugwu, E. O. Performance of coated, cemented carbide, mixed-ceramic and PCBN-H tools when turning W320 steel, **International Journal Advanced Manufacturing Technology**, vol. 41, p. 660-669, 2009.

Sandvik. **Manual de treinamento – Tecnologia de usinagem**. Sandvik Coromant, p. 1-391, 2017.

Sandvik Coromant. **Steel turning endurance**.  
<https://www.sandvik.coromant.com/SiteCollectionDocuments/campaigns/cutting-steel-inserts/assets/white-paper-eng.pdf>, 2015, Acesso em: 15-04-2018.

Santos, D. **Caracterização microestrutural e mecânica do aço 300m tratado termiquimicamente a plasma e a laser**. Tese (doutorado) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2017.

Shahabi, H. H. e Ratnam, M. M. In-cycle monitoring of tool nose wear and surface roughness of turned parts using machine vision, **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, vol. 40, p. 1148-1157, 2009.

Shalaby, M. A., El Hakim, M. A., Abdelhameed, M. M., Krzanowski, J. E., Veldhuis, S. C. e Dosbaeva, G. K. Wear mechanisms of several cutting tool materials in hard turning of high carbon–chromium tool steel, **Tribology International**, vol. 70, p. 148-154, 2014.

Shaw, M. C. **Metal cutting principles**. USA: Oxford University, 2005.

Shaw, M. C., Piggot, J. D. e Richardson, L. P. The effect of cutting fluid upon chip-tool interface temperature, **Trans of ASME**, vol. 73, n° 1, p. 45-56, 1951.

Smith, G. T. **Cutting Tool Technology - Industrial Handbook**. Springer, 2008.

Sohrabpoor, H., Khanghah, S. P. e Teimouri, R. Investigation of lubricant condition and machining parameters while turning of AISI 4340, **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, vol. 76, p. 2099-2116, 2015.

Souza, A. J. **Processos de Fabricação por Usinagem**. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Apostila, 2016.

Stemmer, C. E. **Ferramentas de Corte I**. Editora da UFSC, 4<sup>a</sup> ed., 1995.

Stephenson, D. A. e Agapiou, J. S. **Metal cutting theory and practice**. Taylor and Frances Group, 2<sup>a</sup> ed., 2016.

Suresh, R., Basavarajappa, S. e Samuel, G. L. Some studies on hard turning of AISI 4340 steel using multilayer coated carbide tool, **Measurement**, vol. 45, n<sup>o</sup> 7, p. 1872–1884, 2012.

Trent, E. M. e Wright, P. K. **Metal Cutting**. Butterworth-Heinemann, 4<sup>a</sup> ed., 2000.

Tschätsch, H. **Applied Machining Technology**. Springer, New York, 2009.

Varadarajan, A. S., Philip, P.K. e Ramamoorthy, B. Investigations on hard turning with minimal cutting fluid application (HTMF) and its comparison with dry and wet turning, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, vol. 42, p. 193-200, 2002.

Villares Metals. **Aços especiais para aplicações mecânicas V4340T**. [https://www.villaresmetals.com.br/portuguese/files/FT\\_15\\_V4340T.pdf](https://www.villaresmetals.com.br/portuguese/files/FT_15_V4340T.pdf), 2015, Acesso em: 18-03-2018.

Xavier, F. A. **Aspectos tecnológicos do torneamento do ferro fundido vermicular com ferramentas de metal-duro, cerâmica e CBN**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Santa Catarina, 2003.

Xiong, J., Guo, Z., Yang, M., Wan, W. e Dong, G. Tool Life and Wear of WC-TiC-Co Ultrafine Cemented Carbide during Dry Cutting of AISI H13 Steel, **Ceramics International**, vol. 39, n<sup>o</sup> 1, p. 337-346, 2013.

Waikar, R. A. e Guo, Y. B. A comprehensive characterization of 3D surface topography induced by hard turning versus grinding, **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 197, p. 189-199, 2008.

Wyen, F. C. **Rounded Cutting Edges and Their Influence in Machining Titanium**. (Thesis), ETH-Zurique, Zurique, 2011.

Zheng, G., Li, L., Li, Z., Gao, J. e Niu, Z. Wear mechanisms of coated tools in high-speed hard turning of high strength steel, **International Journal Advanced Manufacturing Technology**, vol. 94, p. 4553-4563, 2018.

**APÊNDICE A – Imagens do Flanco Principal e Secundário das Ferramentas de Corte**

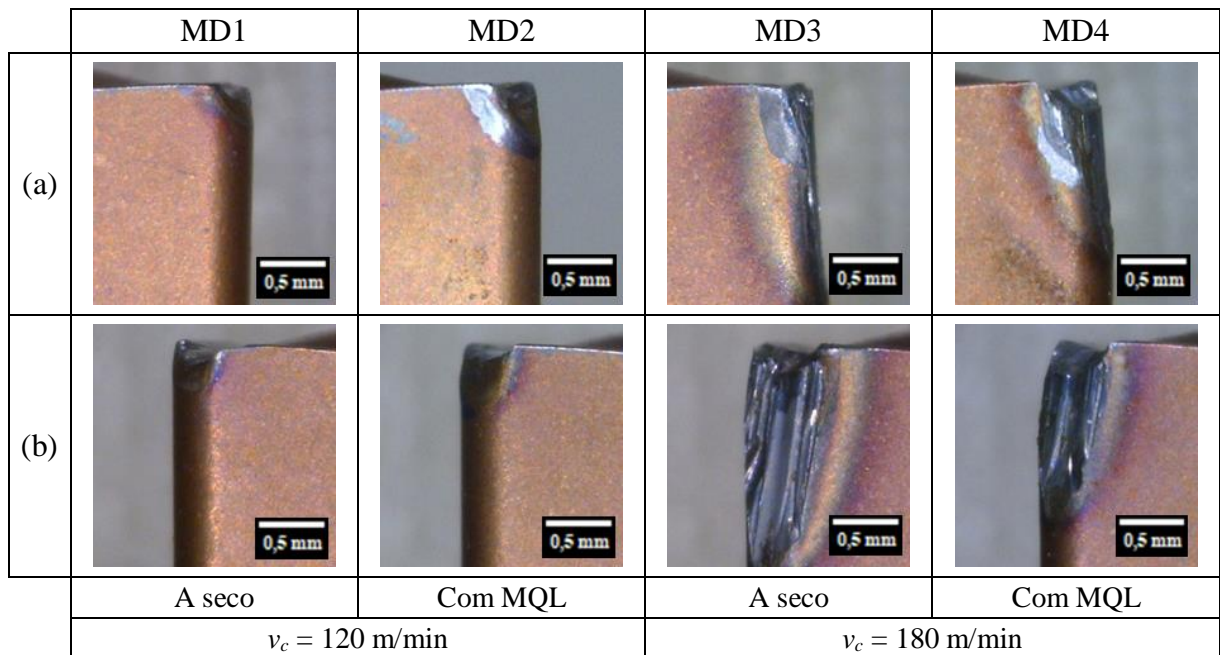


Figura A.1 – Imagens do inserto de metal-duro classe S após os ensaios: (a) flanco principal;  
(b) flanco secundário.

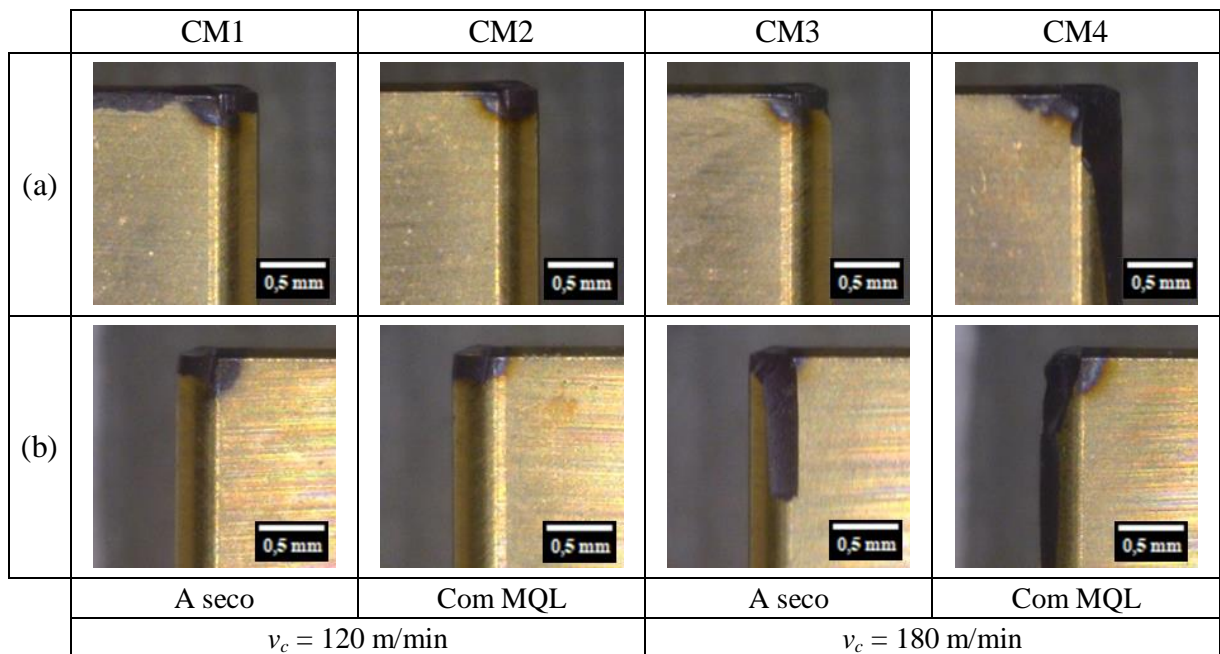
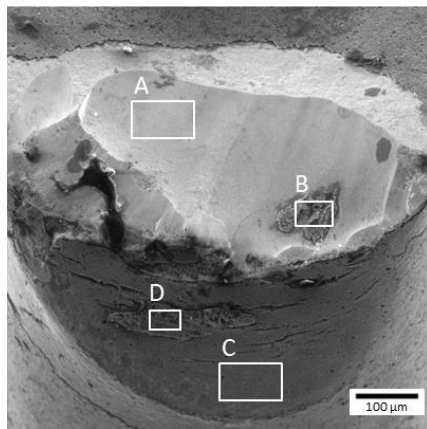


Figura A.2 – Imagens do inserto de cerâmica mista após os ensaios: (a) flanco principal;  
(b) flanco secundário.

**APÊNDICE B – Regiões das Ferramentas de Corte Analisadas via EDS**

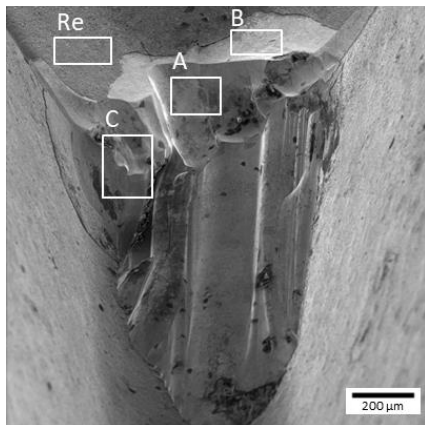


(a)

Composição química (% massa)									
EDS	W	C	Co	Cr	Fe	O	Ti	Al	Mn
A	88,6	5,4	5,3	0,7	-	-	-	-	-
B	13,3	16,3	-	0,7	55,7	12,4	0,3	0,6	-
C	-	0,5	-	9,5	2,2	6,9	73,2	4,5	1,3
D	-	4,8	-	0,6	88,4	4,1	0,3	0,2	0,6

(b)

Figura A.3 – Análise via EDS no inserto de metal-duro na condição MD2 ( $v_c = 120$  m/min com MQL): (a) regiões analisadas; (b) composição química de cada região.



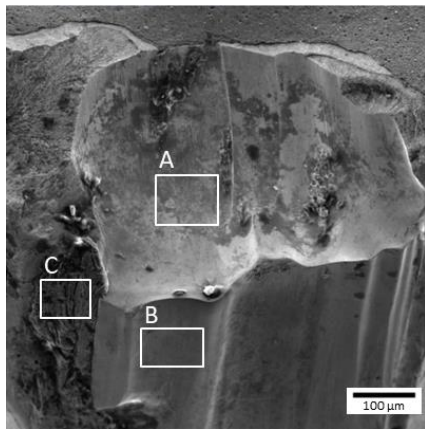
(a)

Composição química (% massa)									
EDS	W	C	O	Co	Fe	Mn	Ti	Al	
A	83,2	7,1	4,5	3	1,5	-	-	-	-
	69,6	6,4	18,1	4,4	-	-	0,8	-	-
C	74,9	8,3	7,8	3,1	1,3	2,4	-	-	-
Re	1	3	21,6	-	-	-	35,6	20,9	11,2

(b)

Figura A.4 – Análise via EDS no inserto de metal-duro na condição MD3 ( $v_c = 180$  m/min a seco): (a) regiões analisadas; (b) composição química de cada região.



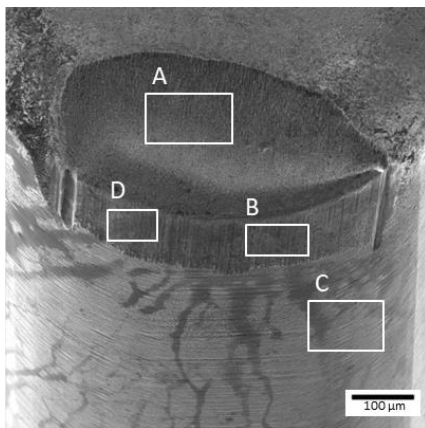


(a)

Composição química (% massa)								
EDS	W	C	Co	Fe	Cr	Al	O	Ni
A	86,5	7,7	4,6	0,6	0,5	-	-	-
B	82,7	3,4	3	0,9	0,4	7,9	1,8	-
C	4,5	7,2	-	78,2	0,7	0,3	7	0,9

(b)

Figura A.5 – Análise via EDS no inserto de metal-duro na condição MD4 ( $v_c = 180$  m/min com MQL): (a) regiões analisadas; (b) composição química de cada região.

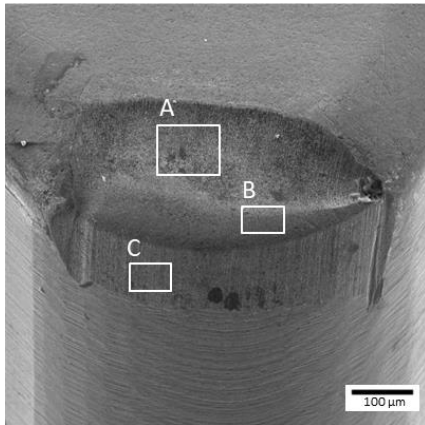


(a)

Composição química (% massa)						
EDS	Al	O	Ti	Zr	Cu	Mn
A	38	36,6	14,3	10,8	-	-
B	90,3	7,6	0,7	-	0,8	0,2
C	97,5	-	0,1	0,8	1	0,3
D	31,8	20,9	3,7	12,7	-	-

(b)

Figura A.6 – Análise via EDS no inserto de cerâmica mista condição CM1 ( $v_c = 120$  m/min a seco): (a) regiões analisadas; (b) composição química de cada região.

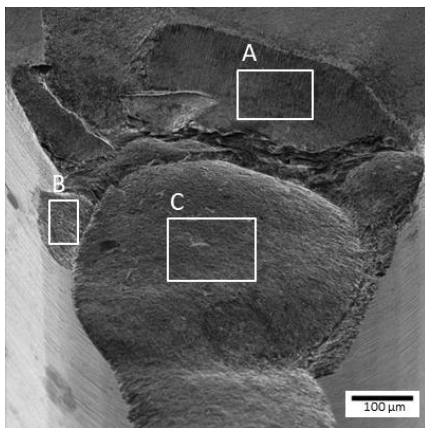


(a)

Composição química (% massa)							
EDS	O	Al	Ti	Zr	W	Cu	Fe
A	35,3	30,7	26,2	7,9	-	-	-
B	27,8	31,1	33,1	7,3	0,7	-	-
C	-	89,1	2,2	-	2,1	2,2	1,8

(b)

Figura A.7 – Análise via EDS no inserto de cerâmica mista condição CM2 ( $v_c = 120$  m/min com MQL): (a) regiões analisadas; (b) composição química de cada região.



(a)

Composição química (% massa)					
EDS	Al	O	Ti	Zr	Cu
A	38,1	37,9	13,6	10,1	-
B	35,2	42,2	14,7	7,5	-
C	86,5	10,3	1,1	1	0,8

(b)

Figura A.8 – Análise via EDS no inserto de cerâmica mista condição CM4 ( $v_c = 180$  m/min com MQL): (a) regiões analisadas; (b) composição química de cada região.

**ANEXO I** – Relação da Faixa de Dureza e Profundidade do Tratamento Térmico de Têmpera

Tabela I.1 – Temperabilidade (em HRC) do aço SAE/AISI 4340 em função da profundidade [Gerdau, 2003].

**VALORES DE DUREZA EM HRC**

GERDAU	-		4320H		4340H		-		-		-	
SAE/AISI	4161H		4320H		4340H		4620H		4178H		4720H	
J 1/16"	MÁX.	MÍN.	MÁX.	MÍN.	MÁX.	MÍN.	MÁX.	MÍN.	MÁX.	MÍN.	MÁX.	MÍN.
1	65	60	48	41	60	53	48	41	47	40	48	41
2	65	60	47	38	60	53	45	35	47	40	47	39
3	65	60	45	35	60	53	42	27	45	38	43	31
4	65	60	43	32	60	53	39	24	43	33	39	27
5	65	60	41	29	60	53	34	21	40	29	35	23
6	65	60	38	27	60	53	31	-	37	27	32	21
7	65	60	36	25	60	53	29	-	35	25	29	-
8	65	60	34	23	60	52	27	-	33	24	28	-
9	65	59	33	22	60	52	26	-	32	23	27	-
10	65	59	31	21	60	52	25	-	31	22	26	-
11	65	59	30	20	59	51	24	-	30	22	25	-
12	64	59	29	20	59	51	23	-	29	21	24	-
13	64	58	28	-	59	50	22	-	29	21	24	-
14	64	58	27	-	58	49	22	-	28	21	23	-
15	64	57	27	-	58	49	22	-	27	20	23	-
16	64	56	26	-	58	48	21	-	27	20	22	-
18	64	55	25	-	58	47	21	-	27	-	21	-
20	64	53	25	-	57	46	20	-	26	-	21	-
22	63	50	24	-	57	45	-	-	26	-	21	-
24	63	48	24	-	57	44	-	-	25	-	20	-
26	63	45	24	-	57	43	-	-	25	-	-	-
28	63	43	24	-	56	42	-	-	24	-	-	-
30	63	42	24	-	56	41	-	-	24	-	-	-
32	63	41	24	-	56	40	-	-	24	-	-	-

Os corpos de prova antes do tratamento térmico possuíam 42 mm de diâmetro (2 mm de sobre metal), sendo que ao final dos testes apresentaram 22 mm de diâmetro, resultando na usinagem de 20 mm. De acordo com a Tabela I.1, a profundidade necessária (raio de usinagem igual a 10 mm) para os testes seria 7 (7 x 1/16" = 11,25 mm), garantindo um gradiente de dureza de 53 a 60 HRC, valor adequado para os ensaios onde os corpos de prova apresentaram dureza de (52 ± 1) HRC.