

PONTIFÍCIA UNIVERSIDADE CATÓLICA DO PARANÁ

MARCO AURÉLIO SAMPAIO

**DESEMPENHO DE FERRAMENTA DE PCBN NO TORNEAMENTO A
SECO E COM MQL DE AÇOS ENDURECIDOS POR INDUÇÃO ELÉ-
TRICA E CEMENTAÇÃO GASOSA**

**CURITIBA
Junho – 2017**

PONTÍFICA UNIVERSIDADE CATÓLICA DO PARANÁ

MARCO AURÉLIO SAMPAIO

DESEMPENHO DE FERRAMENTA DE PCBN NO TORNEAMENTO A SECO E COM MQL DE AÇOS ENDURECIDOS POR INDUÇÃO ELÉTRICA E CEMENTAÇÃO GASOSA

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Pontifícia Universidade Católica do Paraná para obtenção do Título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Eng. Fred Lacerda Amorim.

**CURITIBA
Junho – 2017**

PONTÍFICA UNIVERSIDADE CATÓLICA DO PARANÁ

MARCO AURÉLIO SAMPAIO

**DESEMPENHO DE FERRAMENTA DE PCBN NO TORNEAMENTO A SECO E COM MQL
DE AÇOS ENDURECIDOS POR INDUÇÃO ELÉTRICA E CEMENTAÇÃO GASOSA.**

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação
em Engenharia Mecânica da Pontifícia Universi-
dade Católica do Paraná para obtenção do Título
de Doutor em Engenharia Mecânica.
Área de concentração: Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Eng. Fred Lacerda Amorim.

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Ing. Walter Lindolfo Weingaertner.

Prof. Dr. Eng. José Mário Fernandes de Paiva Jr.

Prof. Alisson Rocha Machado, PhD.

Prof. Ricardo Diego Torres, PhD.

Prof. Dr. Eng. Fred Lacerda Amorim.

“Eis que proclamamos felizes os que perseveraram”. Thiago, 5:11.

Dedico a meus Pais: Gerson e Clarice, pelas lições de vida e conduta. Para minha esposa Sueli, meus filhos: Mariana e Gabriel, pelo carinho e compreensão de minha ausência. Ao amigo e mentor José Antonio Souto Rocha (Menelau), pelo apoio técnico e incentivo.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus, pelas suas Divinas manifestações camufladas em coincidências e acasos.

Ao meu irmão Cássio Marcelo Sampaio, pelo auxílio na medição de micro dureza e análises metalográficas.

Ao Prof. Dr. Eng. Fred Lacerda Amorim pela orientação, incentivo, amizade e por confiar na minha persistência.

Ao amigo Luiz Carlos, por acreditar na minha competência.

Ao amigo e companheiro de vários e intermináveis sábados, Msc. Eng. Josef Stanislav Falcon Magalhães, pela importante ajuda com os experimentos e medições.

Aos colegas que me auxiliaram de forma incansável na preparação de amostras e dispositivos: Sandro Magno Santiago, Clóvis Pereira, Júlio Martines, Rogério Ferreira, Marcelo Adriani Ribeiro.

Aos colegas que me ajudaram na “logística”: Lauro Maranhão Ribeiro, Laertes Antonio Carlos e Valter Ponciano da Silva.

Aos colegas da empresa Robert Bosch: Msc. Eng. Humberto Ogata, Msc. Bel. Rogério Pitella e Marco Valente, pela ajuda na metalografia.

Ao Prof. Msc. Eng. Nixon Malveira Vieira, pela enorme ajuda teórica e bibliográfica.

Ao colega do PPGEM, Prof. Dr. Eng. José Mário Fernandez de Paiva Júnior pelo fornecimento de vários artigos relacionados ao tema.

Ao amigo Simon Robert Steele pelo auxílio com a Língua Inglesa.

Aos amigos marqueteiros Gylson André Andrade e Diogo Stocco pela ajuda com a arte fotográfica.

Ao colega da Empresa Saty Lubrificantes Industriais, Sr. Sérgio Tyka, pelo fornecimento da unidade de MQL e o óleo lubrificante utilizado.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	ix
LISTA DE TABELAS	xiv
SIMBOLOGIA.....	xv
RESUMO.....	xvi
ABSTRACT	xvii
1. INTRODUÇÃO	1
1.1 Justificativa	3
1.2 Objetivo Principal	5
1.3 Objetivos Específicos.....	5
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	7
2.1 O Torneamento do Aço Endurecido por Têmpera	7
2.1.1 Ferramentas para o Torneamento de Materiais Endurecidos	10
2.1.2 A Geração de Calor Durante a Usinagem	13
2.1.3 Modos de Falha em Ferramentas de Corte	16
2.1.4 A Função Lubrificação - Refrigeração	19
2.1.5 Técnicas Alternativas para a Função Lubrificação - Refrigeração.....	21
2.1.6 Mínima Quantidade de Lubrificante	24
2.1.7 Vantagens Econômicas e Ambientais no Uso do MQL	26
2.2 O MQL nos Diversos Tipos de Usinagem	27
2.2.1 Torneamento Convencional com MQL	28
2.2.2 O Torneamento de Peças Endurecidas Utilizando MQL	30
2.2.3 Torneamento de Peças de Difícil Usinagem Utilizando MQL	32
2.2.4 Aplicação de MQL em Retificação, Fresamento, Furação e Alargamento	35
2.3 A Têmpera por Indução e a Cementação Seguida de Têmpera.....	41
2.3.1 Martensita Maclada e Martensita Escorregada	45
3 MÉTRICAS PARA AVALIAÇÃO DE DESEMPENHO NO TORNEAMENTO DE PEÇAS ENDURECIDAS	47
3.1 Desgaste e Vida da Ferramenta no Torneamento de Aços Endurecidos ...	47
3.1.1 Craterização, Desgaste de Flanco e Desgaste de Entalhe	50
3.1.2 Microgeometria do Gume	53
3.1.3 Espessura Mínima de Cavaco.....	55
3.2 Morfologia do Cavaco	56
3.3 Forças de Usinagem.....	57

3.4	Integridade de Superfície	59
3.4.1	Rugosidade	60
3.4.2	Alterações Microestruturais – Camada Branca e Tensão Residual.....	61
3.4.3	Precisão Dimensional.....	65
4	MATERIAIS, EQUIPAMENTOS E PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS	67
4.1	Materiais e Tratamentos Térmicos Aplicados	69
4.2	Micro Dureza, Análise Química e Caracterização Metalográfica	73
4.3	Ensaio de Usinagem, Medição de Desgaste de Flanco e Cratera	76
4.4	Medição de Rugosidade	81
4.5	Medição de Forças.....	82
4.6	Aplicador de MQL	84
4.7	Ferramental Utilizado	87
4.8	Microestrutura do Cavaco	89
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES	91
5.1	Ensaio com Profundidade de Corte de 0,1mm.....	94
5.1.1	Desgaste Gradual de Flanco para Profundidade de Corte de 0,1 mm	95
5.1.2	Medição do Entalhe.....	103
5.1.3	Avaliação da Rugosidade.....	108
5.1.4	Desgaste de Cratera: Medição Final e Análise de Imagens.....	111
5.2	Ensaio com Profundidade de Corte de 0,2 mm.....	115
5.2.1	Medição de Desgaste de Flanco e Desgaste de Entalhe	115
5.2.2	Rugosidade	119
5.2.3	Desgaste de Cratera	121
5.2.4	Forças de Usinagem	124
5.2.5	Análise do Cavaco.....	127
5.2.6	Metalografia do Cavaco.....	130
5.2.7	Medição de Micro Dureza e Análise Metalográfica da Peça	133
6	CONCLUSÕES	137
7	RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS:	141
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	142

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Diagrama em blocos de processos de cementação e indução elétrica – Adaptado de Rudnev <i>et alli</i> (2004).....	3
Figura 2 – (a) Opções para a produção de materiais endurecidos e sua relação com os processos. (b) Melhores processos. Fonte própria.	4
Figura 3 – Dureza a quente em função da temperatura. Fonte: (a) Almond <i>apud</i> Ezugwu <i>et alli</i> (2003), (b) Davis (1995).	11
Figura 4 – Locais de distribuição de temperaturas na usinagem e outras regiões de interesse. Adaptado de Fleischer <i>et alli</i> (2007).	15
Figura 5 – Localização dos tipos de desgastes. Adaptado de Groover (2007).	18
Figura 6 – Período de Acomodação (<i>break in period</i>). Adaptado de Stephenson e Agapiou (2006).....	19
Figura 7 – Direcionamento de fluido de alta pressão na interface da ferramenta. Fonte Diniz e Micaroni (2007).	23
Figura 8 – Formas de aplicação de MQL: (a) e (c) fornecimento externo, (b) fornecimento pela ferramenta. Fonte DGUV (2010).....	25
Figura 9 – Representação de um rebolo para retificação. Adaptado de Marinov (2010).....	36
Figura 10 – Indução elétrica e seus componentes. Adaptado de Brill e Schibisch (2015).....	44
Figura 11 – Tipos de Martensita: (a) escorregada, (b) maclada. Fonte Krauss (1997).	46
Figura 12 – Fatores para análise de desempenho de usinagem. Adaptado de Jawahir <i>apud</i> Byrne <i>et alli</i> (2003).....	47
Figura 13 – Diagrama de distribuição dos mecanismos de desgaste das ferramentas de corte. Fonte Vieregge <i>apud</i> Machado e Silva (2004).	50
Figura 14 – (a) Influência do chanfro do gume nas forças de usinagem. Byrne <i>et alli</i> (2003). (b) Localização do raio r_{β} . Fonte Stahl e de Vos (2014).	53
Figura 15 – Desgaste de flanco em função do número de passes para diferentes geometrias, avanços e velocidades de corte. Fonte Karpát e Ozel (2007).	54
Figura 16 – (a) Relação entre o raio do gume e a espessura mínima – Fonte Stahl e de Vos (2014), (b) campos de deformação – Fonte Rodrigues <i>et alli</i> (2015)....	56
Figura 17 – Formação de cavaco serrilhado (dente de serra). Fonte Grzesik (2011).	57

Figura 18 – Forças de usinagem em relação à dureza. Matsumoto <i>et alli</i> (1987).	59
Figura 19 – Distribuição de tensões residuais em aço cementado. Adaptado de Rech e Moisan (2003).	63
Figura 20 – Planejamento Experimental. Fonte própria.	68
Figura 21 – Fases da Experimentação. Fonte própria.	69
Figura 22 – Corpo de prova material SAE1045 e SAE8620. Fonte própria.	71
Figura 23 – Forno IPSEN tipo <i>batch</i> . Fonte própria.	71
Figura 24 – Máquina de Indução Inductoheat. Fonte própria.	72
Figura 25 – Microdurômetro NEWAGE modelo MT61. Fonte própria.	73
Figura 26 – Medição de micro dureza material SAE8620. Fonte própria.	74
Figura 27 – Medição de micro dureza material SAE1045. Fonte própria.	75
Figura 28 – Caracterização metalográfica das amostras. Fonte própria.	75
Figura 29 – Torno CNC CINCINNATI MILACRON com o aplicador de MQL instalado. Fonte própria.	77
Figura 30 – Normativa para a medição de desgaste de ferramenta. Fonte ISO3685 (1993).	78
Figura 31 – Microscópio, Mesa de Coordenada, Ferramenta e Suporte de Fixação. Fonte própria.	80
Figura 32 – Posicionamento da área de desgaste da ferramenta. Fonte própria.	81
Figura 33 – Área de contato do raio de ponta para profundidade de corte de 0,1 mm e 0,2 mm. Fonte própria.	82
Figura 34 – Plataforma de medição de força: (a) transdutor, (b) sistema de aquisição de dados, (c) amplificador. Fonte própria.	83
Figura 35 – Plataforma de medição de força instalada no Centro de Torneamento (a), bicos de aplicação com suporte magnético (b) e detalhe da posição dos bicos (c). Fonte própria.	85
Figura 36 – Aplicador de MQL. Adaptado de ITW ROCCOL (2009).	85
Figura 37 – Medição do balão volumétrico com 100 ml de lubrificante. Fonte própria.	86
Figura 38– Medição do copo do aplicador duplo. Fonte própria.	87
Figura 39 – Ferramenta MTJNR2525. Fonte Mitsubishi (2017).	89
Figura 40 – Localização dos pontos de desgaste e áreas de interesse na ferramenta. Fonte própria.	92
Figura 41 – Identificação esquemática dos pontos de interesse de análise. Adaptado de Childs <i>et alli</i> (2002).	92

Figura 42 – Gráfico de desgaste de flanco para $V_c=100$ m/min, $a_p=0,1$ mm. (a) Comparação entre V_{BB} final, (b) Evolução do desgaste. Fonte própria.....	96
Figura 43 – Gráfico de desgaste de flanco para $V_c=150$ m/min, $a_p=0,1$ mm. (a) Comparação entre V_{bb} final, velocidade 150 m/min. (b) Evolução do desgaste. Fonte própria.....	97
Figura 44 – Desgaste de flanco e cratera para SAE 1045, $V_c=100$ m/min. Fonte própria.....	98
Figura 45 – Desgaste de flanco e cratera para SAE 1045, $V_c=150$ m/min. Fonte própria.....	99
Figura 46 – Desgaste de flanco SAE 8620 a seco e MQL, $V_c=100$ m/min. Fonte própria.....	100
Figura 47 – Análise de <i>back scattering</i> na região do entalhe secundário. Fonte própria.....	100
Figura 48 – Desgaste de flanco SAE 8620 MQL e seco, $V_c=150$ m/min. Fonte própria.....	101
Figura 49 – Classes de dureza. Adaptado de Krauss (1987) e Prabhudev (1988).	103
Figura 50 – Desgaste de entalhe primário SAE 1045. Fonte própria.	104
Figura 51 – Desgaste de entalhe primário SAE 8620. Fonte própria.	105
Figura 52 – Desgaste de entalhe secundário SAE1045. Fonte própria.....	105
Figura 53 – Marcas do avanço no entalhe secundário – SAE1045, MQL, velocidade de corte de 100 m/min. Fonte própria.	106
Figura 54 – Análise de oxidação entalhe secundário. (SAE1045, S100, MQL). Fonte própria.....	107
Figura 55 – Desgaste de entalhe secundário SAE8620. Fonte própria.....	107
Figura 56 – Rugosidade V_c 100 m/min a seco e MQL. Fonte própria.....	108
Figura 57 – Rugosidade S150 m/min a seco e MQL. Fonte própria.....	109
Figura 58 – Rugosidade obtida em uma superfície usinada. Fonte própria.	109
Figura 59 – Influência dos entalhes secundários na rugosidade. Adaptado de Matsuda <i>et alli</i> (2015).....	110
Figura 60 – Alteração do ângulo de saída da ferramenta. Fonte própria	112
Figura 61 – Desgaste de cratera para $a_p=0,1$ mm. Fonte própria.	113
Figura 62 – Desgaste de cratera para $a_p=0,1$ mm. Fonte própria.....	114
Figura 63 – Desgaste de entalhe primário, flanco e entalhe secundário, para o material SAE1045 a seco. (a) lascamento, (b) adesão, (c) abrasão, (d)	

deformação plástica, (e) desgaste de entalhe secundário e (f) micro-lascamento. Fonte própria.....	116
Figura 64 – Desgaste de entalhe primário (à esquerda), flanco (centro) e entalhe secundário (à direita), para o material SAE1045 com a aplicação de MQL. Fonte própria.....	117
Figura 65 – Desgaste de entalhe primário (à esquerda), flanco (centro) e entalhe secundário (à direita), para o material SAE8620 com a aplicação de MQL. Fonte própria.....	117
Figura 66 – Desgaste de entalhe primário (à esquerda), flanco (centro) e entalhe secundário (à direita), para o material SAE8620, a seco. Fonte própria.....	117
Figura 67 – Desgaste médio de flanco e entalhe. Fonte própria.....	118
Figura 68 – Dureza de camada dos materiais ensaiados. Fonte própria.....	119
Figura 69 – Rugosidade material SAE8620 $a_p=0,2$ mm. Fonte própria.....	120
Figura 70 – Rugosidade material SAE1045, $a_p=0,2$ mm. Fonte própria.....	121
Figura 71– Desgastes de cratera para profundidade de corte de 0,2mm. Fonte própria.....	122
Figura 72– Desgaste de cratera e a temperatura na face da ferramenta. Adaptação Kalpakjian <i>et alli</i> (2009).....	123
Figura 73– Comparativo do desgaste de cratera para $a_p=0,2$ mm. Fonte própria. .	123
Figura 74 – Exemplo de coleta de força de usinagem. Fonte própria.....	124
Figura 75 – Componentes das Forças de usinagem e a posição do ângulo γ . Adaptado de Lopez de Lacalle <i>apud</i> Davin (2011).	125
Figura 76 – Força de Usinagem para SAE 8620 a seco e MQL. Fonte própria.	125
Figura 77 – Força de Usinagem para SAE 1045 a seco e MQL. Fonte própria.	126
Figura 78 – Forças passivas de corte. Fonte própria.	127
Figura 79 – Cavacos do material SAE1045 com MQL e a seco. Fonte própria.	128
Figura 80 – Cavacos do material SAE8620 com MQL e a seco. Fonte própria.	129
Figura 81 – Exemplos de cavacos longos, obtidos durante a usinagem. Fonte própria.....	129
Figura 82 – Análise metalográfica do cavaco SAE 1045. Fonte própria.	130
Figura 83 – Análise metalográfica do cavaco SAE8620. Fonte própria.	131
Figura 84 – Microestrutura do cavaco para início de corte, SAE1045. Fonte própria.	132
Figura 85 – Microestrutura do cavaco para início de corte, SAE 8620. Fonte própria.	132

Figura 86 – Caracterização metalográfica SAE8620. Fonte própria.	134
Figura 87 – Caracterização metalográfica SAE1045. Fonte própria.	135

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Processo de tratamento térmico para cementação, têmpera e revenido.	72
Tabela 2 – Processo de tratamento térmico para têmpera de indução e revenido. ..	73
Tabela 3 – Análise química amostra SAE 8620.	76
Tabela 4 – Análise química amostra SAE 1045.	76
Tabela 5 – Escalas da plataforma piezoelétrica.	83
Tabela 6 – Medição do consumo de óleo via balão volumétrico.	86
Tabela 7 – Medição do consumo de óleo via reservatório unidade ACCOLUBE.	87
Tabela 8 – Especificações da ferramenta utilizada.	88
Tabela 9 – Medição de Microdureza SAE 8620.	135
Tabela 10 – Medição de Microdureza SAE 1045.	136

SIMBOLOGIA

- ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas.
- AISI – *American Iron and Steel Institute*.
- CBN – Nitreto de boro cúbico.
- CNC – Comando Numérico Computadorizado.
- DIN - *Deutsches Institut für Normung*.
- EDS – *Energy Dispersive X-ray Spectroscopy*.
- EHT – *Einsatzhärtungstief*.
- HRC – Dureza Rockwell “C”.
- h_{\min} – espessura mínima de cavaco.
- ISO – *International Standardization Organization*.
- K_T – Desgaste de cratera.
- R_a – Rugosidade média absoluta.
- R_z - Rugosidade média real.
- r_β – Raio do gume.
- NDM – *Near Dry Machining*.
- MEV – Microscópio Eletrônico de Varredura.
- MQL – Mínima Quantidade de Lubrificante.
- MQCL – *Minimum Quantity of Cooling and Lubricant*.
- PVD – *Physical Vapor Deposition*.
- PCBN – Nitreto de Boro Cúbico Policristalino.
- RHT – *Randhartetiefe*.
- SAE - *Society of Automotive Engineers*.
- V_B – Desgaste de flanco.
- V_{BB} – Desgaste médio de flanco.
- V_{BN} – Desgaste de entalhe.

RESUMO

Na atual indústria mecânica de manufatura a melhoria da qualidade e da produtividade, atrelada à redução de custos e à diminuição de impactos ambientais é uma exigência para a competitividade. Para que isto aconteça, novas tecnologias de materiais e de processos são constantemente estudadas. Um exemplo desta tendência é a utilização de ferramentas de Nitreto de Boro Cúbico Policristalino (PCBN) no torneamento de peças endurecidas em substituição à retificação. Operando normalmente a seco, esta tecnologia se beneficia da elevação da temperatura na interface de corte para a redução dos esforços de usinagem, devido à diminuição parcial de dureza na região usinada. Entretanto esta elevação de temperatura abrevia a vida da ferramenta, ativando os mecanismos de desgaste. Em relação a sistemas de lubrificação e refrigeração, novas tecnologias também são oferecidas. Um dos expoentes são sistemas que operam com mínima quantidade de lubrificante (MQL). Estes sistemas utilizam ar comprimido para atomizar o óleo de corte e atingir com eficácia a interface de corte, reduzindo a ação do atrito e a taxa de desgaste. Seguindo esta mesma tendência, a indução elétrica também proporciona vantagens importantes em relação a custos de produção, logística interna e impactos ambientais, quando comparada com outros processos de tratamentos termoquímicos de endurecimento de superfície, como, por exemplo, a cementação seguida de têmpera. Adicionalmente, este processo de endurecimento também oferece a possibilidade da substituição de aços de baixa liga por aços ao carbono, conferindo requisitos de qualidade suficientes para a sua aplicação, mas com importante redução no custo. O presente trabalho avaliou o uso de ferramentas de PCBN no torneamento do aço SAE1045 tratado termicamente por indução elétrica, e do aço SAE8620 cementado e temperado, ambos com a aplicação de MQL e a seco. O resultado encontrado foi que materiais diferentes definem comportamentos distintos em relação ao desgaste de ferramenta, mesmo possuindo dureza de superfície e camada endurecida equivalente. A aplicação de MQL reduziu a ocorrência do desgaste de flanco e cratera em ambos os casos, mas criou novos padrões de rugosidade. Também influenciou de forma importante no mecanismo de formação do cavaco e na geração de camada branca.

Palavras chave: MQL, Torneamento Duro, PCBN, Indução Elétrica, Cementação Gasosa, Desgaste de Ferramentas de Corte.

ABSTRACT

In the mechanical industry the improvement of quality and productivity together with the search for cost reduction and a decrease in the environmental impact are requirements for competitiveness. For this purpose new materials and processes are continuously being studied and released to the market. An example is the use of PCBN tools in hard turning which substitutes grinding. This technique is known as hard machining. This technology takes advantage of a high temperature at cutting interface to reduce cutting forces, because of the softening of hardened material. However this temperature shortens the tool life, by activating the wear mechanisms. With regard to lubrication and cooling systems are concerned, new technologies are also offered. One of the most important is systems who operate with Minimum Quantity of Lubricant (MQL). This process uses compressed air to atomize straight oil and reach with precision the cutting interface, whereby reducing the attrition action along with reducing the wear rate. This occurs without any interference in the formability thermodynamic phenomenon. The fluid used to atomize the lubricant also helps to expel the chips from the cutting zone. In regards to the influence of the heat treatment process and raw material, the induction hardening provides important advantages related to cost production, internal logistics and environment impact if compared to a major competitor in the case hardening process: thermal chemical process called carburization followed by quenching. Additionally the induction hardening offers the possibility of substitution of low alloy steels for carbon steels, providing sufficient quality requirements for their application, but with an important reduction in cost. The current work evaluated the use of PCBN tools in the turning process of SAE1045 steel parts heat treated by induction hardening and steel parts of SAE8620 steel carburized and tempered, in two different conditions: with MQL and dry cutting. The result showed that the materials have different standards of wear, even when possessing the equivalent surface and case hardness. The roughness is related to this standard; however this does not necessarily mean that wider extensions represent a rise in roughness. The MQL also had an important influence on the formation of white layer, reducing its occurrence. The application of MQL has influence in reducing the wear, but behaves in a different way for the different materials.

Key words: MQL, Hard Turning, PCBN, Induction Hardening, Carburizing, Tool Wear.

1. INTRODUÇÃO

A utilização de ferramentas de corte de geometria definida e elevada dureza a quente na usinagem de aços endurecidos, em substituição ao processo de retificação, já é uma prática adotada na indústria mecânica de manufatura. As vantagens envolvem: a possibilidade de usinagem de formas complexas, menores custos de operação e reduzido impacto ambiental. Impulsionam esta realidade a popularização de ferramentas de PCBN e ferramentas cerâmicas, aliadas a equipamentos suficientemente rígidos e precisos, capazes de atender de forma adequada estreitas especificações de tolerância e rugosidade de superfície.

Também voltada à redução de custo e impactos ambientais, a técnica da Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL – *minimum quantity of lubrication*) tem ingressado de forma importante nas plantas industriais e, ao mesmo tempo, impulsionado a comunidade científica pela procura de um aprofundado entendimento fenomenológico de seus resultados e de suas potencialidades. A importância deste entendimento pode ser traduzida em números. Furnes *et alli apud* Tai *et alli* (2014) exemplificam que o consumo de óleo solúvel utilizado pela *Ford Motor Company* supera 20 milhões de litros anualmente. O valor monetário é proporcional a estas cifras e corresponde não somente a compra do insumo, mas principalmente a gastos relacionados à sua manutenção, operação e descarte. Para resolver estas questões, o interesse na realização de operações de usinagem a seco ou “quase a seco” tem tomado importante dimensão em plantas de usinagem. Para suprir operações dependentes da existência de lubrificação e refrigeração em abundância, e elevar a eficiência de sistema a seco, a tecnologia da mínima quantidade de lubrificante tem sido então constantemente investigada e aprimorada.

Complementando a análise do macro processo necessário para a produção de peças endurecidas, observa-se que a prática do tratamento térmico também oferece possibilidades relacionadas à redução de custos, melhoria de processos e menor agressão ambiental.

Lapple (2003) *apud* Brill e Schibisch (2015) definem que processos de tratamentos térmicos aplicados aos metais podem ser divididos em dois grandes grupos: os processos de tratamento térmicos que envolvem o amolecimento (recozimento), refinamento de grãos (normalização), e endurecimento (têmpera) e processos termoquímicos, divididos em processos de difusão (cimentação e nitretação, por

exemplo) e processos de cobertura (*coating*). Normalmente os processos de cementação são seguidos de têmpera.

O endurecimento de um material de engenharia através de têmpera tem por objetivo adequá-lo para situações específicas de carregamento e/ou atrito, fornecendo aos componentes propriedades diferentes daquelas encontradas em seu estado normalizado. Os métodos de endurecimento via tratamento térmico encontram duas possibilidades: endurecimento total e endurecimento de superfície. Tratando-se de endurecimento de superfície, dois processos competem entre si, mesmo que os materiais aplicados em cada um deles sejam diferentes em termos de elementos químicos, principalmente o teor de carbono. Estes processos são a têmpera por indução elétrica¹ e a cementação seguida de têmpera. A indução elétrica, comparada à cementação seguida de têmpera, é a opção com menor custo, flexibilidade em relação a layout e menor agressividade ao meio ambiente. Uma importante vantagem em processos de indução elétrica é que é possível substituir aços de baixa liga por aços ao carbono, reduzindo consideravelmente o custo de aquisição da matéria-prima. Outro ponto positivo é que a utilização de equipamentos de têmpera por indução reduz substancialmente o tempo unitário de produção, uma vez que o pré-aquecimento, aquecimento e resfriamento ocorrem em curtos espaços de tempo, geralmente dezenas de segundos ou unidades de minutos, conforme relata Rudnev *et alli* (2004). Esta característica permite uma fácil adaptação do processo em células de fluxo unitário de produção. O diagrama mostrado na Figura 1 exemplifica a redução de tempo em um processo de têmpera por indução quando comparado a cementação gasosa seguida de têmpera.

¹ As designações têmpera por indução, têmpera por indução elétrica e indução elétrica, para o caso estudado, são consideradas sinônimas.

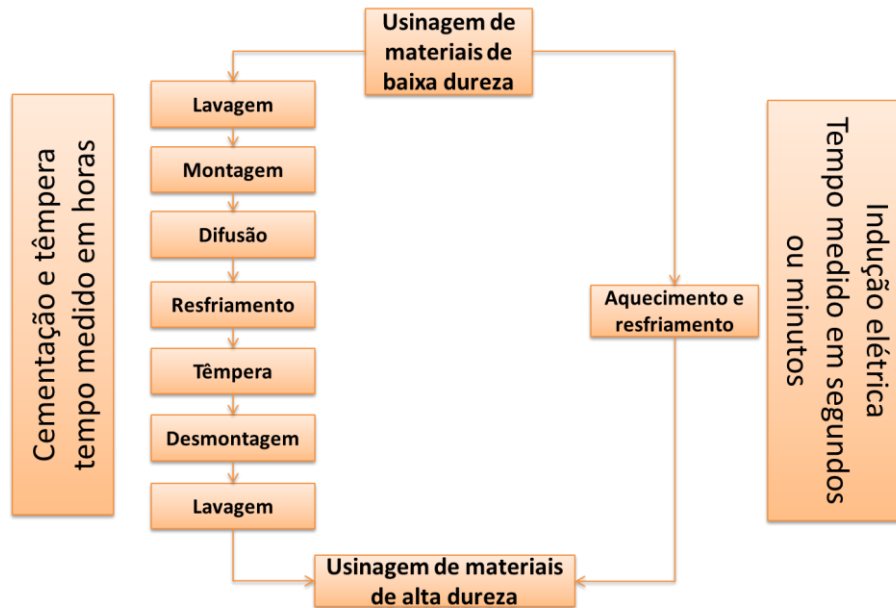


Figura 1 – Diagrama em blocos de processos de cementação e indução elétrica. Adaptado de Rudnev *et alli* (2004).

1.1 Justificativa

Tonshoff *et alli* (2000) descrevem que a direção a ser seguida pelos processos que envolvem usinagem de materiais endurecidos devem incluir: flexibilidade, processos ecologicamente corretos e de baixo impacto, eficácia em relação a custos de operação e agilidade em relação a produção. Pode-se incluir neste último, a capacidade de integrar células unitárias de produção. A observação do estado da arte dos processos de produção de materiais endurecidos mostram claramente opções que convergem com o proposto pelos autores. Estas possibilidades incluem: o torneamento duro em substituição à retificação, a têmpera por indução em substituição à cementação e a mínima quantidade de lubrificante em substituição à lubri-refrigeração em abundância. As alternativas usuais para a produção de materiais endurecidos estão ilustradas na figura 2 (a). As setas verdes ilustram as direções positivas, coincidentes com as propostas editadas por Tonshoff *et alli* (2000). A figura 2 (b) reúne os processos mais vantajosos.

	Flexibilidade	Impacto ambiental	Eficiência dos custos	Agilidade do processo
Retificação	↓	↓	↓	↑
Torneamento duro	↑	↑	↑	↑
Lubrificação jorro	↓	↓	↓	-
MQL	↑	↑	↑	↑
Seco	↑	↑	↓	↑
Cementação	↓	↓	↓	↓
Têmpera por indução	↑	↑	↑	↑

(a)

	Flexibilidade	Impacto ambiental	Eficiência dos custos	Agilidade do processo
Torneamento duro	↑	↑	↑	↑
MQL	↑	↑	↑	↑
Têmpera por indução	↑	↑	↑	↑

(b)

Figura 2 – (a) Opções para a produção de materiais endurecidos e sua relação com os processos. (b) Melhores processos. Fonte própria.

Na especificidade deste trabalho, argumenta-se que a redução ou completa abstenção de fluido de corte é bem vista nos processos de usinagem, pois refletem positivamente sobre impactos ambientais e atividades relacionadas ao seu gerenciamento e manuseio. Esta possibilidade encontra resposta favorável quando se substitui a retificação pelo torneamento duro, pois este processo opera de forma satisfatória na condição a seco; embora seja evidente que algumas vantagens de um sistema com jorro seja perdidas, especialmente a redução de atrito e refrigeração. Torna-se então um ponto de interesse a amenização ou recuperação deste efeito, sem que o benéfico fenômeno do amolecimento obtido pelo aquecimento na região de corte seja prejudicado. Um sistema de MQL pode prover tal benefício, através do fornecimento de propriedades lubrificantes e de resfriamento sem a ocorrência de efeitos agressivos de retirada de calor. Além disto, outras vantagens perdidas na usinagem a seco podem também ser retomadas, como o auxílio na expulsão do cavaco e proteção da peça e da máquina-ferramenta contra oxidação. Também é consistente a utilização do processo de têmpera por indução em substituição à cementação gasosa, respeitando condições de aplicação e particularidades geométricas da peça. As vantagens do processo de indução abrangem flexibilidade operacional, menor impacto ambiental, e custo inferior.

1.2 Objetivo Principal

Este trabalho de pesquisa teve por objetivo principal a avaliação dos mecanismos de desgaste de ferramenta de nitreto de boro cúbico policristalina (PCBN), dos esforços de corte, do tipo e forma de cavaco e da integridade da superfície usinada e subsuperficial durante o torneamento de aços endurecidos tratados termicamente por indução elétrica (SAE 1045) e cementação gasosa seguida de têmpera (SAE 8620). Os materiais foram usinados a seco e com mínima quantidade de lubrificante.

1.3 Objetivos Específicos

São os seguintes os objetivos específicos:

- ✓ Avaliar a progressão do desgaste de flanco, cratera e ocorrência de entalhe em ferramentas de PCBN, em função da utilização ou abstenção de um meio lubrificante-refrigerante, do tipo de material e do tratamento térmico aplicado.
- ✓ Avaliar a integridade de superfície da peça através da medição da rugosidade.
- ✓ Avaliar a integridade subsuperficial da região usinada, em relação a formação e extensão da camada branca e camada escura.
- ✓ Avaliar as forças de usinagem e relacioná-las ao tipo de material e condições específicas de corte, principalmente com a presença ou não de lubrificação.
- ✓ Avaliar o tipo de cavaco obtido, bem como sua caracterização microestrutural, para o entendimento do fenômeno da aplicação de um meio lubrificante-refrigerante.

Na sequência deste documento, o capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica iniciando pela usinagem de materiais endurecidos com ferramentas de geometria definida, em especial o PCBN. Compreende-se que a técnica é bem assistida por trabalhos científicos, mas ainda restam pontos a serem investigados, conforme relata Davin (2011). Também são descritos trabalhos relacionados ao uso de MQL na usinagem de aços normalizados, de materiais de difícil usinagem e na usinagem de

aços endurecidos. Fica evidente nesta etapa a pequena ocorrência de trabalhos na área de materiais endurecidos com a aplicação de MQL. O capítulo se encerra ilustrando trabalhos onde a aplicação de tratamentos térmicos de indução elétrica foi mais eficaz do que a cementação seguida de têmpera.

O capítulo 3 descreve - baseado em trabalhos científicos anteriores - as estratégias de avaliação de desempenho de ferramentas, com enfoque no torneamento de materiais endurecidos.

O capítulo 4 apresenta a metodologia experimental adotada. São detalhados os procedimentos de usinagem, variáveis de corte utilizadas, ferramentais e dispositivos de medição, softwares de avaliação de resultados e caracterização das amostras utilizadas.

Os capítulos 5 e 6 apresentam respectivamente a análise e discussão dos resultados encontrados e as conclusões fundamentais e tecnológicas. No capítulo 7, o autor propõe estudos futuros relacionados ao tema. O trabalho encerra com a apresentação das referências bibliográficas utilizadas.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A revisão bibliográfica cita trabalhos de pesquisa na área da usinagem de peças endurecidas, com ênfase para o processo de torneamento. Foram avaliados seus mecanismos de falha, e o efeito da geração de calor durante a usinagem. A técnica da Mínima Quantidade de Lubrificante igualmente é descrita. Outro ponto abordado concerne a transformações metalúrgicas ocorridas durante o corte. Também são descritos trabalhos onde os processos de retificação, fresamento, furação e alargamento utilizaram a técnica da Mínima Quantidade de Lubrificante. Os processos de endurecimento de superfície de têmpera por indução e cementação gasosa seguida de têmpera encerram o capítulo.

2.1 O Torneamento do Aço Endurecido por Têmpera

Segundo Diniz e Oliveira (2008), o torneamento de aços endurecidos tem sido cada vez mais usado para substituir operações de retificação, devido principalmente ao desenvolvimento de materiais de ferramenta com elevada dureza a quente (cerâmicas e CBN) e máquinas ferramentas muito rígidas, assegurando rigorosas solicitações de rugosidade, dimensionais e geométricas.

Rich (2009) descreve que, de uma forma geral, o torneamento duro é aquele realizado em peças com dureza acima de 45 HRC; embora a maioria dos processos envolva dureza entre 58 HRC e 68 HRC, tais como engrenagens, eixos, rolamentos, buchas e afins. Normalmente estes processos ocorrem a seco, sem a aplicação de meios refrigerantes ou lubrificantes.

Embora tendo grande aplicação prática, o torneamento duro não sobrepõe todas as aplicações de retificação, recurso bastante utilizado em processos que exigem elevados requisitos de rugosidade e tolerância, principalmente em processos de peças longas e de pequeno diâmetro. Com relação a isto, Astakhov (2011) delimita a relação máxima entre comprimento e diâmetro para o torneamento duro, para uma fixação em placa, em 4:1. Arranjos acima deste valor limite aumentam consideravelmente a ocorrência de vibração durante o corte, devido à elevada força passiva presente. O autor não descreve esta relação para a fixação entre pontas ou com o

auxílio de luneta. Outro ponto importante foi revelado por Grzesik *et alli* (2014); a retificação cria sulcos mais largos e profundos do que torneamento, para as mesmas classes de rugosidade. Estes sulcos permitem maior capacidade de alojamento de lubrificantes quando em uso, sendo importantes, por exemplo, quando elevados graus de carregamento são solicitados. Outro ponto importante é a característica anisotrópica da superfície gerada por ambos os processos, conforme relatam Grzesik *et alli* (2014) e Farias *et alli* (2010). Uma superfície torneada é periódico-anisotrópica, enquanto que uma superfície retificada é mista, descrita como “anisotrópica randômica”.

Hodgson e Trendler (1981) e König *et alli* (1984), König *et alli* (1990) já haviam demonstrado em seus trabalhos as vantagens e apontado para a tendência, em muitos casos, da substituição da retificação pelo torneamento duro, motivados principalmente pelo surgimento da tecnologia em escala industrial de ferramentas de nitreto de boro cúbico e de cerâmicas. As vantagens citadas pelos autores já incluíam a questão do menor impacto ambiental, da elevada taxa de remoção e flexibilidade no processo. Tonshoff *et alli* (2000) e Dawson e Kurfess (2002) adicionam que, mesmo operando com pequenas profundidades de corte e reduzidas taxas de avanço, a taxa volumétrica de remoção de cavaco no torneamento duro tende ser maior do que na retificação. Em relação ao impacto ambiental, retificação convencional atinge tanto o meio ambiente, quanto o operador (descarte de fluido de corte e sistemas de aspiração para evitar a inalação do vapor gerado durante a usinagem, respectivamente).

A utilização de meios lubrificantes e refrigerantes convencionais não é adequada ao torneamento duro, pois a elevada temperatura na zona de corte ocasiona a sua imediata ebulição, reduzindo a vida da ferramenta e deteriorando a superfície acabada, através de distorções térmicas, Ozel e Davin (2009). Também deve ser considerado que ferramentas de elevada dureza a quente, tais como ferramentas cerâmicas e de diamante são propensas a trincas térmicas. Aspectos laborais agressivos e impactos ecológicos são obviamente reduzidos e levados a uma condição de baixo nível de influência.

Farias (2009), em uma análise mais contemporânea, afirma que a usinagem de peças endurecidas já assumiu sua importância no meio científico e industrial, devido principalmente às inovações relacionadas ao uso de máquinas-ferramenta multifuncionais e a popularização de ferramentas de PCBN, com conseqüente ganho de produtividade. Soroka (2002) descreve que na área de desenvolvimento de máqui-

nas-ferramenta é cada vez mais comum ver equipamentos que suportam múltiplos processos, demandando por projetos onde o alvo é maior versatilidade e utilização. Astakhov (2011) lembra que máquinas multifunções podem inclusive ser equipadas com cabeçote retificador.

Além das vantagens mencionadas, cabe salientar também que o desenvolvimento de novos revestimentos tem impulsionado ainda mais o uso de ferramentas de elevada dureza a quente, melhorando seu desempenho e durabilidade, conforme avaliado por More *et alli* (2006), Bartarya e Choudhury (2012), Aslantas *et alli* (2012) e Chinchankar e Choudhury (2014).

Klocke e Eisenblatter (1997) e Byrne *et alli* (2003) acrescentam os seguintes benefícios decorrentes da substituição da retificação pelo torneamento duro: facilidade de usinagem de superfícies complexas, simplicidade de preparação de máquina, baixo inventário e tamanho de ferramental. A possibilidade do torneamento de peças complexas permite o projeto de componentes únicos, pois é exigência da retificação fácil acesso do rebolo de corte à superfície a ser usinada. Além disso, diferentes regiões da peça (face e diâmetro, por exemplo) podem ser processadas em uma única ajustagem de máquina. A fabricação com preparação única garante que tolerâncias de forma e posição sejam mais bem preservadas. O conceito de matérias-primas fornecidas próximas a suas dimensões finais (*near net shape*) é perfeitamente aplicável, independentemente se a usinagem de acabamento se der em diâmetros internos, externos ou nas faces.

Matsumoto *et alli* (1987), Dawson e Kurfess (2002) acrescentam conclusões com abrangência econômica, atestando que a principal motivação para que ocorra a substituição da retificação pelo torneamento, é a redução dos custos de produção. Estes custos estão relacionados com a redução do tempo de usinagem bem como a utilização de equipamentos de menor valor de aquisição. Segundo Tonshoff *et alli* (2000) a minoração nos custos de usinagem pode chegar a 60%, além do ganho de flexibilidade imposta pela operação de torneamento quando comparada a retificação.

Bouacha *et alli* (2014) mais uma vez confirma que é condição para um bom desempenho que o equipamento utilizado possua elevada rigidez e precisão compatível com operações de retificação (precisão e repetibilidade de posicionamento). O autor completa afirmando que requisitos de velocidade e rotação são condições inerentes, justamente devido à necessidade de grandes velocidades de corte. Adicionalmente, Bartarya e Choudhury (2012) declaram que o torneamento duro é considerado uma usinagem de alta velocidade uma vez que as velocidades de corte utili-

zadas podem ser superiores a 250 m/min. Astakhov (2011) complementa com a necessidade do uso de suportes de ferramenta também com extrema rigidez e robustez, afastando com isso a possibilidade de vibração durante o corte. A vibração, além de prejudicar a rugosidade, também influencia no mecanismo de formação de cavaco, conforme descrito por Matsumoto *et alli* (1987).

2.1.1 Ferramentas para o Torneamento de Materiais Endurecidos

Como visto anteriormente, a usinagem de peças endurecidas é normalmente conduzida sem a utilização de meios convencionais de lubrificação e refrigeração. As ferramentas cerâmicas não são adequadas a operar em usinagem úmida, uma vez que possuem baixa resistência a variações abruptas de temperatura, levando a trincas térmicas se forem expostas a esta condição. O CBN, por sua vez, não sofre com estas condições, pois em seu estado puro possui alta condutividade térmica e baixo coeficiente de dilatação. No entanto, a forma comercial e usual de apresentação de ferramentas de CBN, é a policristalina.

Desta forma conclui-se que novas características são observadas quando são aplicadas ferramentas policristalina de nitreto de boro cúbico (PCBN). Tais ferramentas apresentam composto cerâmico (normalmente TiN ou TiC) juntamente com o nitreto de boro cúbico, formando combinações diferentes. O incremento da fase cerâmica eleva a probabilidade de trinca térmica, representando um impedimento ao se usar meios de refrigeração e lubrificação.

Em contrapartida, o aumento da temperatura na interface de corte facilita a usinagem, causada pelo amolecimento localizado na região endurecida termicamente. A elevada temperatura de corte irá se pronunciar na ferramenta e em todo o entorno da área de corte; quanto mais resistente for o material da ferramenta em relação ao aumento de temperatura, maior será a eficácia do sistema. Esta eficácia deve integrar uma menor taxa de desgaste da ferramenta, estabilidade dimensional e constância no volume e tipo de cavaco retirado.

Desde o início da história da usinagem dos metais, novos materiais destinados ao corte de outros materiais foram desenvolvidos, os quais podem ser avaliados na Figura 3, bem como sua dureza em relação à temperatura de trabalho. Observa-se então que as ferramentas de mais elevada dureza são as ferramentas de diamante.

te, seguidas pelas de nitreto de boro cúbico e, já com uma diferença considerável no valor de dureza, as ferramentas cerâmicas.

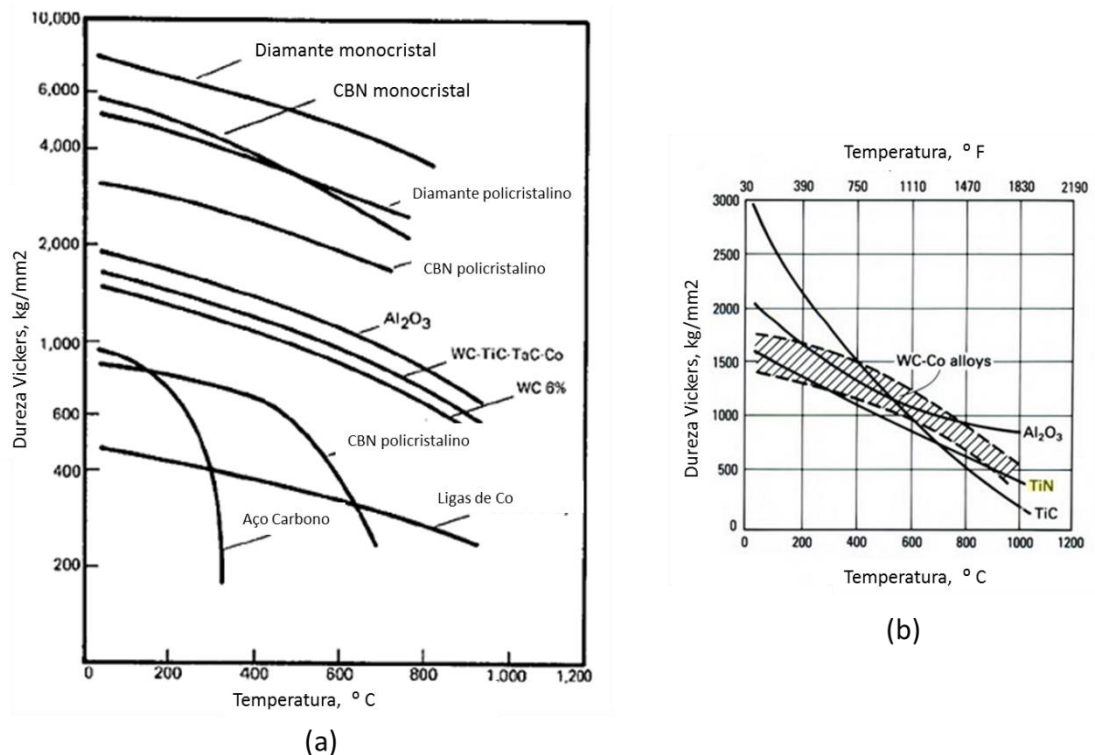


Figura 3 – Dureza a quente em função da temperatura.

Fonte: (a) Almond *apud* Ezugwu *et alli* (2003), (b) Davis (1995).

Diniz e Oliveira (2008) relatam que ferramentas cerâmicas possuem propriedades importantes para o uso no torneamento duro, tais como dureza a quente, resistência ao desgaste, e excelente estabilidade química – melhor até que o CBN. Mas por outro lado, propriedades tais como baixa condutividade térmica, e particularmente baixa tenacidade, as tornam menos eficazes, principalmente para cortes interrompidos e variações abruptas de temperatura.

Aslantas *et alli* (2012) descrevem que a grande vantagem de uma ferramenta cerâmica é o seu custo: o menor entre as três com melhor comportamento a quente. Ferramentas de diamante, apesar de possuir a maior dureza não são indicadas, pois apresentam afinidade química com o ferro, sendo que o processo de deterioração é ativado com o aumento da temperatura de corte, causando a grafitação. Ferramentas de diamante são amplamente utilizadas na usinagem de compostos não ferrosos e não metálicos.

As ferramentas de PCBN são as mais utilizadas no torneamento de peças de aço endurecido, por serem quimicamente inertes frente ao ferro, e estáveis quando sujeitas a elevadas temperaturas. Stahl e de Vos (2014) acrescentam que além da

dureza suficiente para resistir à deformação plástica e abrasão, também possuem uma apropriada tenacidade e excelente condutividade térmica, o que a qualifica a dissipar de forma eficiente o calor gerado no corte.

Precursos no estudo da usinagem dura com ferramentas de geometria definida, Hodgson e Trendler (1981) já consideravam viável o uso de CBN devido as seguintes características: sua dureza Knoop, na temperatura ambiente, é próxima a 4800 kgf/mm² (abaixo somente a do diamante), e mesmo trabalhando com temperaturas acima de 800° C mantém um valor elevado de dureza (aproximadamente 2000 kgf/mm²), não oxida facilmente e é quimicamente estável para materiais que contém carbono. Os autores estudaram o comportamento de ferramentas de CBN frente à sua principal concorrente, um composto de cerâmica (no caso, o Al₂O₃ + TiC). O efeito do material da peça, do ângulo de saída da ferramenta, velocidades de corte e avanço foram analisadas. Um ponto importante tratado pelos autores foi à influência da existência ou não do chanfro no gume da ferramenta. Um ângulo de saída negativo (-6°) foi então recomendado, pois apresentou maior taxa de remoção e também melhor vida de ferramenta, quando usinado um aço ferramenta AISI D6. Da mesma forma, Sahin (2009) obteve em seus experimentos resultados mais positivos quando utilizou ferramentas de PCBN ao usinar o aço SAE 52100, se comparado a insertos cerâmicos.

Para Rech e Moisan (2003) as ferramentas de PCBN tem provado ser uma alternativa viável, trazendo tanto benefícios na área do custo do processo quando comparado à retificação, quanto em relação ao meio ambiente, além de possuir boa resistência à fratura (tenacidade). O problema apontado pelo autor é que para este tipo de usinagem, a regra geral continua sendo a não utilização de um meio refrigerante-lubrificante. A ausência deste meio causa efeitos negativos no processo: oxidação, dificuldade de retirada de cavaco da interface de corte, alterações dimensionais e metalográficas na peça e desgaste prematuros na ferramenta, fenômenos estes ativados pela temperatura elevada na zona de corte.

Apesar de diversas vantagens, o aspecto custo unitário de uma ferramenta de PCBN ainda têm sido considerado como importante métrica pela indústria antes da sua adoção como processo substituto à retificação. Gaitonde e Karnik (2009) afirmam que “o preço das ferramentas de PCBN são maiores se comparados com os de retificação, por isso a análise do tempo de vida é importante”. Nesta conta, a razão entre o valor unitário e a durabilidade não reflete uma relação econômica favorável, se comparado com o custo e durabilidade de um rebolo de retificação, embora

o processo deva ser avaliado de forma abrangente. Necessita-se considerar vantagens tais como: valor total do equipamento, tempos de preparação, utilização de fluidos de corte e produtividade. Outro aspecto é que, como qualquer outra tecnologia já em plena disseminação, o custo tende a reduzir. Isso em parte se deve a melhorias nos processos de fabricação dos fornecedores de ferramentas, e do aumento na competitividade.

2.1.2 A Geração de Calor Durante a Usinagem

O calor gerado durante a usinagem tem fundamental importância sobre o desempenho da ferramenta e também sobre a manutenção das propriedades esperadas da peça. Quando o metal é cortado, muita energia é utilizada na deformação do cavaco, na geração de tensão residual, no cisalhamento do material da peça e na superação do atrito entre a ferramenta e a peça. Grande parte desta energia é transformada em calor, produzindo elevadas temperaturas nas zonas de deformação e cisalhamento, nas regiões ao redor do cavaco e na ferramenta de corte. Na formação do cavaco o esforço mecânico é transformado em calor nas regiões de deformação primária, secundária e no atrito da face da ferramenta com o cavaco e flanco da ferramenta com a superfície de corte.

Os parâmetros de corte influenciam na geração de calor e, por conseguinte na temperatura da zona de corte. Esta relação não necessariamente é diretamente proporcional, uma vez que para pequenas velocidades de corte, a temperatura na região recém-usinada é maior do que para velocidades de corte maiores. Isto se explica pelo fato de que o tempo de contato entre a ferramenta e a peça, para menores velocidades de corte, é maior. O calor gerado tem em seu favor maior tempo de contato com a peça, beneficiando a elevação da temperatura. A velocidade do cavaco também tem influência neste contexto.

Dogra *et alli* (2011) descrevem que a geração de calor durante o torneamento duro é também afetada pela preparação do gume; a face chanfrada ou arredondada provoca um excessivo ângulo negativo para as ações de corte e resulta em elevação de temperatura. O chanframento e arredondamento faz parte da estratégia de reforço do gume da ferramenta.

Stephenson e Agapiou (2006) concordam que o estudo das temperaturas geradas durante a usinagem representa uma área de grande interesse para a Engenharia, pois seu aumento causa um grande impacto no desempenho da usinagem. Temperaturas elevadas na zona de deformação primária, onde o material retirado da peça se transforma em cavacos, influencia nas propriedades mecânicas da peça e também nas forças de usinagem. Por esta razão a maioria dos trabalhos de pesquisa em usinagem utilizam modelos relacionados com a temperatura, direta ou indiretamente. As temperaturas geradas sobre a face e flanco possuem uma grande influência sobre o tempo de vida da ferramenta. Quando estas temperaturas se elevam, reduzem a dureza da ferramenta fazendo com que ela se desgaste mais rapidamente, através da ativação térmica dos mecanismos de desgaste, segundo bem descrevem Poulachon *et alli* (2001), Lin *et alli* (2007), entre outros autores.

Outro aspecto importante em relação ao aquecimento na usinagem é a difusão de elementos contidos na peça para a ferramenta e vice-versa, e quando utilizado, reações químicas com o fluido de corte. Brinksmeier e Glabe *apud* Arrazola *et alli* (2008) citam que no caso da difusão e reação química, isto ocorre de forma exponencial em relação à majoração da temperatura.

Segundo Warneck *apud* Fleischer (2007) a geração de calor pode ser dividida em três regiões durante o corte do material, conforme indicado pelas letras (a), (b) e (c) na Figura 4. A região (a) representa o processo de fricção entre o flanco da ferramenta com a peça. Também ocorre um processo de deslocamento e de destruição em nível atômico (cisalhamento) durante a deformação e o corte da peça; este processo está representado pela letra (b). O aquecimento da peça é aumentado pelo processo de deformação (região (c)) que ocorre devido à pressão do gume sobre a superfície recém-usinada. Este calor gerado distribui-se em três elementos: o cavaco, a ferramenta e a peça. Dhar *et alli* (2006) relembra que o calor é gerado na zona de deformação primária, na zona de deformação secundária e na região do flanco, mas se torna máxima na interface cavaco-ferramenta. Ainda segundo o autor, é exatamente neste ponto é que fluidos de corte convencionais falham.

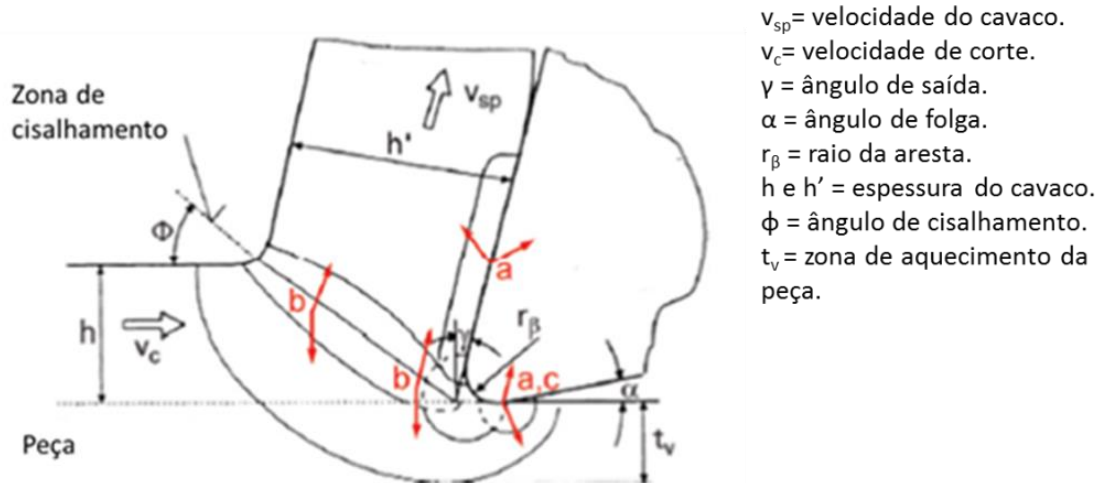


Figura 4 – Locais de distribuição de temperaturas na usinagem e outras regiões de interesse.

Adaptado de Fleischer *et alli* (2007).

Preger e Vieregge *apud* Fleischer (2007) estabelecem medidas quantitativas sobre essa distribuição. Segundo suas pesquisas, 80% a 92,7% do calor gerado é levado pelos cavacos, de 4% a 10% fica na peça e de 3,3% a 10% na ferramenta. Chinchankar e Choudhury (2014) atentam para este fato, declarando que esta elevada retirada de calor por parte do cavaco, explica a possibilidade de operação a seco na usinagem de aços endurecidos. Apesar de o cavaco ser responsável pela grande absorção do calor gerado, o valor remanescente desta distribuição provoca efeitos consideráveis em relação à peça: deformação, alteração metalúrgica, instabilidade dimensional, reações químicas e também é responsável pela redução da vida útil da ferramenta. Neste contexto, a dureza a quente e a difusão desempenham papéis determinantes.

Além dos fatores citados anteriormente, Abukhsmhim *apud* Yildiz e Nalbant (2008) descrevem que a geração de calor e temperaturas nas zonas primárias e secundárias também depende da combinação de propriedades químicas e físicas do material da peça, exposição a condições extremas de corte, e é claro, da velocidade de corte, da profundidade de corte e do avanço. No contexto deste trabalho de pesquisa, a importância de entender o mecanismo de geração de calor ampara-se no fato de que um sistema de MQL pode atingir com precisão a zona de corte, aplicando o jato no local de maior importância. Também é necessário perceber que, mesmo que grande parte do calor é conduzido pelo cavaco, a temperatura na interface de corte é suficiente para promover a ocorrência do amolecimento na superfície da peça.

2.1.3 Modos de Falha em Ferramentas de Corte

Groover (2007) descreve que os modos de falha em ferramentas de corte podem ser divididos em três tipos: falha de fratura, falha térmica e desgaste gradual. A falha de fratura ocorre quando a força de corte na ponta da ferramenta se torna excessiva, levando a ferramenta a uma falha repentina, caracterizada por fratura frágil. A falha térmica ocorre quando a temperatura de corte é muito elevada para o material da ferramenta, causando o seu amolecimento. Isto leva a deformações plásticas e perda da afiação do gume. O desgaste gradual é a perda natural da afiação do gume, com a redução gradativa da eficiência de corte e finalmente a falha da ferramenta. Falhas térmicas e falhas por fratura resultam na perda prematura de uma ferramenta de corte. Estes dois modos de falha são, portanto, indesejáveis. Entre os três tipos de falha de ferramenta, o desgaste gradual é o tolerado, porque quando controlado, possibilita o mais longo tempo possível de uso de uma ferramenta, com a óbvia vantagem produtiva e econômica.

Groover (2007) igualmente ressalta que a qualidade do produto também deve ser considerada ao monitorar o modo de falha de uma ferramenta. Quando ocorre uma falha súbita durante a usinagem, geralmente causa danos para a superfície da peça. Este dano leva a um retrabalho ou ao sucateamento da peça.

De forma similar Stahl e de Vos (2014) distribuíram a deterioração de ferramentas de corte em quatro fases distintas, classificando por tipo de processo de degradação. O primeiro tipo de degradação é nomeado como desgaste, e tem como característica alterações na geometria da ferramenta, através de perda contínua de material. Acontece de forma gradual, e tem seus efeitos pronunciados de forma mensurável direta ou indiretamente; atingindo o flanco e a face da ferramenta. A medição indireta acontece através da mensuração da rugosidade, temperatura, forças de usinagem ou alteração dimensional da peça. A medição direta ocorre através do exame e medição da evolução do desgaste de flanco e na face da ferramenta, desta vez com resultados dimensionais precisos remetendo a utilização de microscopia ótica ou eletrônica. Apesar da acuracidade, é uma atividade que não tem aplicação prática, mas é de fundamental importância no meio científico.

O segundo tipo, os autores classificam como deformação plástica, onde a alteração da geometria da ferramenta ocorre sem perda de material, proveniente da perda de dureza em função da temperatura, devido à aplicação errada de classe de

ferramenta ou parâmetros de corte não apropriados. A terceira é devida a ocorrência de fratura e trinca. É observado pela formação de trincas, lascamento, ou falha catastrófica do gume, está relacionada com condições impróprias de usinagem ou a evolução natural do desgaste. Ocorre em grande parte das operações de usinagem, principalmente na atividade de desbaste. A quarta forma se deve a transformações no próprio material da ferramenta, causado por processos químicos ativados pela temperatura.

Os reverses dos mecanismos de falha podem ser evitados através da seleção de parâmetros e condições de corte, objetivando tão somente o desgaste gradual da ferramenta, evitando ou postergando falhas térmicas ou por fratura. O monitoramento do desgaste gradual permite a troca da ferramenta antes que a falha catastrófica no gume ocorra. Segundo Marinov (2010) o desgaste gradual é percebido em duas regiões da ferramenta:

- ✓ Saída da ferramenta: ocorre o desgaste de cratera. Consiste de uma seção côncava sobre a face da ferramenta, formada pela ação do deslizamento do cavaco sobre esta superfície. A craterização afeta o mecanismo de corte aumentando o ângulo de saída da ferramenta, e conseqüentemente reduzindo as forças durante a usinagem. Ao mesmo tempo, a craterização enfraquece a ferramenta, levando à sua quebra.
- ✓ Área de contato entre a peça e a ferramenta: ocorre o desgaste de flanco. É o resultado do atrito entre a superfície usinada e o flanco da ferramenta, e tem grande importância no mecanismo de corte. As forças de usinagem se elevam consideravelmente com o seu progresso. Influencia no acabamento, e no caso de usinagem dura, na formação da camada branca.

Em determinados processos, as ferramentas de corte permitem reafiação, como por exemplo: caracóis de fresamento de engrenagens e brochas ou como acontece em retificação, essa reafiação faz parte do processo normal de fabricação (dressagem). A reafiação é percebida nestes casos como produtora, pois envolvem valores elevados de ferramentas (no caso de fabricantes de engrenagens), ou máquinas-ferramentas já equipadas com esta possibilidade (no caso de retificadoras). Insertos intercambiáveis representam uma parcela de ferramentas de geometria definida onde uma nova afiação ainda não é uma prática bem desenvolvida.

Para cada tipo de desgaste verificado, pontos de investigação de causas podem ser explorados, contribuindo para o aumento da vida útil da ferramenta. Os lo-

cais de ocorrência de desgaste progressivo de flanco e de cratera, bem como regiões correlatas, são mostrados na Figura 5.

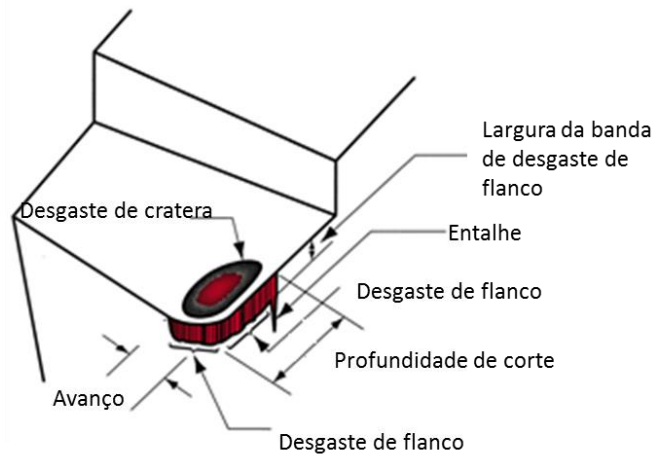


Figura 5 – Localização dos tipos de desgastes.

Adaptado de Groover (2007).

Após o início do processo degenerativo de flanco, a fricção da ferramenta com a superfície usinada produz acréscimo nas forças de usinagem que elevam as deformações e reduzem a estabilidade dimensional, necessitando correção do processo (correção do desgaste de ferramenta). A taxa de desgaste de flanco muda em função do tempo conforme pode ser observado na Figura 6: após um desgaste inicial acelerado, o desgaste de flanco progride mais lentamente até que uma dimensão crítica é atingida, sendo que após isso ocorre nova aceleração e o desgaste se torna severo. O critério de fim de vida de ferramenta normalmente é definido pelo usuário, embora seja sensato colocá-lo na região II, antes de iniciar o desgaste progressivo, região III. O período inicial é chamado de acomodação (*break in period*), e ocorre porque a ferramenta recém-aplicada tem as seus gumes “afiados” nos primeiros cortes realizados. O desgaste inicial ilustrado na figura 6 é mais proeminente em ferramentas sem chanframento acentuado. Este chanframento será sempre verificado em ferramentas destinadas para a usinagem dura. O desgaste de flanco é conhecido como V_B ², e é normalmente utilizado em trabalhos de avaliação de desempenho de ferramentas.

² A Norma ISO 3685 determina um valor máximo de 0,3mm para V_B , findando aí o tempo de vida de uma ferramenta. A Norma também cita o desgaste médio, determinado como V_{BB} .

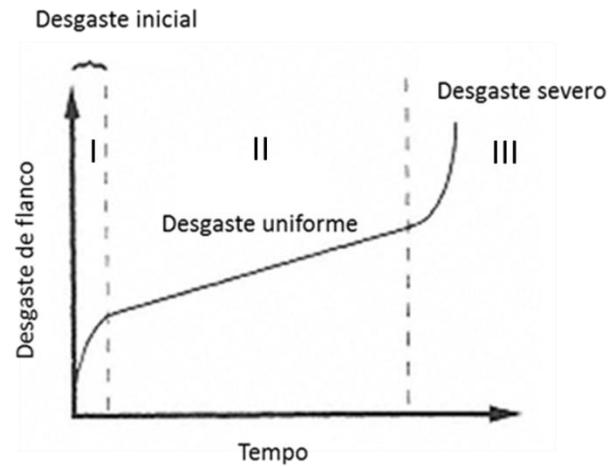


Figura 6 – Período de Acomodação (*break in period*).

Adaptado de Stephenson e Agapiou (2006).

O desgaste de cratera não afeta diretamente a qualidade final da peça produzida, mas sim contribui para a redução das forças de usinagem, pois a ocorrência da cratera altera o ângulo de saída da ferramenta. A evolução do desgaste de cratera pode ser determinada pela medição de sua profundidade, pelo seu comprimento (conhecido como K_T , K_B e K_M , respectivamente³) ou pela área desgastada, conforme declaram Groover (2007), Boljanovic (2010) e Klocke *et alli* (2012).

2.1.4 A Função Lubrificação – Refrigeração

Segundo Lopez de Lacalle *et alli* (2011) os fluidos de corte são utilizados para reduzir os efeitos danosos do aquecimento e do atrito sobre a ferramenta e a peça. Machado e Silva (2004) relatam que são duas as principais funções de um fluido de corte: lubrificação em baixas velocidades de corte e refrigeração, em altas velocidades de corte. Em baixas velocidades de corte, a refrigeração é relativamente sem importância, enquanto que a lubrificação é fundamental para reduzir o atrito. Um fluido a base de óleo é recomendado. Para elevadas velocidades, as condições não são favoráveis para a penetração do fluido, tornando a refrigeração mais importante.

Baradie *apud* Yildiz e Nalbant (2008) relembram que fluidos de corte convencionais são classificados em três grupos: óleos de corte integrais, óleos que permitem a emulsão em água e gases. Os emulsivos em água são adequados para ope-

³ A medição de K_T , K_B e K_M também são padronizados pela Norma ISO3685.

rações onde velocidades de corte são muito elevadas e as pressões sobre as ferramentas relativamente baixas, ou seja, predominantemente voltadas à refrigeração. Óleos puros são os óleos minerais integrais, vegetais ou óleos minerais com aditivo. Eles são preferenciais quando pressões de corte entre o cavaco e a face da ferramenta são muito elevadas e onde a primeira consideração é a lubrificação. Lubrificantes gasosos são reconhecidos como muito atrativos quando o problema de penetração do fluido de corte é um determinante.

Stephenson e Agapiou (2006) incluem duas funções complementares de um fluido de corte: prevenção de corrosão e transporte de cavacos. Narutaki *et alli* (1997) enfatizam que além das funções de remover o calor gerado no corte, reduzir o atrito, remover os cavacos próximos da região de corte e proteger a peça contra oxidação o fluido de corte também previne a ocorrência do gume postiço na usinagem. Trent e Wright (2000) acrescentam que lubrificantes e refrigerantes utilizados no corte de metais “não devem ser tóxicos nem ofensivos para o operador, não devem ser inflamáveis, não devem ser maléficos para o sistema de lubrificação da máquina ferramenta, e não devem descolorar a peça”, além disso, devem ser capazes de proteger contra a corrosão a máquina-ferramenta. Shaw (1986) complementa afirmando que a aptidão para o resfriamento depende muito do fluido-base e do volume de refrigerante. A capacidade de expulsão de cavacos é determinada pela geometria da operação, pressão de trabalho e a forma de aplicação. A lubrificação é controlada pela composição química.

Attanasio *et alli* (2006) separam os tipos de lubrificantes e refrigerantes por “formas de aplicação”, quais sejam:

- ✓ Aplicação manual: este tipo de aplicação é utilizado em pequenos lotes de fabricação. O uso deste método não garante um nível adequado de refrigeração e expulsão de cavaco. Normalmente usa óleo integral.
- ✓ Aplicação em abundância: é a mais utilizada em um ambiente industrial. Garante um bom nível de lubrificação, refrigeração e remoção de cavaco. Com a utilização deste tipo de sistema de refrigeração/lubrificação é possível orientar o bico aplicador para uma posição de trabalho mais apropriada, embora o conceito seja de inundação de toda a área de corte. Permite também a utilização de sistemas de alta pressão. Esta forma de aplicação ajuda a reduzir o desgaste de flanco, especialmente quando a velocidade de corte é reduzida. Normalmente usa óleo emulsionável.

- ✓ Atomização: Neste caso, pequena quantidade de lubrificante integral é utilizada, e é diretamente aplicada sobre a superfície de corte. Isso garante um bom nível de lubrificação, mas as ações de refrigeração são reduzidas. A remoção de cavaco é obtida pelo fluxo de gás utilizado para a condução das gotas de lubrificante. A atomização é o princípio elementar utilizado em sistema de Mínima Quantidade de Lubrificante.

2.1.5 Técnicas Alternativas para a Função Lubrificação – Refrigeração

A não utilização de fluido de corte em processos de usinagem deve ser avaliada de forma ampla, analisando todas as vantagens e desvantagens decorrentes desta decisão. Existem, porém, condições onde a retirada do meio refrigerante/lubrificante não é possível, abrindo um campo de estudo para que processos e produtos substitutos sejam avaliados. Em outros casos, como no torneamento duro, a aplicação de lubrificação traz benefícios positivos, quando aplicada moderadamente, melhorando o desempenho do processo se comparado à utilização a seco, conforme descrito por Grzesik *et alli* (2008). Diniz e Micaroni (2007) citam que as vantagens do torneamento a seco somente se aproximam a do fluido em abundância se e a profundidade de corte for pequena (1 mm ou menos), mesmo que se utilizem ferramentas de elevada dureza a quente. Os processos de acabamento que utilizam torneamento duro encontram valores de sobremateriais dentro desta especificação, normalmente entre 0,1mm e 0,5mm.

Narutaki *et alli* (1997), Byrne e Scholta *apud* Narutaki *et alli* (1997) sugerem técnicas alternativas aplicáveis diretamente no projeto da ferramenta. Estas técnicas incluem: alteração do ângulo de saída da ferramenta, tornando-o mais positivo possível; o uso de ferramentas mais refratárias que suportem as elevadas temperaturas geradas durante o corte, desenvolvimento de revestimentos para ferramentas de corte que possam tolerar a elevação de temperatura e/ou fornecer uma película lubrificante para a redução do atrito e também redução significativa na velocidade de corte para obter uma vida de ferramenta adequada durante a usinagem. É clara a preocupação do autor em relação à ferramenta, mas a questão da causa da geração da temperatura e algum tipo de contramedida em relação a este aquecimento ficam descobertos. Na usinagem de materiais endurecidos esta geração se intensifica, e o

processo requer mais energia que aquela necessária para o corte de materiais normalizados. Esta elevação de temperatura acelera o desgaste da ferramenta. Mas por outro lado, o calor gerado facilita a usinagem devido ao efeito do amolecimento da região de corte. Esta característica deve ser preservada.

Um meio de fornecimento de lubrificação eficiente e/ou refrigeração moderada forma a dicotomia perfeita. Novas técnicas de resfriamento e lubrificação para melhoria da usinagem foram estudadas por Sharma *et alli* (2009). Os autores descrevem que os danos em ferramentas de corte são muito sensíveis às mudanças nas condições do processo (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte), e também reagem fortemente com a presença ou não de algum tipo de fluido de corte. Uma vez que o dano de uma ferramenta não pode ser evitado, ele geralmente pode ser reduzido se o mecanismo de falha e as variáveis do processo forem devidamente entendidos e controlados. As formas alternativas citadas por Sharma *et alli* (2009), são as seguintes:

- ✓ Usinagem criogênica: a aplicação de nitrogênio líquido ou CO₂ no ponto de corte mantém a dureza da ferramenta, prolongando sua vida. Os cavacos também se tornam mais frágeis, facilitando a sua expulsão, Kalpakjian e Schmid (2009). A sua aplicação na usinagem de aços endurecidos, conforme relatam Grzesik *et alli* (2012), resultou na elevação de vida de ferramenta, melhoria de rugosidade e redução significativa de camada branca. A usinagem criogênica não possui efeito lubrificante.
- ✓ Mínima Quantidade de Lubrificante: atomização de lubrificante através do uso de fluido gasoso, normalmente ar comprimido. O sistema MQL prioriza a lubrificação da interface de corte, sendo que a função refrigeração é pouco eficiente se comparada a sistemas de jorro.
- ✓ Lubrificação sólida: Sharma *et alli* (2009) apresenta a tecnologia de lubrificação sólida (MoS₂) como uma alternativa positiva na usinagem de aços endurecidos. Em seus estudos, a aplicação de partículas de bissulfeto de molibdênio de cerca de 50µm redundou em redução de desgaste de ferramenta e rugosidade, se comparado à operação a seco. A forma de aplicação do lubrificante sólido é similar ao utilizado em MQL. Rao e Krishina (2008) e Krishina e Rao (2008) realizaram experimentos em um aço SAE1045, com 30 HRC de dureza, utilizando lubrificação sólida de grafite e ácido bórico. O resultado foi superior ao obtido com emulsão e a seco.

- ✓ Refrigeração de alta pressão: um fluido aplicado com alta pressão permite uma melhor penetração na região de contato entre a ferramenta e a peça, conforme visto na Figura 7. Diniz e Micaroni (2007) ensaiaram um sistema de alta pressão no torneamento do aço SAE1045. O resultado foi à redução no desgaste da ferramenta, através da lubrificação mais eficaz das áreas de contato.

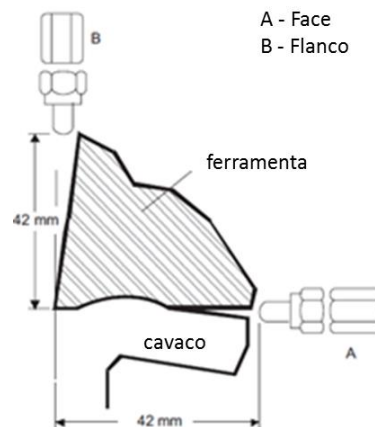


Figura 7 – Direcionamento de fluido de alta pressão na interface da ferramenta.

Fonte Diniz e Micaroni (2007).

Além de atuar na ferramenta e propor meios alternativos de aplicação de fluidos, é possível também alterar características do material aplicado na peça a ser produzida. Esta alternativa pode ser a única em alguns casos, ou atuar em conjunto com outras técnicas. Exemplo disto é descrito por Teixeira Filho (2006) e Anmark *et alli* (2015). Teixeira Filho (2006) mostrou que aços inoxidáveis austeníticos tratados com cálcio melhoram o desempenho do processo de usinagem, pois ocorre à formação de efeito lubrificante através de camadas redutoras de desgaste nas zonas de contato da ferramenta. Anmark *et alli* (2015) ensaiaram o aço DIN16MnCr5 cementado com inclusão de cálcio e manganês. Os autores observaram que a usinagem foi significativamente melhorada, e está ligada a formação de “escórias protetivas” de sulfetos de manganês e cálcio. A utilização de aços ao enxofre e ao chumbo são clássicos representantes desta possibilidade, embora considerados agressores do meio ambiente. Arrazola *et alli* (2008) ensaiaram os aços SAE4140 com inclusão de cálcio e enxofre, para as mesmas condições de corte, e encontraram resultados positivos em relação à redução de temperatura de corte. Klocke e Eisenblatter (1994) também citam a utilização de aços tratados com cálcio, nos quais a melhoria na usi-

nabilidade foi atribuída à formação de filmes lubrificantes, os quais reduziram a taxa de desgaste da ferramenta.

2.1.6 Mínima Quantidade de Lubrificante

Segundo Chinchankar e Choudhury (2014) o princípio do funcionamento de um sistema MQL é misturar uma pequena quantidade de óleo de corte com ar comprimido, e atingir com precisão a zona entre a ferramenta e o cavaco e entre a ferramenta e a peça. Stephenson e Agapiou (2006) nomeiam o sistema como “quase a seco”, visto a pequena quantidade de óleo lubrificante que é necessária para este fim. O autor lembra que boa parte das vantagens da usinagem a seco é preservada.

Weinert *et alli* (2004) afirmam que a função primária de um sistema convencional de fluido de corte por jorro é resfriar, lubrificar e remover cavacos da zona de corte. Normalmente são utilizados emulsões ou óleo integral, dependendo da operação e das tarefas de usinagem envolvidas. Emulsões têm excelente características de transferência de calor, uma vez que possuem água em sua composição. Óleos integrais são ideais quando um elevado grau de lubricidade é requerido. Ambos garantem um eficiente transporte de cavacos. Segundo o autor, a substituição da água pelo ar comprimido, a manutenção da função lubrificação e capacidade de retirada de cavaco elegem o MQL como excelente opção para o torneamento de materiais endurecidos. O fenômeno de amolecimento da região temperada é preservado. O MQL é considerado uma alternativa viável quando se fala em menor agressão ao meio ambiente e redução de custos, Sharma *et alli* (2009).

A técnica do MQL remonta estudos prévios, principalmente os realizados por Machado e Wallbank (1997) os quais realizaram estudos direcionados a aplicação do que chamaram de aplicação de volume extremamente baixo de lubrificantes no torneamento. Ao utilizar um arranjo do tipo Venturi, os autores verificaram que a utilização de óleo solúvel e ar comprimido trouxeram benefícios favoráveis à vida da ferramenta, no torneamento do aço SAE1040 normalizado, quando comparado à aplicação em abundância.

Segundo Byrne *et alli* (2003) e Tasdelen *et alli* (2007), o princípio básico de funcionamento do sistema MQL consiste no arrastamento de uma pequena quantidade de lubrificante por uma corrente de ar comprimido que é dirigido sobre a zona

de corte. Este arrastamento provoca a atomização do lubrificante, fazendo com que a sua distribuição na zona de corte seja uniforme e abrangente. Ao invés de inundar a interface ferramenta/peça com refrigerante, o MQL aplica um aerossol de ar comprimido e lubrificante atomizado. Geralmente utiliza-se óleo vegetal ou a base de éster ou álcool, através do eixo árvore do equipamento ou através de orifícios de refrigeração devidamente alojados na ferramenta de corte ou próximas a ela, direcionando a névoa especificamente para a área de corte. A figura 8 ilustra formas usuais de aplicação de MQL: fornecimento externo (a) e (c) com o uso de aplicadores e arranjo interno na ferramenta, (b).

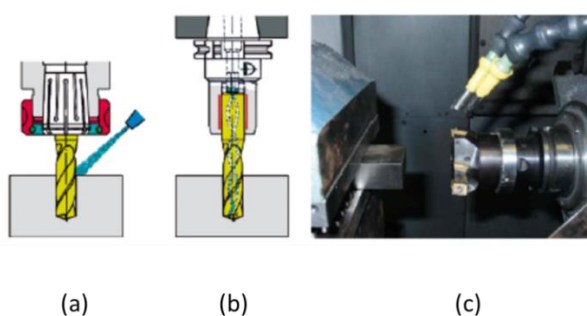


Figura 8 – Formas de aplicação de MQL: (a) e (c) fornecimento externo, (b) fornecimento pela ferramenta. Fonte DGUV (2010).

A tarefa principal de um sistema MQL é o suprimento direcionado de um lubrificante para a zona de contato entre a ferramenta e o cavaco e entre a ferramenta e a peça. Atualmente, são disponíveis diferentes opções de equipamentos para este propósito. Para máquinas com ferramentas únicas, como serras, brochadeira e plainas, sistemas simples e controlados manualmente podem ser utilizados. São utilizados sistemas de fornecimento externos, isolados da ferramenta, com controles de vazão de lubrificante e de pressão de trabalho. Dependendo da acessibilidade para a ferramenta de corte, do número de ferramentas utilizadas e principalmente do seu tamanho e tipo, sistemas de fornecimento através da ferramenta são disponíveis. Também podem ser utilizados sistemas inteligentes de posicionamento, onde um sistema a laser atinge a ponta da ferramenta, compensando eletronicamente alterações de posição. A mistura entre o ar e o lubrificante pode ocorrer em uma unidade fornecedora ou no bico aplicador. Centros de usinagem e centros de torneamento CNC demandam por este tipo de aplicador.

Lopes de Lacalle *et alli* (2011) e Deepakkumar e Sadaiah (2011) relatam que no MQL, o lubrificante atinge a interface de corte com uma velocidade elevada (com uma pressão típica de 6 bar), o que faz com que a pequena quantidade de lubrifican-

te, atomizada previamente, se fragmente em pequenos glóbulos. Esta é, segundo os autores, a razão da boa fluidez do sistema. Weinert *et alli* (2004) esclarecem que devido a isto, o MQL se mostra muito eficaz em processos envolvendo elevados níveis de atrito e adesão, tais como torneamento, furação, rosqueamento, furação de acabamento e alargamento. São também apropriados quando elevados níveis de qualidade de superfície são exigidos. Estes processos necessitam de um poder de penetração eficaz do meio lubrificante na interface cavaco e ferramenta e peça e ferramenta. Fresamento, fresamento em alta velocidade, mandrilamento, furação profunda, retificação são processos de manufatura que também encontraram sucesso quando convertidos para usinagem “quase a seco”.

Um sistema MQL utiliza de 5 a 50 ml/h de lubrificante. Um sistema convencional utiliza em média 8 litros por minuto para usinagem convencional, baseado em uma emulsão de 5%. Na maioria das vezes um sistema de refrigeração- lubrificação convencional possui um circuito fechado, que busca reduzir ao máximo as perdas do sistema. Em um sistema MQL, a névoa de lubrificante não é reutilizada, pois se volatiliza no ambiente.

2.1.7 Vantagens Econômicas e Ambientais no Uso do MQL

Varadarajan *et alli* (2001), Dhar *et alli* (2007), Tasdelen *et alli* (2008), entre outros, citam em seus trabalhos que o MQL proporciona melhorias importantes em termos de redução de desgaste da ferramenta, diminuição de impactos ambientais e por consequência, redução de custo. Além disto, o cavaco e a peça têm pouco resíduo de lubrificante tornando sua limpeza simples e barata.

Com relação aos custos, Byrne *et alli* (2003) e Klocke e Eisenblatter (1997) afirmam que “os custos relacionados com sistemas de refrigeração podem chegar a 17% dos custos totais de usinagem, enquanto, por exemplo, custos de ferramentais margeiam 4%”. A afirmação do autor tem fundamentação em grandes plantas, as quais exigem grandes sistemas de coleta, filtragem, manutenção das propriedades lubrificantes e ações antibactericidas e por fim, descarte. Outro ponto que deve ser considerado é a agressão que óleos integrais e óleos solúveis podem causar nos operadores. Medidas de prevenção devem ser aplicadas, através do uso de equi-

pamentos de proteção individuais bem como um controle periódico da saúde dos envolvidos com o sistema de produção.

Fratila (2009) estima que “para cada dólar pago quando fluidos de corte são comprados, 11 centavos são gastos com procedimento de mistura, gerenciamento, trato e disposição”; o autor completa afirmando que “algo em torno de 12% de todos os gastos com usinagem estão relacionados com o uso e o gerenciamento destes fluidos, que também representam a maior fonte de desperdício de água dentro dos efluentes”. Nos Estados Unidos isso representa algo em torno de 7,6 milhões de m³ por ano.

A substituição de um sistema convencional ou um sistema a seco por um sistema MQL deve ser avaliada não somente de forma técnica, mas também envolver questões ambientais e financeiras. Segundo Tai *et alli* (2014), um sistema de MQL reduz em média 15% dos gastos relacionados com a compra e gerenciamento de um sistema de lubrificação/refrigeração baseada em óleo solúvel. A utilização do MQL onde originalmente é utilizada usinagem a seco, obviamente terá uma adição inicial de custo. Esta adição deve ser então confrontada com as vantagens emergentes do sistema; sendo a principal delas a elevação do tempo de vida da ferramenta e melhorias de características de qualidade no produto fabricado.

2.20 MQL nos Diversos Tipos de Usinagem

Os tópicos a seguir abordam o MQL sendo utilizado nas operações de torneamento, fresamento, furação, alargamento e retificação. O objetivo é mostrar o estado da arte da técnica de MQL, suas vantagens e formas de aplicação. Focando mais o objetivo principal deste trabalho, uma maior ênfase será dada ao tópico torneamento, o qual foi dividido em dois grupos: torneamento duro e torneamento convencional.

2.2.1 Torneamento Convencional com MQL

Com o objetivo de comparar o desempenho da usinagem a seco com a usinagem com MQL, Dhar *et alli* (2007) realizaram experimentos no torneamento de um aço SAE1040 no estado normalizado. Concordando com Varadarajan *et alli* (2001), Byrne *et alli* (2003), entre outros, reafirmam que a aplicação de sistemas convencionais de refrigeração e lubrificação falha ao tentar penetrar a interface cavaco ferramenta e deste modo não pode remover apropriadamente o calor nem lubrificar a área de corte efetivamente. Jatos de elevada pressão, quando aplicados na interface, reduziram a temperatura de corte e prolongaram a vida da ferramenta. As medições realizadas da força de usinagem mostraram que ocorreu uma redução de 5% até 15% e, além disto, parâmetros de avaliação de vida de ferramenta tais como: rugosidade, forças de usinagem e desgaste de flanco apresentaram-se promissores em relação à usinagem a seco.

Em um estudo anterior, Dhar *et alli* (2006) já haviam observado o desempenho do sistema de MQL no torneamento. Os autores investigaram a aplicabilidade do uso do MQL sobre o desgaste de ferramentas e rugosidade de superfície no torneamento do aço AISI 4340 normalizado para uma condição de velocidade e avanço padrão. Os autores variaram o avanço, velocidade de corte e profundidade de corte, dentro de uma gama de valores usuais, utilizando uma ferramenta SNMM 120408 sem revestimento; comparando a eficácia do MQL com a usinagem a seco e com fluido em abundância. Após a avaliação do desgaste da ferramenta e da rugosidade, concluíram que a ação do fluido de corte em abundância se torna mais ineficaz na interface com o aumento da velocidade de corte. Por sua vez, o jato de MQL reduziu o desgaste, melhorando a vida da ferramenta e a rugosidade.

Khan *et alli* (2009) estudaram os efeitos da aplicação de óleo de base vegetal em um sistema de MQL no torneamento do aço AISI 9310 normalizado. Para Krahenbuhl *apud* Khan *et alli* (2009), a escolha de óleos vegetais para a aplicação em MQL é condição essencial, quando comparados a fluidos de corte derivados do petróleo. Óleos vegetais possuem moléculas mais longas e pesadas. Isto proporciona um denso, resistente e homogêneo filme, que dão ao óleo vegetal uma grande capacidade de absorver pressão. Esta resistência reduz o atrito e a geração do calor, melhorando a qualidade da peça e a produtividade do processo como um todo. Esta característica promoveu redução no desgaste de flanco, redução de formação de

gume postiço, redução na temperatura de corte e produziu cavacos com geometria favoráveis (cavacos curtos). Outro ponto importante em relação ao óleo vegetal é que possuem elevados pontos de fulgor, se comparados àqueles derivados de petróleo, permitindo com isto maiores taxas de remoção. Os autores descrevem também que a utilização de óleo vegetal não apresenta perigos à saúde.

Obikawa *et alli* (2006) estudaram o torneamento de canais no aço SAE1045 com a aplicação de MQL. O resultado encontrado foi que para ferramentas com revestimento multicamada (TiC, TiCN e TiN), o MQL demonstrou redução no desgaste de flanco quando comparado a seco e com fluido de corte convencional. O segundo melhor resultado foi obtido também com MQL, mas desta vez a ferramenta utilizada era sem cobertura. Um ponto interessante foi que, ao aumentar a pressão do sistema MQL, foi observada uma redução drástica no desgaste de cratera e de flanco. Comprova-se que a elevação da pressão facilita a penetração do lubrificante. A taxa de fornecimento de lubrificante foi de somente 7 ml/h. O trabalho ilustra que a utilização de coberturas é bem aceita com a técnica do MQL.

Attanasio *et alli* (2006) avaliaram a utilização da Mínima Quantidade de Lubrificante no torneamento do aço SAE52100 normalizado. Para o experimento foi utilizado lubrificante com aditivos de extrema pressão: éster, sulfonados, sais orgânicos (cálcio entre outros), e demais componentes, especialmente desenvolvido para MQL. O autor posicionou os jatos de MQL em duas situações distintas, uma atingia o flanco da ferramenta e o outro a face da ferramenta. Os resultados foram comparados com a usinagem a seco. O desempenho do MQL foi superior somente quando a ferramenta estava posicionada no flanco. O autor relata que o grande desafio do processo é manter a aplicação em uma posição constante, e também cita a importância da localização do bico do aplicador de MQL. Ekinovic *et alli* (2015) ensaiaram o uso combinado de MQL e MQCL (mínima quantidade de lubrificante e refrigerante) na usinagem do aço DIN St52.3, comparando os resultados de força de usinagem em relação ao ponto de aplicação (flanco e saída) e a dosagem de óleo e emulsão. Os resultados indicaram uma redução de até 17% para uma combinação entre as vazões de MQL e MQCL, se comparados com a usinagem a seco. Os autores também concluíram que a posição de aplicação, para este caso, foi indiferente.

2.2.2 O Torneamento de Peças Endurecidas Utilizando MQL

As operações de torneamento de metais permitem a divisão em dois grandes grupos, o torneamento de peças endurecidas, consideradas por Oliveira *et alli* (2009) como aquelas com dureza superior a 45 HRC, e o torneamento convencional, o qual opera com peças com uma dureza típica de até 28 HRC (279 HB). A não utilização de um meio lubri-refrigerante na usinagem de aços endurecidos está alicerçada no fato de que o calor gerado na usinagem facilita o corte do material. Esta decisão unilateral tem sido a estratégia usual utilizada em plantas de fabricação, sendo os efeitos negativos da temperatura na ferramenta e na peça condições previamente aceitas pelo processo.

Autret e Liang (2003), Chowdury e Dhar (2011) descrevem que embora existam muitas vantagens em se substituir a retificação pelo torneamento duro, o desgaste acelerado da ferramenta continua sendo um grande obstáculo. O desgaste de cratera pronunciado na face da ferramenta é maior quanto maior for à velocidade de corte e o avanço, fato que restringe a possibilidade para o aumento do desempenho de corte no torneamento. O desgaste de flanco é penalizado pela dureza do material. Apesar de que da usinagem a seco emanam vantagens interessantes, a utilização do MQL para lubrificação da zona de corte e saída da ferramenta traz resultados importantes.

Chinchanikar e Choudhury (2014) descrevem que o ideal seria que o fenômeno do amolecimento da superfície continuasse ocorrendo, mas que os danos da elevada temperatura na zona de corte fossem atenuados. É neste campo que ocorre a refrigeração-lubrificação com MQL. A função da retirada do cavaco da zona de corte passa a ser tarefa do gás utilizado, e o lubrificante em pequena quantidade reduz o atrito da ferramenta com a peça. A característica de proteção da peça contra oxidação também é mantida, pois um filme de óleo ficará aderido na peça após a usinagem. O MQL também possui melhor poder de penetração na interface ferramenta cavaco e ferramenta peça, pela melhor fluidez do gás em relação ao líquido.

A utilização do MQL passa a ser interessante, pois mantém as características lubrificantes e refrigerantes evitando danos térmicos na peça e na ferramenta, visto a menor capacidade que o fluido utilizado possui na retirada de calor. Resumidamente, o MQL preserva o fenômeno do amolecimento da superfície previamente endure-

cida, permitindo a lubrificação, mantendo o auxílio à retirada de cavaco, protegendo a peça contra oxidação. Seguem alguns trabalhos realizados na área.

Varadarajan *et alli* (2001) aplicaram uma bomba injetora de diesel para compor um sistema de MQL e realizaram experiências com um aço SAE4340 com dureza de superfície de 46 HRC. O sistema proposto controla a vazão do fluido e a frequência de aplicação (aplicação por pulsos). Normalmente os sistemas utilizam a pressão da linha de ar comprimido, a qual possui um valor típico de 6 bar. No caso estudado, a pressão atingia o valor de 200 bar. O autor conclui que a força de corte é menor no MQL do que na usinagem a seco e abundante, isso devido à capilaridade que o sistema permite. O sistema trouxe uma melhoria de uma forma geral nos parâmetros de força de corte, vida da ferramenta, acabamento de superfície, temperatura de corte e formação de cavaco.

Chowdury e Dhar (2011) analisaram especificamente o desgaste na face da ferramenta (desgaste de cratera) aplicando MQL e a seco, utilizando insertos de metal duro, convencionais. Observaram que a craterização não é dependente somente do aumento da taxa de avanço, mas sofre com o aumento na velocidade de corte. Desta forma o uso do MQL reduziu a taxa deste desgaste, especialmente quando se aplica maiores velocidades de corte. Da mesma forma, Autret e Liang (2003) relatam que o conceito de quantidade mínima de lubrificação apresenta-se como uma solução possível para torneamento duro alcançar reduzidos desgastes da ferramenta, desde que os níveis de fornecimento de MQL sejam devidamente ajustados. Observaram também uma melhora de cerca de 50% no nível de acabamento de superfície, ao usinar um aço de elevado carbono com dureza entre 60HRC e 62HRC.

Bruni *et alli* (2008) realizaram um estudo com dimensões bem mais amplas, fugindo do contexto fechado de variáveis de usinagem e tipos de materiais. Os autores realizaram ensaios utilizando dois diferentes tipos de barramento de máquina-ferramenta: a primeira foi o sistema convencional, na qual o barramento é fabricado de ferro fundido lamelar. O segundo, o barramento é fabricado de concreto polimérico. É de conhecimento da tecnologia de fabricação de máquinas ferramenta, que o ferro fundido lamelar (ou cinzento) demonstra estabilidade térmica e possui capacidade de absorção de vibrações a qual o eleva a ser o material mais utilizado na fabricação de barramentos de máquinas. O material utilizado na usinagem do experimento foi o aço DIN 39NiCrMo3, temperado com dureza final de 58 HRC. Segundo Bruni *et alli* (2008), o concreto polimérico é basicamente constituído de materiais de

preenchimento de origem mineral misturado com um polímero, atuando como um elemento ligante.

Este material tem sido utilizado em escala crescente na fabricação de estruturas, pois reúne propriedades interessantes à fabricação de máquinas-ferramenta, tais como: notável capacidade de absorção de impactos, elevada rigidez, boa estabilidade térmica, resistência à corrosão, precisão dimensional, tempo de processamento curto, ecologicamente compatível com processos de fabricação e sistemas de descarte. Além disso, a forma de obtenção das dimensões finais é mais apropriada do que o ferro fundido cinzento, o qual demanda operações adicionais de usinagem e acabamento. Os resultados obtidos por Bruni *et alli* (2008), não apontam diferenças importantes entre o uso de usinagem a seco e MQL. O que foi observado é que uma máquina-ferramenta equipada com barramento de concreto polimérico, sem consideração ao material do inserto e o sistema de lubrificação utilizado, permite a obtenção de uma melhor superfície acabada e um menor desgaste de flanco do que aquele obtido por máquinas com barramento de ferro fundido.

O trabalho merece ser citado, pois se considera que uma das variáveis importantes na usinagem de peças endurecidas é a rigidez da máquina ferramenta; além de apontar para uma nova tecnologia de fabricação de máquinas-ferramenta. Lembrar que rigidez é uma das premissas para que a usinagem dura ocorra de forma satisfatória.

2.2.3 Torneamento de Peças de Difícil Usinagem Utilizando MQL

Obikawa *et alli* (2009), Kamata e Obikawa (2007), Settineri (2005), Settineri *et alli* (2008) e Hosokawa *et alli* (2010) estudaram a usinabilidade do Inconel 718 com MQL. Obikawa *et alli* (2009) avaliaram, através da análise computadorizada da dinâmica dos fluídos, qual seria a melhor forma de aplicação do MQL no ponto de corte na operação de torneamento. Para materiais de baixa condutividade térmica, a usinagem com MQL é geralmente melhor para a vida da ferramenta e para o acabamento de superfície, do que a usinagem convencional a seco. Além disso, é importante aplicar uma quantidade apropriada e precisa de névoa no ponto de corte, possibilitada pela forma pontual que o aplicador utilizado pelos autores, proporcionou. Em seu trabalho Obikawa *et alli* (2009) concluíram que uma redução na distân-

cia da saída da ponta da ferramenta, usando três configurações de aplicadores de MQL, aumenta a pressão e a velocidade do ar comprimido, resultando em um drástico aumento na taxa de entrega da nevoa de óleo próximo ao gume principal. O spray oblíquo melhora tanto a lubrificação quanto a refrigeração, nas vizinhanças do ponto de corte.

Kamata e Obikawa (2007), por sua vez, avaliaram o torneamento de acabamento do Inconel 718, em usinagem de alta velocidade utilizando três tipos de cobertura - TiCN/Al₂O₃/TiN (CVD), TiN/AlN (PVD) e TiAlN (PVD), em uma ferramenta CNMG120408. O Inconel 718 é um membro da família de superligas de níquel usado amplamente na indústria aeroespacial, principalmente devido a sua elevada resistência a quente. Entretanto, apresenta algumas desvantagens para usinagem: a resistência é elevada para altas temperaturas, a baixa condutividade térmica causa altas temperaturas no corte, a elevada afinidade química causa desgaste por difusão, e o endurecimento na interface de corte (encruamento) é importante, principalmente por acelerar a taxa de desgaste de entalhe. Estas propriedades encurtam a vida da ferramenta. Os três revestimentos utilizados promoveram uma melhoria no processo: a camada superior de TiN reduziu o coeficiente de atrito entre o cavaco e a ferramenta, o revestimento de Al₂O₃ na camada intermediária elevou a resistência à adesão enquanto a cobertura inferior de TiCN melhorou a resistência à abrasão. Na usinagem a seco os três tipos de revestimento mostraram uma pequena diferença na vida da ferramenta. Entretanto, em MQL e corte com fluido convencional, a diferença na vida da ferramenta entre os três tipos de cobertura foram muito grandes, mas os resultados encontrados mostram que o desgaste de ferramenta para o MQL foi menor. A conclusão foi que a otimização da vazão do fluido é necessária para a aplicação do MQL, pois a elevada taxa do fluxo de ar pode levar mais oxigênio e nitrogênio para o ponto de corte bem como as microgotas de óleo lubrificante. Desta maneira, uma das possíveis causas do aumento de desgaste pelo aumento da vazão do ar é a oxidação da cobertura, acelerada pela abundância de oxigênio. A oxidação acelera o processo de desgaste de entalhe no flanco da ferramenta.

Settineri (2005), Settineri *et alli* (2008) também estudaram as propriedades e o desempenho de novas coberturas de ferramentas para o torneamento de Inconel 718. Os autores reiteram que partículas de carboneto de elevada dureza contidas na peça causam desgaste abrasivo, e a pobre condutividade levam a elevadas temperaturas de corte sobre a face da ferramenta. Além disso, como a maioria das superligas de níquel, o Inconel 718 tem elevada afinidade com muitos dos materiais usados

como ferramenta de corte, e isso causa desgaste por difusão. Outra razão para a falha prematura da ferramenta é o fenômeno do caldeamento e adesão, gerando danos sobre a face da ferramenta. O melhor desempenho encontrado foi quando os autores combinaram o uso da cobertura AlTiN, com uma camada anterior de MoS₂ e um meio lubrificante-refrigerante de MQL.

Hosokawa *et alli* (2010) verificaram o desempenho no torneamento Inconel 718 e do inox AISI 304, utilizando ferramentas acionadas rotativas. De maneira similar como o verificado no fresamento, uma ferramenta circular permite um ciclo termodinâmico caracterizado pelo aquecimento e resfriamento intermitente, o qual reduz a temperatura da ferramenta e o desgaste. Quando aplicado o MQL com óleo biodegradável normal, a temperatura decresceu aproximadamente 45° C com uma velocidade de corte típica de 120 m/min. Entretanto, o efeito da névoa de óleo sobre a temperatura é quase perdida quando a velocidade de rotação é extremamente baixa ou consideravelmente alta, ou seja, a rotação exerce uma função importante na condução do processo.

Sreejith (2008) estudou o torneamento da liga de alumínio 6061 em três condições distintas: MQL, usinagem a seco e convencional. O MQL foi aplicado com duas vazões diferentes, de 50 ml/h e 100 ml/h. Um sistema de MQL com óleo comercial, alimentado por gravidade, foi utilizado no experimento. Durante a usinagem, para todos os ambientes de corte, o material da peça adere no gume da ferramenta; mas a quantidade de material aderido varia conforme o tipo de meio refrigerante.

O material aderido, além da formação de gume postiço, causa também o efeito do *attrition*, o qual eleva a rugosidade. A quantidade de material aderido reduziu consideravelmente com fluido convencional, comparado com a usinagem a seco. Durante a usinagem com MQL, a quantidade de material aderido foi ligeiramente maior comparada com refrigeração convencional, e menor comparada com usinagem a seco. A largura da área de desgaste da ferramenta com MQL e refrigeração convencional, foram praticamente as mesmas. Os resultados mostram equivalência entre a aplicação de MQL e sistemas convencionais, os quais são superiores a usinagem a seco.

Gaitonde *et alli* (2008) selecionaram as melhores condições de corte e otimização do MQL para a melhoria na usinabilidade no torneamento do latão DIN CuZn₃₉Pb₃. Conforme afirmam os autores, não existem pesquisas na literatura que determinem a quantidade exata e ideal de MQL a ser utilizado, para se atingir a melhor condição de usinagem. Baseado nisso, apresentaram três parâmetros para a

condução do experimento: velocidade de corte, taxa de avanço e quantidade de lubrificante. Os autores mediram a rugosidade e as forças de usinagem e através do método de Taguchi e encontraram a melhor relação entre a quantidade de MQL, avanço e velocidade de corte para os melhores resultados de rugosidade e esforços de corte.

2.2.4 Aplicação de MQL em Retificação, Fresamento, Furação e Alargamento

Os processos de retificação, furação, alargamento e fresamento são também bons candidatos ao uso de MQL. A literatura ilustra com frequência, estudos relacionados com a técnica da mínima quantidade de lubrificante para estes processos. Alguns exemplos são demonstrados a seguir, iniciando pela retificação.

Retificação: A retificação continua tendo seu importante espaço na fabricação, e está associada à retirada de material através de um meio abrasivo. Já foi considerada como uma operação sem substitutos dentro de um ambiente fabril, pois o estado da arte não permitia que superfícies endurecidas por tratamento térmico ou processos galvânicos fossem trabalhadas sem a utilização de ferramentas abrasivas. A impossibilidade de definir geometricamente os gumes das ferramentas utilizadas em retificação, visto que partículas de elevada dureza são aglutinadas por um meio ligante, tornou este tipo de ferramenta conhecida como de “geometria não definida”.

Atualmente o processo de retificação tem como tendência ser substituído pelo torneamento e fresamento com insertos de elevada dureza a quente, tais como o CBN, cerâmicas e diamantes. Características antes conseguidas somente em meios abrasivos são possíveis em processos de torneamento e fresamento, incluído o HSM (usinagem de alta velocidade). Entre essas características estão: rigorosas especificações de tolerância geométricas, de forma e posição e baixa rugosidade. Outro aspecto importante a ser verificado é que processos de retificação exigem cuidados extras em relação ao impacto ambiental gerado. Segundo Klocke e Eisenblatter (1994), a retificação além de ter necessidade de abundância de fluido de corte, necessita também de um sistema de filtração mais elaborado que em sistemas de torneamento e fresamento, por exemplo. Os resíduos de usinagem em retificação

tem descarte mais dispendioso, uma vez que o cavaco metálico está diluído no fluido de corte e misturado com o material abrasivo do rebolo.

Apesar desta tendência, existem aplicações exclusivas para a retificação, levando então ao estudo de minimização do impacto ambiental, incentivando pesquisadores avaliar o comportamento do MQL em retificação. Apesar das persistentes tentativas para a completa eliminação do fluido, a refrigeração e a lubrificação continuam sendo essenciais no processo, para a viabilidade econômica do tempo de vida do rebolo e para a qualidade da superfície requerida. Isso é particularmente verdadeiro quando tolerâncias rigorosas são necessárias, ou quando a usinagem de materiais de difícil usinabilidade é solicitada.

Silva *et alli* (2007) corroboram essa afirmação e acrescentam que a busca de uma drástica redução e até mesmo a completa eliminação do fluido de corte pode levar a elevadas temperaturas no processo, causando redução na produção, perda de precisão dimensional e geométrica, e variações no comportamento térmico do equipamento. Ainda afirmam os autores que quando ferramentas abrasivas são usadas, a redução de fluido de corte pode fazer com que seja difícil manter os poros do rebolo retificador limpos, impregnando-os de cavaco, contribuindo de forma significativa a ocorrência dos problemas acima mencionados. A figura 9 ilustra esta condição.

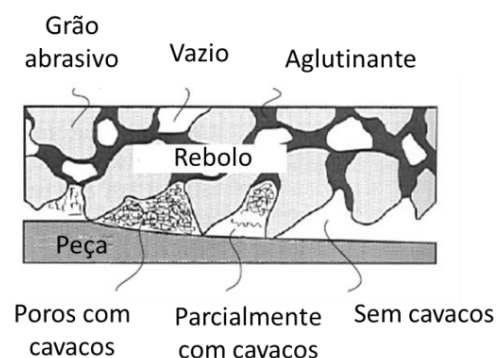


Figura 9 – Representação de um rebolo para retificação. Adaptado de Marinov (2010).

Os autores concluíram que a técnica do MQL conduz para um resultado superior do que um sistema convencional devido a melhor penetração do fluido na região de usinagem, ou seja, uma melhor lubrificação no momento do corte. Outro ponto importante é que a retificação pode levar a transformações microestruturais, devido a elevadas temperaturas. Isso pode causar estados de tensão trativa ou compressiva, dependendo do material que está sendo retificado e das condições de usinagem.

De acordo com Malkin e Guo (2008), essas tensões residuais podem ser causadas por três fatores: influência da dilatação térmica, influência da transformação micro estrutural na peça e influências mecânicas. Tensões residuais compressivas são consideradas benéficas para as propriedades do material, elevando sua resistência à fadiga e o tempo de vida de seus componentes. Por outro lado tensões residuais trativas são perigosas em relação à resistência mecânica, corrosão e desgaste. A técnica do MQL produziu maiores tensões compressivas do que o sistema de refrigeração convencional, o que é um aspecto positivo.

Alberts *et alli* (2009) utilizaram o conceito do MQL na retificação do aço ferramenta AISI D2, dispersando nano plaquetas sólidas de grafite em óleo solúvel. Para serem utilizados, os lubrificantes sólidos devem atender as seguintes premissas: ser capazes de suportar elevadas temperaturas presentes no processo de retificação, ser não tóxicas, ser fáceis de aplicar e ter um custo acessível. Tanto o grafite quanto o bissulfeto de molibdênio cumprem com estes requisitos, sendo que seu uso começa a ter efeito prático na retificação com a mínima quantidade de lubrificante. Os autores analisaram o tamanho dessas partículas em função de forças de usinagem e rugosidade, e concluíram que para partículas maiores (15 μm comparadas com 1 μm), o resultado foi mais eficiente.

Tawakoli *et alli* (2010) estudaram a influência que a posição do aplicador da névoa de óleo de MQL provoca no processo de retificação. O material ensaiado foi o DIN 100Cr6. Segundo os autores, a elevada geração de calor e elevação da temperatura na zona de contato, está associada com o grande ângulo de saída e a grande extensão da área de contato existente no processo. A operação de retificação sem o uso suficiente de refrigerante e lubrificante leva a danos térmicos e imprecisões dimensionais sobre a superfície da peça. Desta forma métodos de usinagem a seco não tem tido sucesso em aplicações industriais, conforme descreve Malkin e Guo (2008). Os autores concluíram que existe uma fixação correta a ser seguida, para que o jato de MQL alcance a interface rebolo – peça, que no caso estudado ficou entre 10° e 20°.

Silva *et alli* (2005) também investigaram os efeitos dos parâmetros de corte na retificação do aço ABNT 4340 usando a técnica de MQL. Eles descobriram que a rugosidade, desgaste radial, forças de usinagem e tensão residual são melhoradas através do uso do MQL, isso devido a melhor lubrificação da zona de corte e também a redução do atrito entre os grãos do rebolo e a peça.

Furação e alargamento: Dentre todos os processos de usinagem considerados bons candidatos à utilização de MQL, a furação é aquele que mais encontra trabalhos científicos e, por conseguinte, aplicação prática. Uma característica importante no processo de furação é a particularidade da necessidade da lubrificação da haste da ferramenta, e também da dificuldade da lubrificação do gume da ferramenta.

Hanyu *et alli* (2003), Zeilmann e Weingaertner (2006), Bhowmick *et alli* (2010) relacionam o uso de MQL principalmente com materiais de difícil usinagem. A proposta dos estudos de Hanyu *et alli* (2003) foi à utilização de ferramentas com cobertura de diamante finamente cristalizado, para sistema de usinagem a seco e MQL, especificamente na usinagem de ligas de alumínio. Por sua vez, Zeilmann e Weingaertner (2006) realizaram experimentos através de medição de temperatura na operação de furação de uma liga de titânio DIN Ti₆Al₄V, comparando os resultados obtidos com a utilização da usinagem a seco, MQL externo, MQL interno e refrigeração em abundância. A aplicação de MQL internamente apresentou melhor resultado se comparado com aplicação externa, porém ambos são melhores que a condição a seco.

Heinemann *et alli* (2006) estudaram os efeitos do MQL sobre a vida da ferramenta para brocas helicoidais em furação profunda na usinagem do aço SAE1045, levando em conta o uso de dois tipos de coberturas e três tipos de lubrificantes. Normalmente a furação profunda tem grande dependência do uso de lubri-refrigeração em abundância, com elevada vazão para garantia da expulsão de cavaco e rigidez da haste da broca. Os lubrificantes se diferenciavam entre si por possuírem características de redução de atrito (lubricidade) e efeito refrigerante (capacidade de retirada de calor), diferenciados. O melhor resultado foi obtido com o lubrificante de melhor ação refrigerante, pois também associava menor densidade, facilitando a penetração na interface de corte. A utilização de brocas revestidas com TiAlN também foram determinantes no processo.

Bhowmick *et alli* (2010) realizaram experimentos com MQL na furação em ligas de alumínio. Aoyama (2002) estudou o desenvolvimento de um sistema de aplicação de MQL na furação de um aço SAE1055. Wakabaiashi *et alli* (2007) estudaram a ação tribológica e o desempenho no qual o MQL foi utilizado com nitrogênio, oxigênio e ar. O material ensaiado foi o alumínio ASTM A6061. Os autores concluíram que a presença de oxigênio é desfavorável no caso da usinagem do alumínio, sendo que isso é completamente oposto aos resultados obtidos com o aço. Braga (2001) e Braga *et alli* (2002) utilizaram o MQL e ferramentas com cobertura de dia-

mante na furação de ligas de alumínio silício. Para os autores, a técnica tem comprovado sucesso na minimização do uso de fluidos de corte nos processos de usinagem. Os furos usinados com o MQL apresentaram resultados similares, ou até melhores do que aqueles obtidos com a lubrificação em abundância. Min *et alli* (2007) compararam a furação no aço SAE1045 com MQL em três condições interessantes, mas ainda distantes de uma aplicação industrial. Os autores avaliaram o efeito da atmosfera sobre a superfície usinada e também a utilização de ferramenta com vibração ultrassônica; os experimentos foram realizados com MQL e refrigeração abundante. Uma câmara de vácuo e um espectrômetro foram utilizados para analisar parte do experimento.

Atuando em um processo similar à furação, De Chiffre *et alli* (2009) estudaram o desempenho do processo de alargamento usando MQL na usinagem de aço inox austenítico. Os autores analisaram a qualidade dos furos alargados em termos de características dimensionais e geométricas (diâmetro, circularidade, cilindridade e rugosidade) enquanto que os processos foram avaliados através da medição do torque e pressão de corte. A qualidade na superfície dos furos alargados é diretamente relacionada com a eficiência da lubrificação na interface entre o gume, cavaco e superfície usinada. A utilização de MQL na operação de alargamento trouxe bons resultados em termos de rugosidade e manutenção da tolerância. A operação de alargamento é um exemplo esclarecedor da necessidade de lubrificação das hastes desta família de ferramentas.

Fresamento: A função refrigeração-lubrificação na operação de fresamento é muitas vezes dispensada, pois o movimento relativo entre os insertos de corte e a área de contato torna-se intermitente e a ferramenta é submetida a constantes choques térmicos. Estes choques térmicos provocam a quebra da ferramenta. A utilização de MQL passa então a ser uma opção interessante para o fresamento, pois como já visto anteriormente, o fluido utilizado possui um menor calor específico, favorecendo o desempenho do processo. Min *et alli* (2005) experimentaram o MQL em três situações de gases: oxigênio puro, ar comprimido e nitrogênio puro, no intuito de estudar características tribológicas durante o fresamento do aço SAE1045. Os autores também utilizaram vibração ultrassônica, a qual, juntamente com MQL e oxigênio, forneceram os melhores resultados.

Weinert *et alli* (2004) explicam que um fornecimento externo durante o fresamento com MQL, também pode apresentar problemas no caso de tarefas de usinagem que usam múltiplas ferramentas com larga variação de diâmetros e comprimen-

tos. Em operações desta natureza, a orientação do bico deve ser ajustada manualmente ou com a ajuda de uma unidade posicionadora automática, que é acoplado na máquina para direcionar os bicos axialmente ou radialmente, dependendo do comprimento ou o diâmetro da ferramenta, ou rotacionar eles dentro de certo ângulo. A solução encontrada por Weinert *et alli* (2004) foi à utilização de um tubo apoiado por rolamentos, ou seja, o duto de condução do MQL não é afetado pela força centrífuga.

Fratila (2009) avaliou os efeitos do uso do MQL no fresamento de dentes de engrenagens através do processo que utiliza ferramentas do tipo caracol (*hobbing*). Os resultados apontam para um menor desgaste de flanco a favor do MQL, e um resultado sofrível para a usinagem a seco. O processo utilizando MQL, por sua vez, apresentou resultados de rugosidade acima do obtido com refrigeração abundante e no corte a seco. Lopez de Lacalle *et alli* (2006) realizaram uma investigação experimental e numérica dos efeitos do MQL em fresamentos de alta velocidade na liga de alumínio 5083-H112⁴. Os autores explicam que durante o processo de usinagem de metais dúcteis, uma considerável quantidade de calor é gerada, principalmente devido a elevada deformação plástica na zona primária de cisalhamento, e o atrito entre o cavaco e a face da ferramenta. Os resultados para o MQL foram melhores, pois a elevada velocidade de corte impede que sistemas convencionais atinjam a interface de corte. Os autores atentam novamente para o correto posicionamento do aplicador de MQL.

Rahman *et alli* (2002) avaliaram experimentalmente o efeito do MQL no fresamento do aço ferramenta ASSAB⁵ 718, equivalente ao AISI P20. Liao e Lin (2007) estudaram o mecanismo do MQL no fresamento de alta velocidade do aço ferramenta AISI P21, com dureza de 41 HRC, temperado. O MQL desempenha um papel importante na formação de uma camada protetiva na superfície recém-usinada, reduzindo a incidência do fenômeno da passivação, visto a afinidade que o material da ferramenta tem com essa superfície. Iqbal *et alli* (2008) estudaram os efeitos dos parâmetros de corte em MQL empregado no processo de usinagem de acabamento de fresamento duro do aço ferramenta AISI D2, utilizando fresas de topo esféricas. O autor, além de comparar o MQL com o processo a seco, também alterou o plano de inclinação da peça, para evitar a ocorrência de uma área sem rotação na fresa de

⁴ Conforme norma americana *Standard Aluminum Association*.

⁵ ASSAB é uma marca comercial. Ver <http://www.assab.com>.

topo. A aplicação de MQL trouxe resultados positivos ao processo, aumentando a vida da ferramenta.

Observa-se que a técnica da mínima quantidade de lubrificante vem atingindo cada vez mais todos os processos de usinagem, sendo necessários ajustes técnicos para a sua aplicação. Também é observado que fabricantes de máquinas e equipamentos, e principalmente fornecedores de lubrificantes, já dispõe de sistemas de MQL para uso industrial.

2.3A Têmpera por Indução e a Cementação Seguida de Têmpera

Tratamentos térmicos de superfície encontram importante aplicação em projetos mecânicos. Voort e Lucas (2009) lembram que estes tratamentos conferem boa resistência a fadiga, associado a um núcleo devidamente dúctil para inibir o crescimento de trincas que podem surgir na superfície. Mesmas classes de dureza de superfície, se aplicadas a aços de têmpera total, estariam expondo o produto a falhas precoces.

As amostras ensaiadas neste trabalho de pesquisa foram tratadas termicamente por dois processos: têmpera por indução seguida de revenimento e cementação gasosa seguida de beneficiamento (têmpera mais revenimento), e para ambos foram mantidas as mesmas classes de dureza. O fato de serem equivalentes, não significa que a vida da ferramenta, para as mesmas condições de corte, será análoga, conforme citado, por exemplo, em Poulachon *et alli* (2001), (2004) e König *et alli* (1984). Os autores concordam que somente a dureza de um material não é qualidade suficiente para avaliar condições de usinagem, outras variáveis devem ser consideradas. Poulachon *et alli* (2004) afirmam que materiais diferentes que passam por tratamentos térmicos distintos atingem as mesmas classes de dureza, mas podem ter comportamentos diferentes no momento da usinagem. A sua estrutura metalográfica e a presença de elementos de liga são exemplos de variáveis que devem ser previamente analisadas. A forma e o tipo de martensita também devem ser considerados.

O processo de cementação seguido de têmpera é um método de tratamento termoquímico amplamente utilizado na indústria, visto as excelentes propriedades mecânicas obtidas. O objetivo primário deste processo é assegurar uma dureza de

superfície, que se prolonga na direção radial da peça, até um valor de dureza mínimo. Este valor mínimo é determinado por normas específicas. Aliado a isto, obtém-se um núcleo suficientemente tenaz. Outro ponto importante é a regularidade desta camada endurecida, a qual independe da complexidade geométrica da peça, bastando somente que esteja garantido o maior contato possível com a atmosfera carbonetante.

Rakhit (2000) detalha que “cementação é um processo em que um metal ferroso austenitizado é trazido em contato com uma atmosfera com potencial de carbono suficiente para causar absorção deste carbono na superfície e, através da difusão, criar um gradiente de concentração entre essa superfície e o interior deste metal ferroso”. Adicionalmente, Chiaverini (2003) relata que “os aços a serem cementados devem possuir carbono baixo, de modo que, quando aquecidos a elevadas temperaturas (de austenização), na presença de um meio carbonetante, o carbono deste meio reage com o ferro presente no aço”.

A temperatura exerce grande influência no processo de cementação, devido ao comportamento exponencial que a difusão de carbono possui. Aumento na ordem de dezenas de graus Celsius provocam elevadas reduções de tempo, como por exemplo, o citado por Chiaverini (2003) “... para 1 hora de duração de processo, a 1090^o C, obtém-se espessura de camada cementada equivalente à que se obteria com o mínimo de 3 horas a 980^o C”.

Segundo Palaniradja *et alli* (2010) e Jones *et alli* (2010) o maior problema enfrentado pelos fornecedores de tratamento térmico, em especial a cementação, são as alterações geométricas e dimensionais que ocorrem em componentes tratados termicamente. Uma das mais importantes causas são as tensões internas, que ocorrem como consequência da contração do material durante o resfriamento. A outra causa importante se deve a transformação de fase, que ocorre devido à formação de martensita. No caso da cementação, o carbono difundido altera o volume da camada cementada, resultando em tensões residuais associadas com possíveis tensões próprias do material.

As distorções em peças tratadas termicamente são situações esperadas, e como tal devem ser corrigidas depois de sua execução. Essas distorções, segundo Jones *et alli* (2010) aparecem tanto da ocorrência da difusão do carbono dentro da superfície quanto das alterações da microestrutura devido ao tratamento térmico. Um segundo tipo de distorção é resultado da própria matéria-prima, a qual reage de forma diferente para cada tipo de tratamento térmico. Os fatores que influenciam

este comportamento são: quantidade de carbono local, impurezas, inclusões existentes, a presença de tensões residuais anteriores. Também fatores relacionados ao processo podem interferir, tais qual localização dentro do forno de tratamento térmico, uniformidade de aquecimento e resfriamento e taxas de resfriamento. Outro aspecto que pode ser determinante é o tamanho e o formato da peça. O processo de cementação pode ser realizado por processo gasoso, líquido (banho de sal), sólido (cementação em caixa), a vácuo e a plasma.

Concordante com o resultado de dureza de superfície, camada temperada e tenacidade de núcleo, mas diferente em relação ao processo de aquecimento, difusão e resfriamento; o tratamento térmico de têmpera por indução é também muito utilizado na indústria metal mecânica. Enquanto a cementação é considerada um processo termoquímico, a têmpera por indução é considerado um processo térmico. A cementação e a têmpera por indução são processos concorrentes, e vem se acirrando na fabricação de importantes itens, como por exemplo: engrenagens, pontas de eixo (*axle shafts*) e virabrequins (*crankshafts*). Brill e Schibisch (2015) citam que o processo de têmpera por indução apresenta vantagens importantes quando comparado ao da cementação: curto ciclo de processo, facilidade de integração em linha de produção de fluxo unitário, consumo de energia somente quando em carga, não utiliza combustíveis fósseis, baixa emissão de CO₂, espaço reduzido e baixa manutenção e menor valor de aquisição.

Um exemplo de migração entre os processos foi citado por Jones *et alli* (2010), os quais estudaram o comportamento de engrenagens cônicas utilizadas no sistema de movimentações de *flaps* de uma aeronave comercial, no intuito de substituir o processo de cementação pelo processo de têmpera por indução. O resultado mostra que “engrenagens tratadas por indução proporcionam menores níveis de distorção, menores que a cementação, mas sacrificaram algumas propriedades mecânicas. No caso das engrenagens ensaiadas, essas alterações são aceitáveis”. (Jones *et alli*, 2010). Townsend *et alli* (1995) realizaram testes de fadiga de contato com engrenagens fabricadas em aço SAE1552 tratadas por indução e compararam com engrenagens cementadas e temperadas, produzidas com aço SAE9310. O resultado encontrado foi uma vida em fadiga 70% maior para as engrenagens induzidas. Ingham e Parrish (2001) avaliaram o processo para engrenagens de grande porte, onde o tratamento térmico mais apropriado é a indução dente a dente, em óleo de têmpera submerso. O resultado encontrado foi uma resistência à fadiga de contato 20% maior para a têmpera por indução. Outro bom exemplo da substituição do tra-

tamento térmico de cementação seguida de têmpera pela têmpera por indução foram detalhados por Doyon *et alli* (2013) e Neuman e Pickett (2006). Os autores comprovaram as vantagens do processo indutivo na fabricação de virabrequins e pontas de eixo utilizadas em caminhões e veículos de passeio. As pontas de eixo são bons exemplos da substituição de um aço ligado, por um aço ao carbono. O material citado por Neumann e Pickett (2006) foi um SAE1045.

No processo de indução elétrica, um rápido aquecimento é alcançado através da indução eletromagnética, quando uma corrente de elevada frequência (tipicamente entre 3 kHz até 250 kHz) passa através de uma bobina que envolve a peça. A figura 10 ilustra o fenômeno.

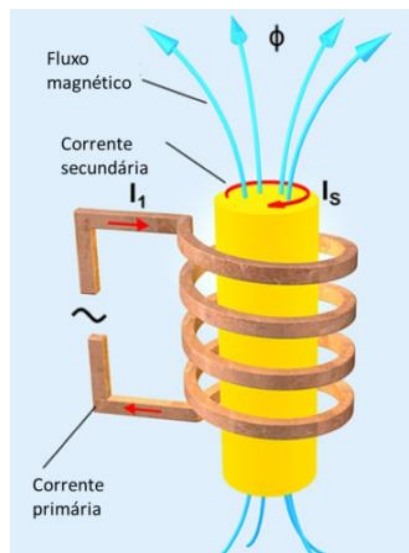


Figura 10 – Indução elétrica e seus componentes.
Adaptado de Brill e Schibisch (2015).

A corrente primária (I_1) induz, pelo fenômeno de variação do fluxo magnético, uma corrente secundária (I_s). O aquecimento da peça ocorre através do Efeito Joule, onde a potência dissipada é função da resistência elétrica da peça e do quadrado da corrente elétrica (I_s) induzida. Devido ao fenômeno chamado efeito *skin*, a profundidade da área tratada é inversamente proporcional à frequência utilizada. Por conseguinte, a profundidade da zona tratada termicamente depende da frequência da corrente e do tempo de exposição do campo magnético. A equação (1) define a profundidade de camada, a qual depende da resistividade do material da peça (ρ), da permeabilidade μ e μ_0 e da frequência.

$$d = \sqrt{\frac{\rho}{\pi \cdot \mu_0 \cdot \mu \cdot f}} \quad (1)$$

2.3.1 Martensita Maclada e Martensita Escorregada

Krauss (1997) relembra que a martensita, o objeto do resultado do tratamento térmico de têmpera, é completamente duro, mas também extremamente frágil. Esta fragilidade ocorre em função de um número de fatores que podem incluir: a distorção da estrutura cristalina causada pelos átomos de carbono encerrado na estrutura octaédrica da martensita, impurezas segregadas nos contornos de grão, formação de carbonetos durante a têmpera, e também tensão residual ocorrida no processo de resfriamento rápido. Esta mesma martensita varia de forma em função do material aplicado, e tem relação com sua composição química. No caso deste trabalho de pesquisa, dois materiais diferentes – SAE1045 e SAE8620, e dois processos distintos – cementação gasosa e indução elétrica - foram utilizados para um mesmo fim: dureza de superfície e camada equivalentes.

Para tanto, as faixas de dureza utilizadas foram ajustadas via revenimento, uma vez que o potencial de carbono utilizado para a cementação do material SAE8620 foi de 1,1%, e o percentual de carbono de um material SAE1045 é de 0,45%. As profundidades das camadas foram determinadas pelo tempo de cementação e temperatura no caso do material cementado e temperado, e pela frequência e potência de aquecimento para o material tratado termicamente por indução elétrica. Como existe uma diferença considerável na quantidade de carbono e nos elementos de liga, ocorre também uma diferença na formação de martensita. Krauss (1997) classifica a formação de martensita em três tipos: maclada (*plate martensite*), mista e escorregada (*lath martensite*). Para até 0,6% de peso de carbono, forma-se a martensita escorregada; entre 0,6% e 1% a martensita mista, e entre 1,1% e 1,4% a martensita maclada. Lee e Su (1996) descrevem que no caso de aço de baixo carbono, as unidades de martensita escorregada tem aparência de “ripas”, e são agrupadas dentro de feixes ou pacotes. Sua estrutura consiste de altas densidades de discordâncias arranjadas em células, e são superficialmente similares às desenvolvidas no ferro através de encruamento a frio. No caso de aços de elevado carbono, a martensita maclada tem a forma de placas, e seu arranjo consiste de traços de martensita muito delgados, com espaçamento em torno de 50 Å. A martensita em forma de placas é mais frágil do que a em forma de ripas. A figura 11 ilustra os dois tipos de estrutura.

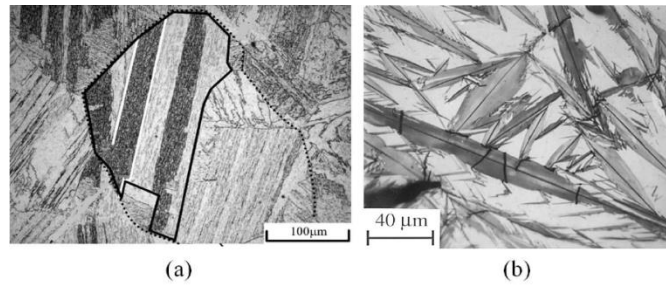


Figura 11 – Tipos de Martensita: (a) escorregada, (b) maclada. Fonte Krauss (1997).

3 MÉTRICAS PARA AVALIAÇÃO DE DESEMPENHO NO TORNEAMENTO DE PEÇAS ENDURECIDAS

Segundo Dhar *et alli* (2006), a usinabilidade de um determinado material é normalmente avaliada pelo padrão e tipo do cavaco, magnitude das forças de usinagem, precisão dimensional, integridade de superfície, taxa de desgaste de ferramenta e vida de ferramenta. Jawahir (2002) *apud* Byrne *et alli* (2003) interrelacionam estas variáveis, as quais chamam de Desempenho da Usinagem. A Figura 12 mostra essa relação. Os autores indicam através de um diagrama quais são as áreas de estudo que podem ser exploradas. As partes envolvidas são:



Figura 12 – Fatores para análise de desempenho de usinagem.

Adaptado de Jawahir *apud* Byrne *et alli* (2003).

3.1 Desgaste e Vida da Ferramenta no Torneamento de Aços Endurecidos

Conforme avaliado no capítulo 2, item 2.3.1, a condução da usinagem de materiais endurecidos deve acontecer com o ciclo de desgaste em regime gradual e se possível controlado, segundo descrevem Groover (2007) e Stahl e de Vos (2014). O

objetivo então é a observação dos desgastes na região do flanco e saída, respectivamente nomeados de desgaste de flanco e desgaste de cratera.

Os desgastes de flanco e da face em ferramentas de corte ocorrem em função da ocorrência de quatro mecanismos: difusão, oxidação, adesão e abrasão. A **difusão** é caracterizada pela transferência de átomos de um material para o outro, e é ativada e acelerada pela temperatura de corte. Segundo Pereira (2006), a **oxidação** “ocorre em altas temperaturas, quando o material da ferramenta de corte tem afinidade química com o oxigênio que está no ar ou na água contida no fluido de corte”. Essa condição propicia reações químicas que formam óxidos, os quais possuem baixa resistência ao desgaste. Stephenson e Agapiou (2006) descrevem que a **adesão** (*attrition*) ocorre quando partículas de material aderem ou se soldam na ferramenta, devido à fricção entre a ferramenta e a peça. Partes deste material também se soltam durante a usinagem causando atrito entre a ferramenta e a peça, causando danos à superfície. O fenômeno ocorre inicialmente sobre a face da ferramenta, e está relacionado normalmente com a usinagem de materiais dúcteis e com baixa condutividade térmica. A taxa de desgaste adesivo geralmente é lenta, mas quando ocorre de forma significativa, tende a formar o gume postiço. A adesão na usinagem de materiais endurecidos ocorre em estado adiantado de degradação.

O quarto tipo de ocorrência é a **abrasão**. Segundo Santos (2006), “a abrasão é uma das principais causas de desgaste das ferramentas de corte, sendo mais atuante no desgaste de flanco devido ao atrito entre a superfície de folga da ferramenta e a peça”; embora também atue na face da ferramenta. A abrasão ocorre devido às elevadas temperaturas durante a usinagem, as quais ocasionam a redução da dureza da ferramenta. Quando isso acontece, a ferramenta não suporta o atrito com diversos tipos de partículas duras encontradas no material usinado, como por exemplo: carbonetos, alumina, silicatos, entre outros. A abrasão é reduzida quando se aplicam ferramentas de elevada dureza a quente, tal qual são as ferramentas de PCBN; ou é minimizada quando se aplica um lubrificante na zona de contato. Huang e Dawson (2005) afirmam que a abrasão é o mecanismo de desgaste mais proeminente na usinagem de materiais endurecidos com PCBN.

Smith (1989) relembra que o desgaste abrasivo é o mais comum dentre os existentes. O material a ser cortado pode ser muito macio, mas ainda pode haver precipitados ou inclusões duras presentes dentro da estrutura, resultado de tratamento térmico e de processos de fabricação respectivamente. A natureza, forma e tamanho das inclusões duras irão afetar como eles irão atritar na superfície da fer-

ramenta: aqueles com gumes angulares e aguçados são muito mais efetivos na ação de desgaste do que inclusões esferoidais ou planas. As inclusões angulares produzem um efeito de “micro usinagem”, enquanto que tipos mais esferoidais tem a tendência de deformar plasticamente a superfície, com uma ação de sulcamento. Exemplificando, o tratamento térmico de coalescimento tem esta função, o qual resulta, segundo Rocha (2001), em melhor usinabilidade, ductibilidade, conformabilidade e adequação do material para tratamentos térmicos posteriores. A técnica é bem utilizada em aços destinados à fabricação de ferramentas. Uma ação abrasiva sobre o material da ferramenta tende, a princípio, a produzir uma superfície plana, conforme descrevem Smith (1989) e Kishawy e Elbestawi (1998). O desgaste de entalhe, normalmente associado ao flanco da ferramenta, é em particular o resultado de qualquer superfície usinada que tenha sido encruada ou endurecida por passes anteriores, ou tenha sofrido o efeito da oxidação na altura da profundidade de corte.

Falando especificamente de ferramentas de PCBN e torneamento duro, os mecanismos de desgaste são também influenciados pelo teor de concentração do nitrato de boro cúbico no substrato, o material da peça, a estabilidade química e o tipo do aglutinante. De uma forma generalizada, levando em conta os vários tipos de materiais que podem ser usinados em diferentes condições de fabricação, os quatro mecanismos de desgaste podem coexistir. Um pode ser mais expressivo que outro, dependendo das condições e configurações de corte, e principalmente da temperatura.

Os mecanismos de abrasão, difusão e oxidação, são os mais importantes em ferramentas de PCBN aplicadas em usinagem de aços carbono e aços de baixa liga endurecidos, por estarem diretamente relacionados com a temperatura na zona de corte. Para estes casos, a adesão (*attrition*) não ocorre em condições normais de vida de uma ferramenta de PCBN. A sua ocorrência pode ser observada, mas está relacionada a estágio avançado de desgaste, onde as manutenções de tolerância e rugosidade já se perderam. A Figura 13 ilustra a ocorrência dos fenômenos, e os relaciona com a temperatura e o tipo de desgaste.

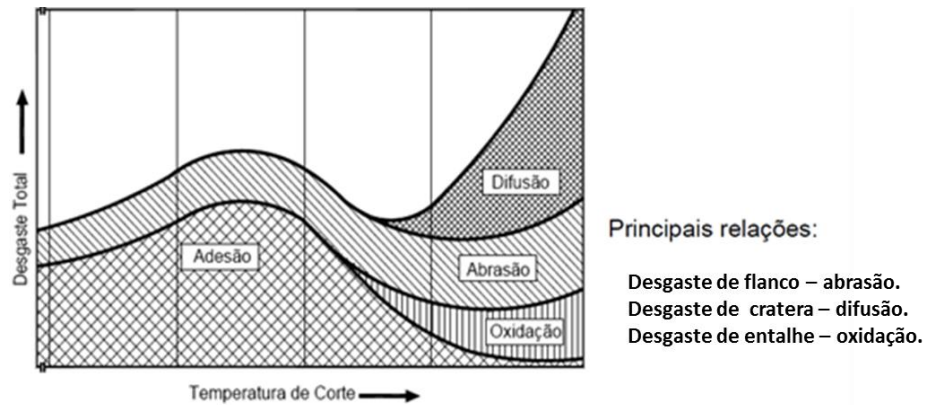


Figura 13 – Diagrama de distribuição dos mecanismos de desgaste das ferramentas de corte.

Fonte Vieregge *apud* Machado e Silva (2004).

3.1.1 Craterização, Desgaste de Flanco e Desgaste de Entalhe

A **craterização** é causada por interações físicas, químicas e/ou termomecânicas entre a face da ferramenta e o cavaco. O **desgaste de flanco** ocorre devido à fricção do flanco da ferramenta contra a peça.

O **desgaste de entalhe** é considerado um tipo particular de desgaste, que apesar de coexistir com a degradação do flanco, não é considerado um mecanismo, Machado e Silva (2004). Os autores também lembram que o desgaste de entalhe ainda necessita de um consenso na comunidade científica, sendo que já foram enumeradas nove causas para a sua ocorrência. Maiores detalhamentos sobre o entalhe serão apresentados a seguir.

Stahl e de Vos (2014), descrevem que o entalhe ocorre inicialmente sobre o flanco da ferramenta, normalmente na área em que o contato entre o cavaco e a ferramenta termina. A ocorrência do entalhe e da craterização permite uma clara observação da área de ação do cavaco. O oxigênio presente no ar ganha acesso em uma parte da superfície da ferramenta que foi aquecida à elevada temperatura. Isto resulta em oxidação da ferramenta neste ponto, a qual resulta em redução de resistência ao desgaste. Outro fator que pode causar o entalhe é o encruamento da superfície da peça, assim como a existência de resíduos na superfície provenientes de fundição e forjamento.

Trent e Wright (2000) adicionam que o desgaste de entalhe também ocorre na face da ferramenta, em pontos onde a condição de deslizamento envolve a abrasão

e *attrition*. Geralmente ocorre em regiões onde a condição de deslizamento do cavaco não é constante, e envolve o fenômeno abrasivo. Os autores reassumem que é fortemente influenciado pela atmosfera no entorno da zona de corte, principalmente devido à quantidade de oxigênio.

Hodgson e Trendler (1990), Kishawi e Elbestawy (1998), Kaynak *et alli* (2013), relatam o desgaste de entalhe relacionando-o com o fenômeno do serramento do cavaco, justamente na área com elevada ação da oxidação, o qual ocorre na altura da profundidade de corte. Machado e Silva (2004) citam Richards e Aspinwall (1989) para explicar o fenômeno. Estes autores por sua vez, conferem a Shaw *et alli* (1966) a teoria que prevalece sobre a sua ocorrência: segundo estes pesquisadores, o entalhe na forma de “V” é formado pelas rebarbas produzidas nas arestas laterais do cavaco, envolvendo outros mecanismos, incluindo a aderência e arrancamento. Kaynak *et alli* (2013) declaram que as laterais do cavaco sofrem ciclos distintos de elevada deformação, criando regiões extremamente endurecidas, parecidas com serrilhas. As ações desta região do cavaco, na altura da profundidade de corte, ativam o desgaste de entalhe.

Dhar *et alli* (2007) descrevem claramente a ocorrência do desgaste de entalhe em dois pontos da ferramenta. Afirmam que o entalhe no gume principal ocorre principalmente devido a oxidação e desgaste químico onde, o gradiente de tensão termomecânica é muito elevado. Já o desgaste de entalhe no gume secundário desenvolve-se principalmente devido à sua interação com a superfície da peça, e o mecanismo deste desgaste é abrasivo. A região pode ter um valor de dureza elevado devido ao encruamento de passes anteriores, ou ter sido tratada termicamente. Para um melhor entendimento do fenômeno, visto que o evento do entalhe se mostra em dois pontos da ferramenta, o desgaste de entalhe que ocorre com a ação de oxidação foi nomeado de entalhe secundário, e o desgaste de entalhe que ocorre devido à camada endurecida foi chamado entalhe primário.

Os mecanismos que causam o **desgaste de flanco** e **cratera** podem ser minimizados com a redução da temperatura na zona de corte, com a elevação da dureza a quente da ferramenta e com redução do atrito entre a ferramenta e a peça. De forma simplificada: o desgaste de flanco ocorre entre a peça usinada e a ferramenta, enquanto que o de cratera envolve o cavaco gerado e a ferramenta. A aplicação de um meio lubrificante eficaz, com baixa capacidade de remoção de calor como o MQL, traz condições favoráveis ao processo, conforme esclarecem Chinchankar e Choudhury (2014).

Lahiff *et alli* (2007) corroboram com o descrito anteriormente, afirmando que o desgaste de ferramentas de CBN devem ser discutidos em termos de desgaste de flanco e cratera. O desgaste de flanco tem influência direta sobre a superfície acabada, a precisão dimensional da peça usinada e formação de camada branca. O desgaste de cratera tem forte preponderância sobre a confiabilidade do processo uma vez que pode levar a uma falha instantânea, através do lascamento ou fratura do gume da ferramenta. A evolução do desgaste de cratera altera o ângulo de saída da ferramenta: quando em progresso, o ângulo de saída efetivo se tornará “menos negativo”, alterando o mecanismo de geração de cavaco e as dimensões da força de corte. O aumento da cratera causa importante alteração na microgeometria da ferramenta, um monitoramento desta ocorrência evita falhas maiores (motivada por falha catastrófica), principalmente com a observação do tipo de cavaco gerado.

Poulachon *et alli* (2004) alertam sobre o efeito da microestrutura dos aços endurecidos sobre o desgaste de flanco e cratera: o desgaste não pode ser definido somente pela dureza na superfície, mas sim pelo tipo de material. Aços ligados distintos apresentam diferentes formações de carbonetos e tipos de martensita. Uma vez que aços temperados normalmente possuem partículas extremamente duras de carbonetos, com dureza acima de 800HV, o desgaste abrasivo tem sido normalmente reportado como o principal mecanismo no torneamento duro. Dependendo da composição do aço, diferentes carbonetos são encontrados, como por exemplo, carbonetos de cromo no aço temperado AISI52100, e carbonetos de molibdênio e carbonetos de vanádio na maioria dos aços ferramenta, (Huang e Dawson, 2005).

As variações dimensionais, desvios de forma e a integridade de superfície no torneamento duro tem relação direta com o fenômeno do desgaste da ferramenta. Segundo Stahl e de Vos (2014) trata-se de uma perda natural de material ao longo do flanco e da face da ferramenta. Sua evolução é critério importante para avaliar o desempenho de um sistema de usinagem. A progressão do desgaste, mesmo que o processo esteja mantendo as tolerâncias dimensionais e valores de rugosidade dentro de uma especificação prévia, irá influenciar na geração de camada branca, conforme explanado por Bartarya e Choudhury (2012). A camada branca é considerada como um dos principais fatores de risco no torneamento de peças endurecidas, (Astakhov, 2011).

3.1.2 Microgeometria do Gume

Para Byrne *et alli* (2003) aumentos substanciais de desempenho podem ser alcançados através de sensíveis manipulações no gume de corte das ferramentas de geometria definida, aplicadas no torneamento duro. A Figura 14 demonstra graficamente a relação entre o gume formado pela face da ferramenta (*rake face*) e o flanco (*flank face*). O chanframento, raio, ou raio mais chanframento (r_β), conforme Figura 14, têm grande influência na força de corte e, por conseguinte na evolução do desgaste. O chanframento ou arredondamento inicialmente foi proposto para aumentar a resistência do gume da ferramenta, mas se transformou em importante elemento de estudo na usinagem dura com ferramentas de geometria definida.

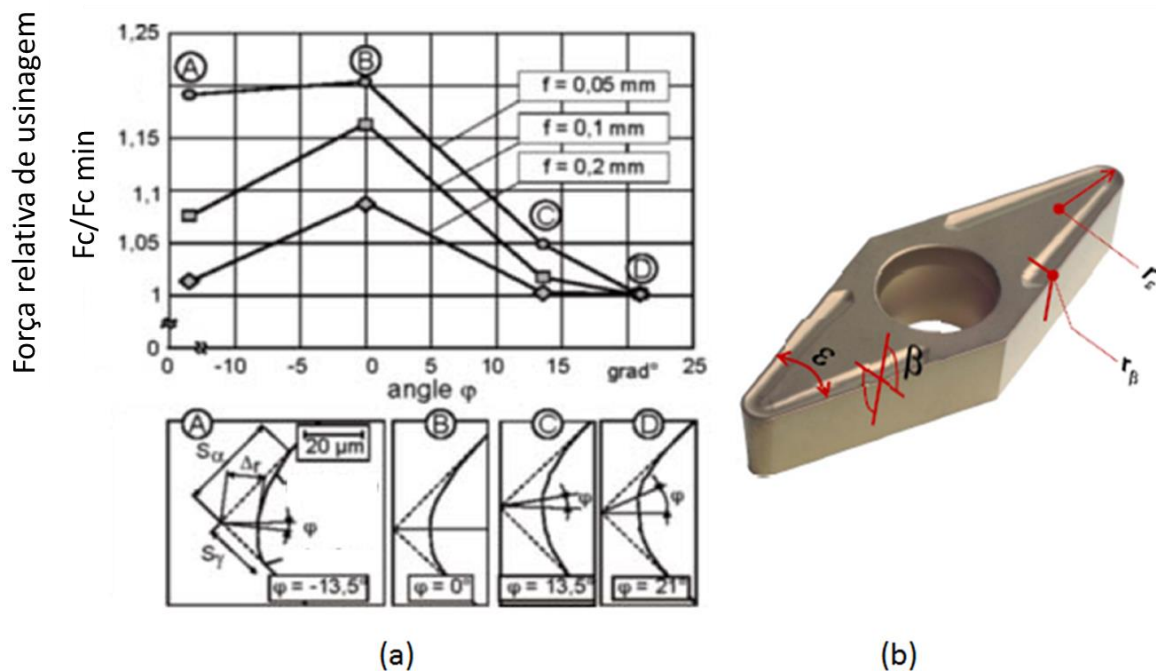


Figura 14 – (a) Influência do chanfro do gume nas forças de usinagem. Byrne *et alli* (2003). (b) Localização do raio r_β . Fonte Stahl e de Vos (2014).

A Figura 14 demonstra que a menor força de corte é obtida, para uma mesma velocidade de corte e diferentes avanços, quando o ângulo ϕ é igual a 21° . O ângulo ϕ representa a alteração da posição do início e fim do raio r_β , que é o raio entre a face e a saída da ferramenta. S_α e S_γ representam os deslocamentos na direção da saída e do flanco da ferramenta respectivamente. Se S_α é maior S_γ dá-se a forma “queda d’água”, se S_α é menor que S_γ , a forma é chamada de “trompete”, conforme

citado por Bartarya e Choudhury (2012), Byrne *et alli* (2003), Grzesik (2011) e Rodriguez (2009). O gume sofre alterações durante o processo de desgaste, modificando o ângulo de forma importante. Esta alteração acompanha a vida da ferramenta, até o decreto do seu fim.

Karpat e Ozel (2007) também concordam que a geometria do gume (chamada por eles como microgeometria) de uma ferramenta tem grande influência sobre o processo de torneamento duro. Os autores ensaiaram alterações nesta microgeometria (ver Figura 15), combinando a inclusão de raio e de chanfro. Os autores concluíram que a alteração no gume além de elevar a resistência da ferramenta, altera de forma significativa a composição das forças envolvidas. A Figura 15 também ilustra a importância do tipo da microgeometria utilizada (chanfro ou raio), bem como os parâmetros de corte sobre o desgaste de flanco.

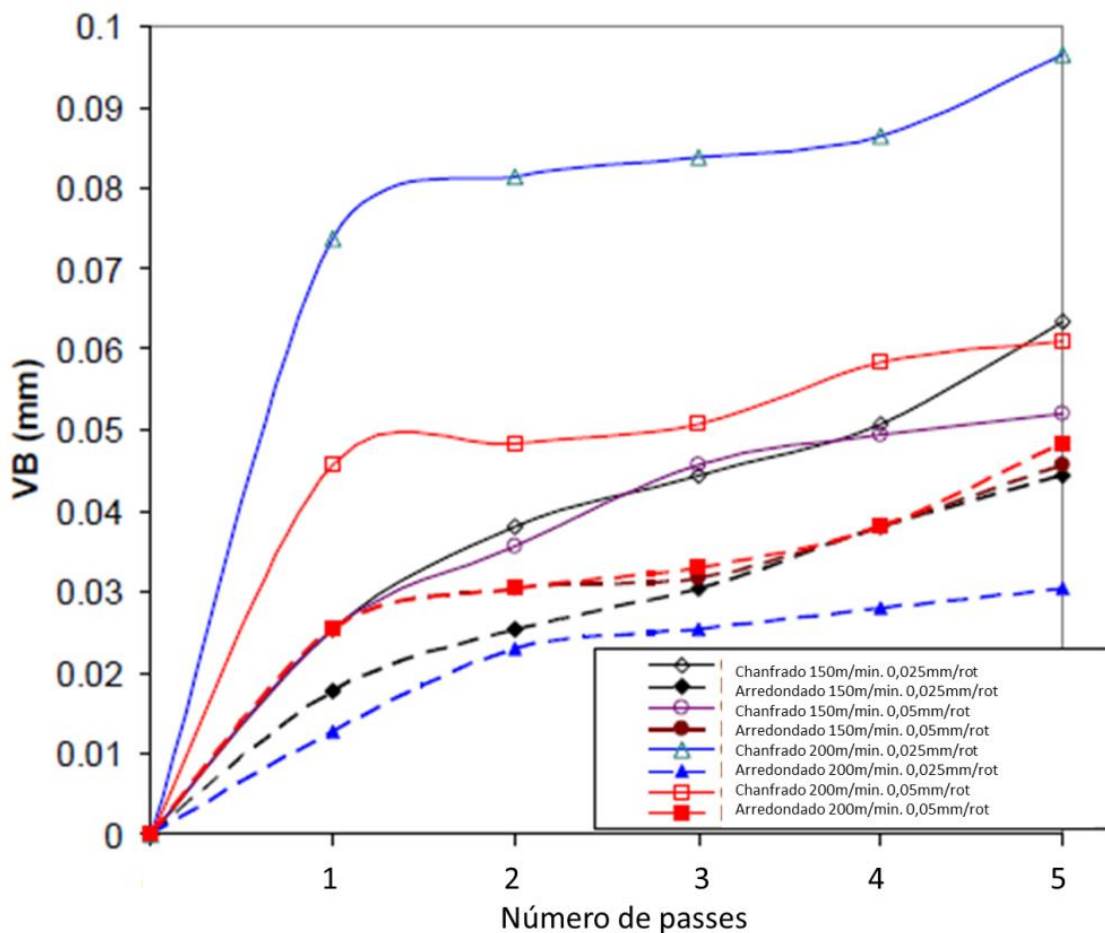


Figura 15 – Desgaste de flanco em função do número de passes para diferentes geometrias, avanços e velocidades de corte. Fonte Karpat e Ozel (2007).

3.1.3 Espessura Mínima de Cavaco

Duas singularidades devem ser observadas na prática do torneamento de peças endurecidas, as quais criam condições adversas se comparadas com a usinagem convencional de aços normalizados. A primeira delas é que todo o fenômeno de corte, devido às pequenas profundidades de corte, ocorre no flanco secundário da ferramenta, em uma região próxima ao raio de quina. Outro ponto importante é que toda a extensão do gume da ferramenta é chanfrada, chanfrado-arredondado ou arredondado. Esta providência é necessária à elevação da resistência do gume, somada à pequena profundidade de corte, potencializa a ocorrência do fenômeno da mínima espessura de cavaco.

Grzesik (2008) afirma que quando pequenas profundidades de corte (0,05 mm – 0,3 mm) e taxas de avanço (0,05 mm/rot – 0,2 mm/rot) são usadas, parte do material a ser usinado cisalha normalmente, formando o cavaco. Outra parte, por ser inferior a espessura mínima de cavaco, sofre o processo de esmagamento. Kanufermann (2003) e Oliveira (2012), explicam que, se a espessura de cavaco não deformado é muito pequena em relação ao raio do gume (r_β), a ferramenta de corte não irá remover o cavaco da superfície da peça. Ao invés disso, a ferramenta irá deslizar sobre a sua superfície, enquanto ambos: a peça e a ferramenta deformam para permitir que o material da peça passe embaixo da ferramenta. O material pode sofrer deformações elásticas e plásticas, das quais somente as elásticas se reconstituem, após serem atingidas pela ferramenta de corte.

Oliveira (2012) ressalta que quando a espessura do cavaco não deformado é menor que h_{\min} (Figura 16) ocorre apenas à deformação e não há remoção de material. À medida que a espessura de cavaco não deformado se aproxima do valor h_{\min} , pequenos cavacos são formados a partir do cisalhamento de parte do material e na porção restante do material ainda há uma parcela da deformação ocorrendo. Finalmente, quando a espessura do cavaco não deformado é maior que h_{\min} o material é totalmente transformado em cavaco. O material encruado ou elasticamente deformado inicia um novo ciclo de desgaste abrasivo na região posterior ao entalhe secundário.

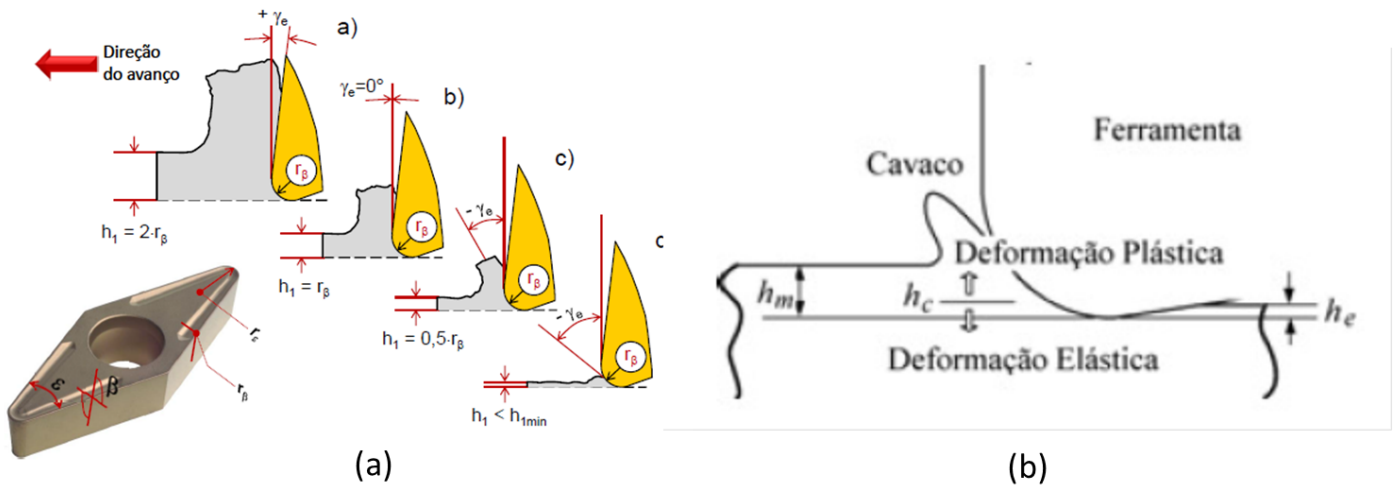


Figura 16 – (a) Relação entre o raio do gume e a espessura mínima – Fonte Stahl e de Vos (2014), (b) campos de deformação – Fonte Rodrigues *et alli* (2015).

3.2 Morfologia do Cavaco

Segundo Grzesik (2011), na usinagem de aços endurecidos cavacos do tipo dente de serra são proeminentemente produzidos. Suas dimensões têm relação direta com a dureza do material usinado, e expressam um ciclo de cisalhamento e deformação plástica.

Tonshoff *et alli* (2000) declaram que a observação do tipo de cavaco gerado no torneamento duro denuncia a ocorrência de deformação plástica, mas se um ensaio de tensão deformação for realizado no material da peça, o resultado será linear, não demonstrando comportamento plástico, uma vez que a estrutura é frágil. A questão principal é como e porque a necessária deformação plástica durante a formação do cavaco é atingida. O autor explica que a elevada energia mecânica requerida para a usinagem se transforma em energia térmica, promovendo o amolecimento do material. Conforme declaram Preger e Vieregge *apud* Fleischer *et alli* (2007), esta temperatura supera os 900°C .

Konig *et alli* (1993) relata que devido ao ângulo de saída negativo, elevadas forças compressivas são criadas tanto no gume como na peça. Como resultado o material é levado ao trincamento seguido de plastificação, e então os cavacos são formados. Devido à fragilidade do material, a elevada força compressiva inicialmente lidera não o escoamento do material, mas a formação de uma trinca. Esta trinca libe-

ra a energia acumulada e então atua como uma superfície deslizante para uma seção do material, permitindo esta parte ser arrancada desta superfície que foi fraturada. Ciclicamente, trincamento, deformação plástica e aquecimento do material ocorrem na ponta da ferramenta. Uma vez que o cavaco já deixou a zona de corte, nova pressão de corte resulta na formação de uma nova trinca e um novo segmento de cavaco. A elevação de temperatura necessária para a plastificação da pequena seção de cavaco é fornecida pelo aquecimento criado pelo processo de corte. As partes individuais do cavaco são ligadas pela pequena proporção do material que é deformada plasticamente e aquecida a uma elevada temperatura. Então, um cavaco contínuo é formado, König *et alli* (1993).

De forma análoga, Poulachon e Moisan *apud* Farias (2009) explicam que este mecanismo se dá pela liberação de energia armazenada no material endurecido, após a ocorrência da fissura a partir da superfície da peça. Segue-se a deformação plástica do cavaco e seu respectivo deslizamento gerando calor e aquecendo a zona de contato metal ferramenta. Assim que esta quantidade de material for removida, o processo se repete e um cavaco de perfil serrilhado se forma. O número (1) na figura 17 (a) indica o início do trincamento, Φ_R é o ângulo de cisalhamento, γ_0 é o ângulo de chanframento da quina e V_{CH} é a velocidade do cavaco. “I” e “II” indicam o início e o fim da região que formará o cavaco. As letras (b) e (c) da figura 17 ilustram a continuidade do ciclo, com a deformação plástica e o trincamento.

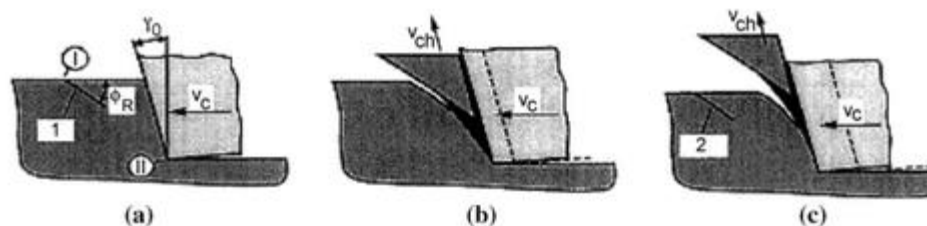


Figura 17 – Formação de cavaco serrilhado (dente de serra). Fonte Grzesik (2011).

3.3 Forças de Usinagem

As forças de usinagem fornecem um bom entendimento do processo de torneamento duro, visto que elas se relacionam diretamente com as variáveis de corte, dureza do material e com as condições das ferramentas durante a usinagem. A alte-

ração de seus valores, dentro de escalas crescentes de tempo, indica que existe um desgaste em progresso, sinaliza a importância de alterações geométrica e microgeométricas da ferramenta, a influência ou não de um meio lubri-refrigerante e a influência dos parâmetros de corte aplicados no processo. Outro diferencial é que a medição de forças de usinagem dura apresenta um comportamento oscilatório, função direta do mecanismo de formação de cavaco, conforme mostrado por Stahl e de Vos (2014). Esta oscilação está relacionada com o cavaco tipo dente de serra, produzido durante a usinagem de aços endurecidos. Cavacos contínuos, produzidos em usinagem mole, apresentam comportamentos mais estáveis na medição de esforços de corte.

Lalwani *et alli* (2008) deduzem que o torneamento de superfícies endurecidas difere do torneamento convencional de materiais macios de diferentes formas. Pelo fato do material ser endurecido, as forças de usinagem são maiores que no torneamento convencional, quando mantidas as mesmas profundidades e demais parâmetros de corte. Nestas condições, as forças de usinagem são de 1,5 a 2 vezes maiores, se comparadas ao material normalizado. Galoppi *et alli* (2006) acrescentam que essa elevação de esforços de corte se deve também “ao acentuado ângulo de saída negativo (devido ao chanframento e/ou arredondamento do gume de corte)”, comum e necessário em ferramentas utilizadas para usinagem de materiais endurecidos. A influência da forma do gume foi analisada no item 3.1.2, deste capítulo.

Lima (2002) lembra que apesar de ter um acréscimo, para aplicações práticas, as forças de usinagem não tomam dimensões impróprias. Isto porque as profundidades utilizadas e valores de avanço são deliberadamente reduzidos. A deformação plástica do cavaco é relativamente pequena, assim como a área de contato deste cavaco com a ferramenta. Além disso, Bruni *et alli* (2008) acrescentam que na usinagem de materiais endurecidos, a elevada temperatura desenvolvida durante o corte, aliada as reduzidas taxas de avanço e profundidades de corte levam a redução dos esforços de corte e conseqüentemente, redução na vibração da peça e na ferramenta. A força passiva – o componente perpendicular à velocidade de corte – é um múltiplo da força principal de corte, enquanto que no torneamento tradicional ela é apenas uma fração deste valor. Para usinagem de ligas de baixa dureza, a força preponderante é a força de corte.

Abrão *et alli* (2011) alertam que a desvantagem do efeito da elevada força passiva deve ser compensada através do aumento da rigidez do sistema; por isso todo o arranjo de fixação da peça, dispositivos, dimensões e geometria de porta fer-

ramentas, devem ser reavaliados quando se procura usinar materiais endurecidos. Kundrak *et alli* (2008) observam que além de ser maior que no torneamento convencional, as forças de usinagem de materiais endurecidos também são maiores que na retificação.

Matsumoto *et alli* (1987) pautam as forças de usinagem em relação à dureza do material. As forças relacionadas com a usinagem de materiais macios são relativamente elevadas e decrescem com a majoração da dureza. Quando a dureza excede 45 HRC, e o cavaco segmentado aparece, as forças repentinamente se elevam, conforme indica a Figura 18. Grzesik (2011) lembra que este valor é geralmente referenciado como o valor limite de usinagem de peças endurecidas.

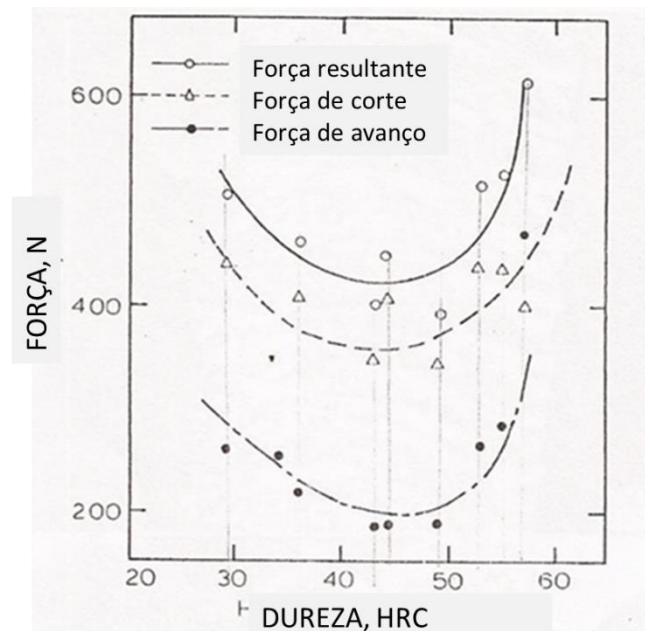


Figura 18 – Forças de usinagem em relação à dureza. Matsumoto *et alli* (1987).

3.4 Integridade de Superfície

Dogra *et alli* (2011) afirmam que um rigoroso controle sobre a qualidade da superfície usinada e também da região subsuperficial durante o torneamento de peças endurecidas é a mais importante consideração a ser feita, além da ponderação da vida da ferramenta. A qualidade da superfície usinada é referenciada com a sua topografia, normalmente avaliada por meio da rugosidade. A qualidade subsuperficial é relacionada com alterações metalográficas, provocadas pela temperatura e car-

regamento mecânico, observada pela ocorrência da camada branca e com consequente alteração de tensões residuais. Abrão (2011) *et alli* reafirmam que, devido ao fato de que na maioria das vezes a usinagem de peças endurecidas é uma alternativa para a retificação, os requisitos relativos a rugosidade (irregularidades microgeométricas), desvios geométricos e dimensionais (irregularidades macrogeométricas) e alterações na superfície (alterações metalúrgicas, trincas e tensão residual) são muito rigorosos. Oliveira *et alli* (2009) relembram que a integridade da superfície tem forte influência sobre o funcionamento mecânico de componentes usinados, bem como sobre sua resistência à fadiga. Tratando-se de usinagem dura, estes aspectos se potencializam, pois sempre estarão relacionados a aplicações críticas do produto. A questão de integridade de superfície, segundo Abrão *et alli* (2011) pode ser dividida em rugosidade e alterações microestruturais.

3.4.1 Rugosidade

Segundo Rech e Moisan (2002), para explicar e prever a rugosidade, investigações devem ser conduzidas para determinar o efeito de três parâmetros: taxa de avanço, velocidade de corte e desgaste de flanco. A topografia usual de uma superfície endurecida usinada consiste em sulcos longos e retos na direção paralela a velocidade de corte. Os sulcos são causados na maioria das vezes pelo desgaste abrasivo que surgem na ferramenta. Esta topografia é decisiva, barrando o torneamento duro para alguns tipos de aplicação. Os autores recomendam o uso de um avanço típico entre 0,05 mm/rot e 0,10 mm/rot, para a obtenção de valores de rugosidade inferiores a 0,2 μm , medidos em R_a . Também citam que o processo de torneamento duro possui algumas restrições, especialmente devido à topografia em hélice gerada, coisa que não existe no processo de retificação, e também a ocorrência do escoamento lateral (*side flow effect*). O escoamento lateral foi observado com baixos avanços ou com ferramentas desgastadas.

Thiele e Melkote (1999) definem o escoamento lateral como um deslocamento do material da peça na direção oposta à direção do avanço, de tal modo que formam rebarbas sobre as marcas naturais de avanço. Percebe-se então que a rugosidade em usinagem dura está fortemente relacionada com a evolução do desgaste de flanco e taxa de avanço, e não com o raio da ferramenta. A regra de cálculo tradicional

que relaciona estas duas variáveis, se aplica somente para os momentos iniciais da ferramenta, conforme descrito a seguir, no item 4.4.

Pavel e Marinescu (2005) revelam que a análise topográfica da superfície usinada, ao invés de medição simples de rugosidade, fornece um bom entendimento sobre a influência do desgaste de flanco sobre a rugosidade. Para uma ferramenta nova, o traço clássico de uma ferramenta de torneamento similar a uma rosca muito fina, é observado sobre a superfície da peça. Com a evolução do desgaste de flanco, ocorre que os picos desta superfície tendem a crescer, enquanto que os vales ficam achatados e mostram pequenas irregularidades. O significativo crescimento dos picos sobre a superfície é devido ao crescimento do desgaste de entalhe, gerando dimensões bem mais expressivas do que as marcas de abrasão geradas pela peça endurecida. Dhar *et alli* (2007) relatam que o desgaste de flanco (neste caso referenciado o gume secundário), e principalmente sua topografia, tem influência decisiva na rugosidade e na precisão dimensional. Elevadas taxas de desgaste, e principalmente irregularidades, levam a um produto com acabamento final sofrível e imprecisão dimensional. A ocorrência de desgaste de entalhe leva a uma topografia irregular, alterando de forma significativa os valores de rugosidade, conforme declaram Matsuda *et alli* (2015).

Abrão *et alli* (1995) apud Abrão *et alli* (2011) relatam a influência de ferramentas de elevada dureza a quente (PCBN com alto e baixo teor, cerâmicas de alumina mista, cerâmicas de alumina reforçada com whiskers, e cerâmicos a base de nitreto de silício) na rugosidade de superfície, através de ensaios de usinagem no material AISI H13 e SAE 52100. Os resultados mostram desempenho superior para as ferramentas de PCBN de baixo teor e as cerâmicas mistas. Ferramentas de baixo teor de CBN foram utilizadas na experimentação prática deste trabalho.

3.4.2 Alterações Microestruturais – Camada Branca e Tensão Residual

Apesar da motivação preconizada pela utilização do torneamento duro em substituição à retificação, a questão da integridade da subsuperfície surge como elemento questionador quando a sua aplicação é proposta em ambientes industriais. Um ponto de extrema importância em relação a esta integridade é a ocorrência da camada branca.

O torneamento de aços endurecidos provoca uma nova transformação de fase na superfície da peça, conhecida como camada branca. Segundo Griffiths (1987) *apud* Hosseini *et alli* (2014), Delijaicov e Aguiar (2008), Guo e Sahni (2004), Rech e Moisan (2003), Matsumoto *et alli* (1987), Harrison (2004) e Bartarya e Choudhury (2012) são três as etapas associadas com a sua formação durante o torneamento duro: inicialmente a ocorrência de escoamento plástico produzindo uma estrutura homogênea, com uma granulometria muito refinada. Após isto, a energia utilizada para este escoamento se transforma em grande parte em calor. Segue então um resfriamento, em função da própria peça a ser usinada ou devido à aplicação de um meio resfriador externo.

Abrão *et alli* (2011) resumem afirmando que alterações microestruturais nos aços podem ocorrer tanto mecanicamente ou termicamente induzidas. No caso de aços temperáveis, se a temperatura da peça excede a temperatura de austenitização durante a usinagem (devido ao atrito e a deformação plástica), a austenita será formada. A retêmpera ocorre através da massa fria da peça usinada.

Konig *et alli* (1993) e Hosseini *et alli* (2014) definem, então, que esta transformação de fase é evidenciada pelo surgimento de uma fina camada branca, que quando devidamente atacada revela ser uma estrutura martensítica. Guo e Sahni (2004), Delijaicov e Aguiar (2008) demonstram que, como consequência do aquecimento, pode surgir também uma camada negra de re-revenido, com dureza mais baixa em estado de tração, devido ao duplo revenimento sofrido na camada subsuperficial. Para Dawson e Kurfess (2001), a falta de um estudo mais apropriado do tema ainda leva a alguns fabricantes a terem algumas dúvidas em relação à aplicação do processo de torneamento de peças endurecidas.

Choi (2010) relembra que o torneamento duro resulta em uma maior tensão residual compressiva na superfície se comparada à retificação, e que a grandeza desta tensão tem correlação com a geração da camada branca, a qual está relacionada com a profundidade de corte, taxas de avanço e condições da ferramenta de corte. O autor realizou ensaios específicos em pistas de rolamento, concluindo que o torneamento duro, por conta da geração desta camada, permite melhores resultados no aumento de vida em fadiga; quando comparado a peças retificadas. Da mesma forma Costa (2007) direcionou seus trabalhos analisando a formação da camada branca durante a usinagem do aço SAE 52100, temperado e revenido, em função de parâmetros de corte. Para o autor, quanto maior é o avanço, maior é a sua ocorrência, o mesmo observado por Bartarya e Choudhury (2012). O trabalho de Costa

(2007) é suficientemente conclusivo uma vez que utilizou um material de elevada temperabilidade, facilitando a sua percepção e a sua relação entre os dados de corte, deformações plásticas e a consequente elevação da temperatura na zona de corte.

Rech e Moisan (2003) realizaram ensaios em engrenagens cementadas e temperadas, fabricadas em aço DIN 27MnCr5, com posterior medição de tensão residual. Os autores comprovaram o fenômeno, observando que quando a temperatura no ponto de corte atinge a temperatura de austenitização, uma nova quantidade de martensita é produzida, devido à fricção entre a ferramenta e a peça. Tal fenômeno leva a geração de tensões residuais compressivas próximas à superfície na ordem de - 250 MPa para uma ferramenta nova com velocidade de corte de 100 m/min. Abaixo da superfície, a tensão decresce para - 800 MPa, para uma distância de 0,07mm, e então cresce para um nível de - 400 MPa quando atinge a região não transformada pelo tratamento térmico. Este perfil é particularmente interessante quando requisitos de resistência à fadiga são considerados. A Figura 19 ilustra a distribuição de tensão residual gerada por camada branca, identificado por Rech e Moisan (2003).

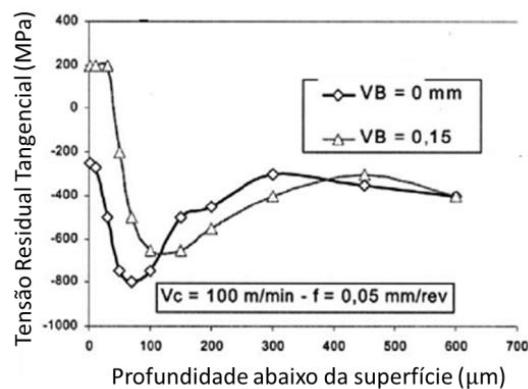


Figura 19 – Distribuição de tensões residuais em aço cementado. Adaptado de Rech e Moisan (2003).

As camadas brancas são decorrentes então da elevada energia de fricção e aquecimento, geradas pelas elevadas velocidades de corte utilizadas no torneamento duro, e também tem forte influência com o desgaste da ferramenta, uma vez que quanto mais elevado for, maior será a geração de calor pelo atrito. A formação da camada branca é um processo ativado termicamente envolvendo transformação de fase do aço, relacionado com a deformação plástica.

As tensões residuais de compressão em camadas subsuperficiais, geradas pela formação da camada branca, aumentam a resistência à fadiga do material. Engrenagens, rolamentos, componentes de moldes de injeção e ferramentas de estampagem são aplicações que se beneficiam com esta transformação. Delijaicov e Aguiar (2008) reafirmam tal posição, mencionando que "... tensões residuais de compressão são introduzidas nas camadas superficiais e subsuperficiais. Com isso, a resistência à fadiga aumenta...". Farias (2009) descreve que "a resistência à fadiga das ligas metálicas é fortemente dependente do estado de tensões residuais induzida nas camadas subsuperficiais, estando bem estabelecido que estas tensões tenham efeitos benéficos na vida em fadiga e na corrosão sob tensão". Estes estados de tensão inibem a nucleação e a propagação de trincas.

Por outro lado, tensões trativas podem se somar às tensões de trabalho e provocar a ruptura prematura do componente. De forma similar afirma Soares (1998) que "tensões residuais trativas podem ser deletérias, uma vez que estas tensões ao somarem-se às tensões trativas aplicadas no componente auxiliam a iniciação e o crescimento de trincas de fadiga", e que "tensões residuais compressivas, ao se oporem a direção de carregamento trativo, reduzem o nível de tensão aplicada e inibem a iniciação e a propagação de trincas".

A camada branca se torna indesejável em produtos com tensão de contato elevadas, uma vez que segundo Bartarya e Choudhury (2012) "a formação de camada branca é uma transformação de fase, tendendo ser rica em austenita retida". Tanto a avaliação das alterações metalúrgicas que ocorrem durante o processo de usinagem bem como avaliações de desempenho, tempo de vida e principais mecanismos de desgaste tornam-se importantes objetivos de estudo. Essa importância obviamente motiva pesquisadores para trabalhos sobre o desempenho de ferramentas destinadas a usinagem de materiais endurecidos, bem como o resultado dessa usinagem.

No caso do torneamento duro, as ferramentas de corte usadas são tipicamente preparadas com um chanframento e/ou arredondamento, possibilitando um gume mais reforçado, que é menos propenso a fraturas prematuras. Ferramentas com gumes chanfrados ou arredondados fornecem um ângulo de saída negativo, enquanto que ângulos de saída neutros ou positivos são mais utilizados em usinagem convencional, (Lalwani *et alli*, 2008). Um grande ângulo de saída negativo permite forças de usinagem maiores comparado com ângulos de saída positivos, mas também induzem elevadas cargas compressivas sobre a superfície usinada, gerando

também elevadas temperaturas na zona de corte. Com raios de ponta maiores, pequenas taxas de avanço, pequenas profundidades de corte e um grande ângulo de saída negativo, o efeito de atritamento pode prevalecer e o fluxo de saída do material pode também ser alterado. Tal ocorrência integra as condições da formação de camada branca, além da dureza do material. A camada branca possui uma espessura média entre 2 μm e 10 μm , e podem ser verificadas através de análise metalográfica.

3.4.3 Precisão Dimensional

Abrão *et alli* (2011) descrevem que toda a exigência para a substituição de um processo de retificação de materiais endurecidos pelo torneamento inicia-se com o equipamento a ser utilizado. A rigidez estática e dinâmica do par máquina-ferramenta e peça é de grande importância, uma vez que a vibração deve ser evitada durante a usinagem de materiais endurecidos. Isto pode ser conseguido através de projetos apropriados de barramentos, contraponto e cabeçote. Além disto, é claro, todos os elementos críticos de uma máquina-ferramenta devem seguir rígidos requisitos de tolerância. O equipamento deve fornecer precisão e repetibilidade de posicionamento.

Para realizar uma análise da precisão dimensional no torneamento duro, quatro diferenças em relação à retificação devem ser observadas e avaliadas: a presença de elevadas forças de usinagem, a possibilidade da omissão do uso de óleo refrigerante, o uso de ferramenta de geometria definida e um valor mínimo de profundidade de corte. Para Kundrak *et alli* (2008) os parâmetros mais importantes a serem analisados em relação à migração da retificação para o torneamento são: a precisão geométrica, topografia da superfície e a integridade subsuperficial. A precisão geométrica inclui: erros de dimensão, erros de forma e erros de posição. A topografia da superfície inclui essencialmente a rugosidade. Integridade de subsuperfície descreve alterações nas propriedades físicas do material resultante da usinagem. Todos estes fatores tem forte influência na manutenção das especificações de tolerância.

Segundo Warren *et alli* (2007), durante a usinagem de aços endurecidos, a superfície do material é submetida a elevados esforços o que causa severas distorções na estrutura cristalina do material. A elevada força passiva responsável pela

remoção do material atinge todos os elementos do sistema de usinagem, causando deformações elásticas na peça, e, por conseguinte, interferências importantes na manutenção das tolerâncias envolvidas.

O efeito combinado da deformação, a elevada temperatura localizada, e diversas possibilidades de taxas de resfriamento faz com que a superfície passe por alterações metalúrgicas e físicas. Estes resultados indicam que o torneamento duro leva a uma zona plasticamente deformada maior que a obtida pela retificação, enquanto que a retificação pode gerar maiores temperaturas na superfície, a qual penetra profundamente na subcamada. Isso também sugere que a deformação mecânica cumpre um importante papel durante o torneamento, ao passo que os efeitos térmicos são mais dominantes durante a retificação, mesmo que submetida a condições favoráveis de corte. Um detalhe importante é que a retificação pode ser realizada com um valor zero de profundidade de corte, chamado faiscamento, para eliminar qualquer imperfeição proveniente da redução contínua de forças. Devido à necessidade de uma profundidade de corte mínima, o torneamento duro é seguido por forças superiores do que na retificação, até mesmo para operações finais de acabamento. Pequenas profundidades de corte no torneamento implicam em processo com baixíssima capacidade, em função da inconstância da pressão de corte, conforme detalha Grzesik, 2011.

4 MATERIAIS, EQUIPAMENTOS E PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

Neste capítulo serão exibidos os recursos que foram utilizados para a execução dos experimentos, envolvendo a fabricação dos corpos de prova (usinagem e tratamento térmico), determinação dos parâmetros de usinagem, ferramental utilizado, dispositivos auxiliares de medição, e softwares de análise de dados. Também concerne sobre o tipo de aplicador de MQL e óleo, utilizados durante a experimentação prática.

Os experimentos de torneamento das peças endurecidas foram realizados no Laboratório de Usinagem (LAUS) da Pontifícia Universidade Católica do Paraná, bem como as medições de desgastes via microscopia ótica e eletrônica, rugosidade e força de usinagem. A usinagem e os tratamentos térmicos necessários para a confecção das amostras foram realizados na empresa Lufex Indústria Mecânica Ltda e no Departamento de Tratamento Térmico da empresa Lufer Indústria Mecânica S/A. As medições de dureza e metalografia dos corpos de prova e cavaco foram realizadas na Empresa Robert Bosch S/A e na Empresa *American Axle Manufacturing* do Brasil - AAM. A determinação da composição química dos corpos de prova foi realizada na Empresa WHB Fundação S/A. O planejamento do trabalho segue o exposto na Figura 20.

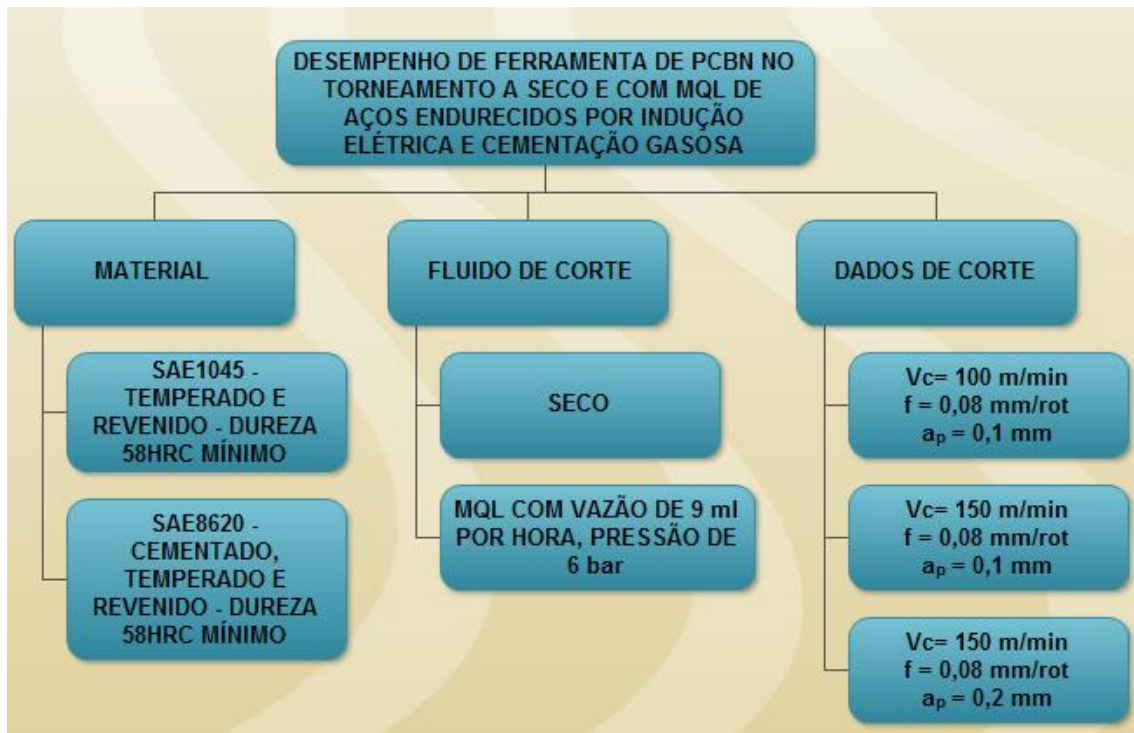


Figura 20 – Planejamento Experimental. Fonte própria.

As fases da experimentação, bem como os parâmetros de usinagem, estão ilustradas na Figura 21. Os materiais ensaiados são distintos em relação à constituição de suas ligas metálicas, por conseguinte possuem tratamentos térmicos de endurecimento de superfície diferentes. A primeira fase de experimentação teve caráter também seletivo, além de objetivar o entendimento do fenômeno. O melhor resultado obtido na primeira fase motivou a escolha dos parâmetros de corte da segunda fase. Ocorreu alteração na profundidade de corte, para que o fenômeno fosse mais pronunciado. Os valores utilizados são compatíveis com aplicações práticas e estão dentro do determinado pelas métricas e fronteiras de estudos científicos.

FASES DA EXPERIMENTAÇÃO	
MATERIAIS	
SAE1045 – SECO – MQL	
SAE8620 – SECO – MQL	
PRIMEIRA FASE	SEGUNDA FASE
Parâmetros de Corte	
V_{c1} = 100 m/min V_{c2} = 150 m/min Avanço = 0,08 mm/rot a_p = 0,1 mm	V_{c1} = 150 m/min Avanço = 0,08 mm/rot a_p = 0,2 mm
Amostras por material e condição de lubrificação/refrigeração	
Número de amostras= 18 Comprimento linear total= 11.880 mm Comprimento usinado total= 19.920,68 mm Total de amostras= 72	Número de amostras= 52 Comprimento linear total= 20.020 mm Comprimento usinado total= 30.975,63 mm Total de amostras = 208
Medições realizadas	
<ul style="list-style-type: none"> ✓ Desgaste gradual de flanco ✓ Desgaste final de cratera ✓ Entalhe final ✓ Rugosidade ✓ Dureza 	<ul style="list-style-type: none"> ✓ Desgaste final de flanco ✓ Desgaste final de cratera ✓ Entalhe final ✓ Rugosidade ✓ Micro dureza da amostra ✓ Caracterização metalográfica da amostra ✓ Forma e tipo de cavaco ✓ Caracterização metalográfica do cavaco ✓ Forças de usinagem

Figura 21 – Fases da Experimentação. Fonte própria.

4.1 Materiais e Tratamentos Térmicos Aplicados

Os materiais ensaiados foram eleitos em função de sua resposta aos tratamentos térmicos propostos de cementação seguido de têmpera e revenimento e têmpera por indução, seguido de revenimento. As especificações de dureza de superfície e dureza de camada foram atingidas. Os aços SAE 1045 e SAE 8620 foram propostos também por serem materiais comerciais, com uma vasta aplicação na indústria mecânica e constantemente citados em trabalhos científicos. A condição ne-

cessária para que um material esteja adequado ao tratamento térmico por indução, cementação e têmpera são: possuir uma estrutura com granulação fina (de pelo menos “5” pela norma DIN 50601), ter uma estrutura metalográfica com distribuição uniforme e, por fim, de ter sido normalizado após o processo de laminação ou trefilação. Os materiais adquiridos atendem a este requisito. Os resultados dos tratamentos térmicos, apesar de serem distintos, apresentam aplicações convergentes quando o projeto de engenharia solicita resistência de superfície e tenacidade de núcleo. Os corpos de prova foram projetados para que apresentassem rigidez necessária para o torneamento duro. A fixação foi realizada em placa de três castanhas, e abarcou 45% do comprimento da peça. Esta estratégia se mostrou eficiente, uma vez que não foram observados momentos de vibração durante a usinagem. A Norma ISO3685 (1983) atenta para que uma relação de no máximo “10”, entre o diâmetro e o comprimento da peça seja mantida. No caso, a relação foi de 1,81.

Em relação aos tratamentos térmicos aplicados, existe uma distinção entre a determinação de dureza de camada temperada para peças endurecidas por indução e peças cementadas, mesmo que ambas utilizem a escala Vickers para a medição. A medição em Vickers é necessária porque a indentação atinge proporções pequenas em relação ao tamanho da peça, e sua medição ocorre em microdurômetros com ampliação ótica. As normas DIN50190, ISO3754 e ISO2639, regem esta medição da seguinte forma:

- ✓ Peças cementadas (ISO2639, DIN50190): medição da dureza Vickers com cargas de 0,1 N, 1 N e 5 N. A linguagem técnica expressa como HV 0,1, HV 1 e HV 5. O limite de dureza é de 513 Vickers, o que corresponde a aproximadamente 50 HRC. A profundidade de dureza de camada corresponde à distância da superfície da peça até o ponto onde a dureza é de 513 HV. A dureza de camada cementada é chamada de EHT (*Einsatzhärtungstief*), ou camada efetiva.
- ✓ Peças temperadas por indução elétrica (ISO3754): Utiliza-se HV 0,1; HV 0,5 e HV 1. A profundidade de dureza de camada é à distância da superfície até o ponto onde a dureza é de 80% da dureza da superfície. A dureza de camada temperada por indução é identificada como RHT (*Randhartetiefe*).

Os corpos de prova foram usinados e após isso, tratados termicamente, para atingir a dureza de superfície mínima de 58 HRC. Para o aço SAE8620 foi determinada uma camada efetiva, medida em EHT, de 1,2 mm. Para o aço SAE1045, a camada efetiva medida em RHT, foi de 2,0 mm. Segundo Ogata (2003) “A profundida-

de efetiva da camada é a distância perpendicular à superfície ao ponto mais distante, no qual o valor especificado da dureza é mantido”. A dureza de núcleo não foi avaliada por não ser representativa no trabalho.

O desenho do corpo de prova está ilustrado na Figura 22. Ambos os processos se caracterizam por camadas endurecidas, as quais atingem um valor típico de dureza até a profundidade de 1,20 mm e de 2,00 mm, conhecida como camada efetiva.

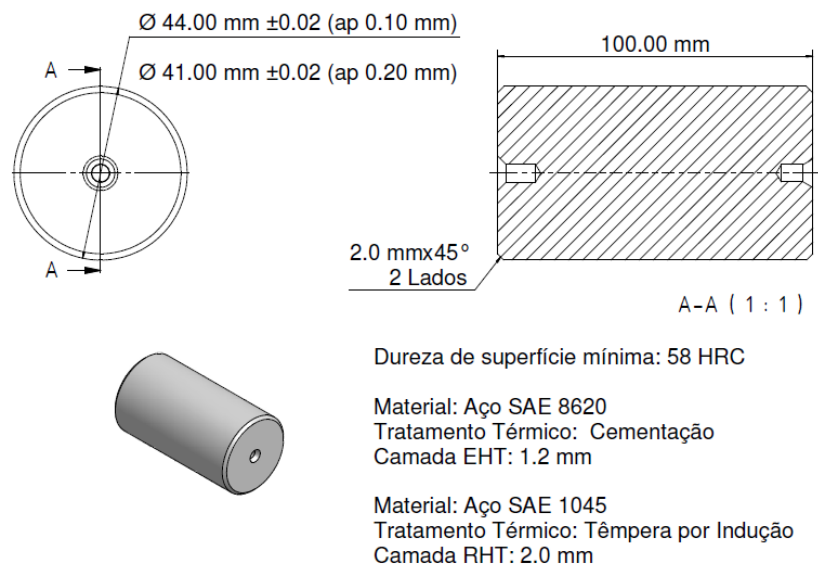


Figura 22 – Corpo de prova material SAE1045 e SAE8620. Fonte própria.

As amostras de SAE8620 foram tratadas termoquimicamente em um forno tipo *batch* marca COMBUSTOL modelo TU11 (Figura 23), com 150 kW de potência e capacidade de carga de uma tonelada.



Figura 23 – Forno IPSEN tipo *batch*. Fonte própria.

A atmosfera básica cementante é obtida através do craqueamento do metanol, o ajuste fino do carbono é conseguido com a injeção de propano. O processo de tratamento térmico utilizado para obter uma camada com 1,20 mm de dureza efetiva (513 HV1) foi realizado conforme Tabela 1.

Tabela 1 – Processo de tratamento térmico para cementação, têmpera e revenido.

Temperatura de difusão	970° C
Potencial de carbono difusão	1,1 %
Temperatura de austenitização	880° C
Potencial de carbono austenitização	1,1 %
Tempo de difusão	600 minutos
Tempo de austenitização	120 minutos
Temperatura óleo de têmpera	60° C
Tempo de agitação	15 minutos
Temperatura de revenimento	300° C
Tempo de revenimento	120 minutos

As amostras de SAE1045 foram tratadas utilizando uma máquina de têmpera por indução marca *Inductoheat* modelo LHS 30 (Figura 24), com 150 kW de potência, frequência de operação de 30 kHz e comprimento máximo entre pontas de 1000 mm.



Figura 24 – Máquina de Indução Inductoheat. Fonte própria.

A peça foi temperada em água com concentração de 5% de polímero. O processo utilizado para a têmpera por indução e revenimento é mostrado na Tabela 2.

Tabela 2 – Processo de tratamento térmico para têmpera de indução e revenido.

Potência ajustada do gerador	85 kW
Frequência	30 kHz
Rotação	50 rpm
Velocidade	150 m/min
Concentração do polímero	5%
Pressão da ducha	6 bar
Temperatura de revenimento	350° C
Tempo de revenimento	120 minutos

4.2 Micro Dureza, Análise Química e Caracterização Metalográfica

As medições de dureza e análise metalográfica dos corpos de prova foram realizadas no Laboratório de Metalurgia da empresa AAM (*American Axle Manufacturing*) S/A. O microdurômetro utilizado foi um NEWAGE modelo MT91, Figura 25.



Figura 25 – Microdurômetro NEWAGE modelo MT61. Fonte própria.

O resultado gráfico pode ser avaliado na Figura 26 e Figura 27 a seguir. A medição da dureza de camada aponta para a similaridade de dureza entre os materiais. A camada cementada tem obviamente menor abrangência e atende a norma

ISO3754. Da mesma forma a camada temperada por indução, a qual mantém o perfil de dureza até a profundidade de corte planejada.

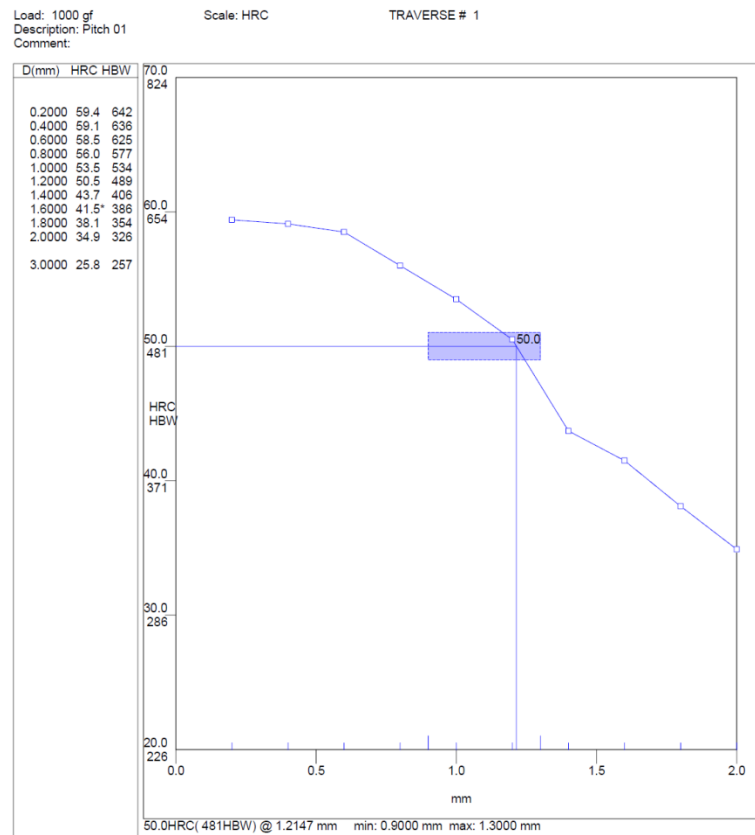


Figura 26 – Medição de micro dureza material SAE8620. Fonte própria.

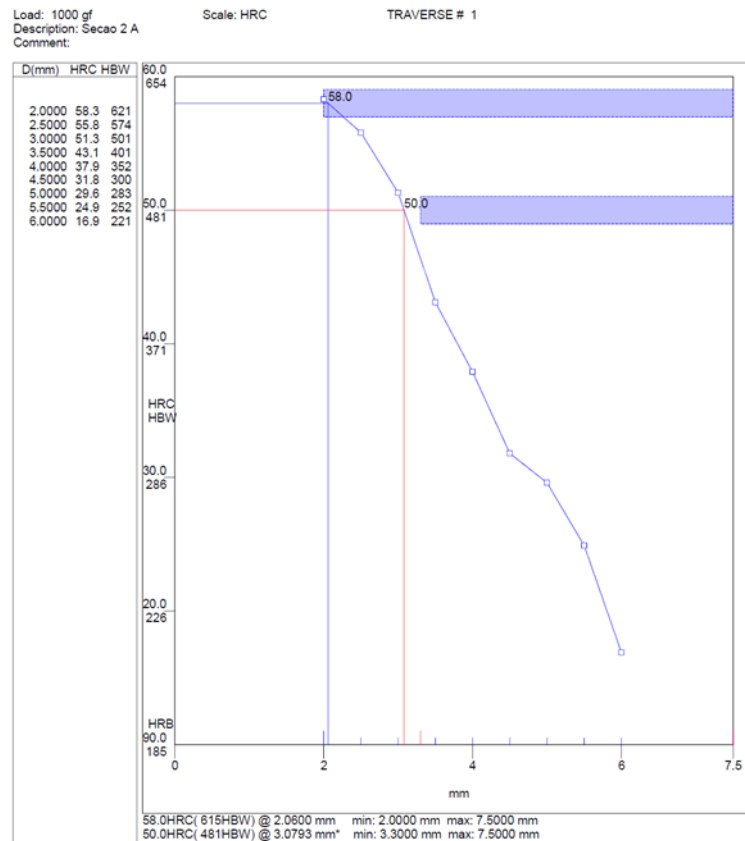


Figura 27 – Medição de micro dureza material SAE1045. Fonte própria.

Além da medição de micro dureza, também foi analisada a estrutura metalográfica. Os resultados estão ilustrados na Figura 28.

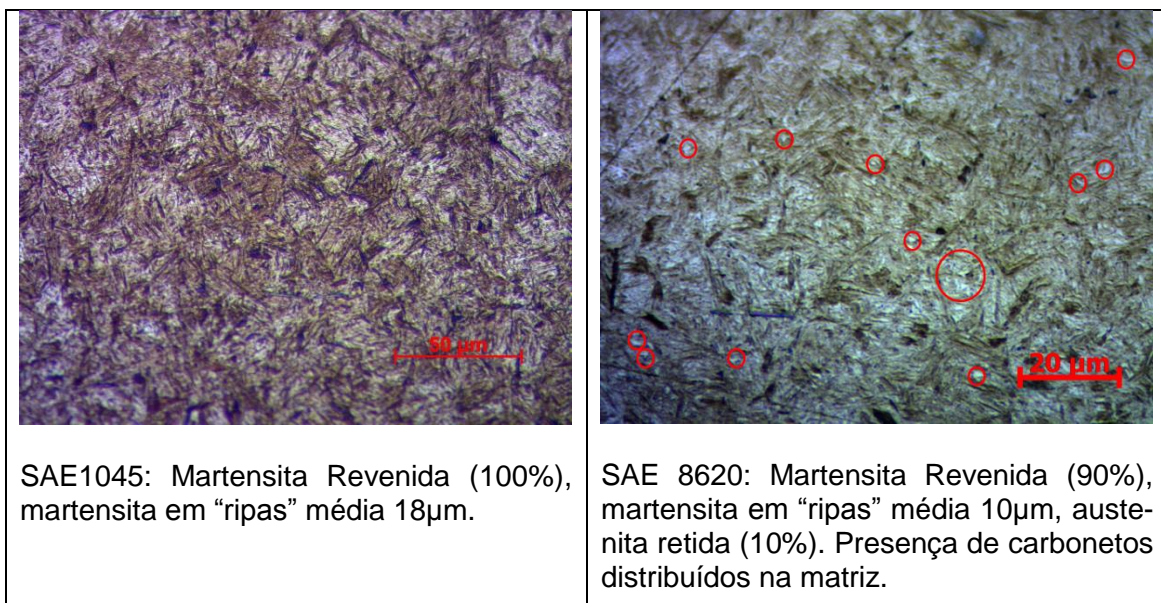


Figura 28 – Caracterização metalográfica das amostras. Fonte própria.

As peças foram atacadas com nital 2%, e seguiram a Norma ASTM A512. O tempo de ataque foi de 15 segundos. As análises metalográficas foram realizadas no laboratório metalúrgico da empresa AAM (*American Axle Manufacturing*) S/A. O microscópio utilizado para análise foi o AXIOVERT 40 MAT, fabricado pela empresa CARL ZEISS. O resultado da análise química dos materiais é mostrado na tabela 3 e tabela 4. A análise química foi realizada na empresa WHB Fundição S/A, utilizando um espectrômetro de emissão ótica marca BRUKER, modelo Q8 MAGELLAN. Os materiais estão dentro das faixas comerciais e atendem as normas relacionadas.

Tabela 3 – Análise química amostra SAE 8620.

Fe	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni
97,5	0,162	0,233	0,775	0,0127	0,0171	0,584	0,459
Mo	Cu	Al	Ti	V	Pb	Co	Sn
0,160	0,147	0,0265	0,00077	0,0022	< 0,001	0,0073	0,0157

Tabela 4 – Análise química amostra SAE 1045.

Fe	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni
98,6	0,436	0,200	0,671	0,0082	0,0048	0,0119	0,0084
Mo	Cu	Al	Ti	V	Pb	Co	Sn
0,0030	0,0106	0,0238	0,0014	0,0036	<0,001	0,0016	0,0073

4.3 Ensaio de Usinagem, Medição de Desgaste de Flanco e Cratera

Segundo Stahl e de Vos (2014) toda deterioração sofrida por uma ferramenta de corte de geometria definida ocorre pela comunhão dos efeitos de desgaste de flanco, cratera e deformações plásticas. Para parâmetros de corte reduzidos, especialmente profundidades de corte – como é o caso do torneamento duro – os efeitos mais proeminentes são o desgaste de flanco e o de cratera e a ocorrência de entalhes nas extremidades da zona de corte. Extensões degenerativas importantes destas características decretam o fim de vida de ferramenta sem que danos mais acentuados venham a ocorrer no gume principal, comparando com tipos de desgastes

em ferramentas utilizadas em usinagem convencional de peças normalizadas. A medição do desgaste de flanco e cratera esclarece de forma importante o efeito das variáveis utilizadas na experimentação deste trabalho.

Todos os experimentos de usinagem, medição e avaliação de desgaste, força de usinagem e rugosidade foram realizados no Laboratório de Usinagem da Pontifícia Universidade Católica do Paraná (LAUS). A máquina-ferramenta utilizada para o torneamento das amostras endurecidas foi um torno CNC horizontal, marca CINCINNATI MILACRON, modelo HAWK 150, com 5,5 kW (7HP), e máxima rotação de 5.500 rpm, ver Figura 29.



Figura 29 – Torno CNC CINCINNATI MILACRON com o aplicador de MQL instalado. Fonte própria.

As medições necessárias para a avaliação da progressão de desgaste da ferramenta e sua situação após o término dos ensaios foram realizadas através de medições via microscópio estereoscópio e microscópio eletrônico de varredura (MEV). O microscópio estereoscópio utilizado foi o DISCOVERY V12, fabricado pela empresa CARL ZEISS. O microscópio é equipado com o software ZEN *blue edition*, o qual permite a análise, medição e edição das imagens captadas. O microscópio eletrônico de varredura utilizado foi o SUPRA 55, fornecido pela ZEISS. O MEV está equipado com detector de espectroscopia de energia dispersiva com raio “X” (EDS), modelo XFLASH6160 fabricado pela Empresa BRUKER. As imagens do MEV foram avaliadas no software do microscópio estereoscópio.

O desempenho da ferramenta foi verificado através da medição do desgaste de flanco (V_{BB}), a avaliação da área do desgaste de cratera e também do desgaste de entalhe (V_{BN}). A Figura 30 mostra em que região as medições foram realizadas,

conforme determina a Norma ISO 3685 (1993). O fim do ensaio foi determinado pelo comprimento usinado, mesmo que em alguns casos o valor máximo de rugosidade (máximo de $1,5 \mu\text{m}$, medido em R_a) já tivesse sido atingido. Segundo afirmam Groover (2007), Boljanovic (2010) e Klocke *et alli* (2012), o desgaste de cratera pode ser avaliado pela profundidade (K_T) ou pela área de desgaste.

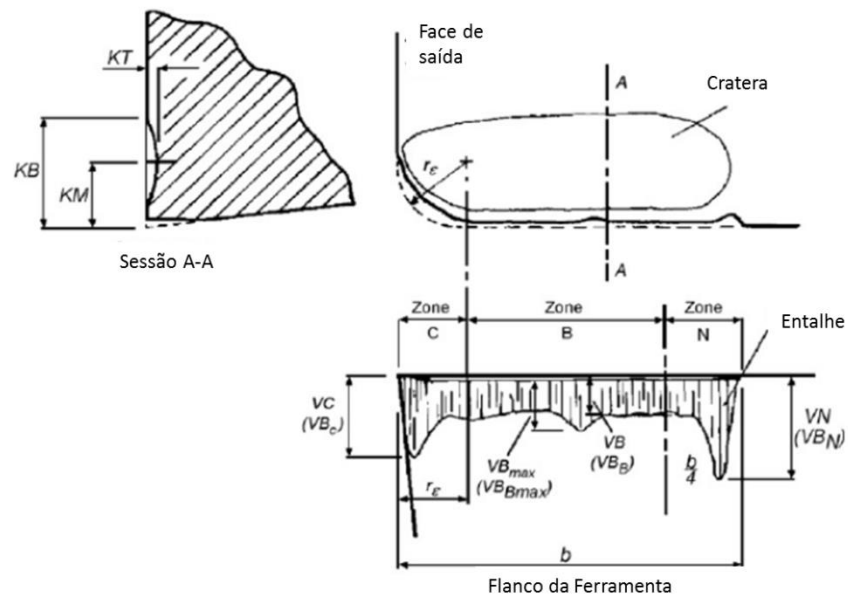


Figura 30 – Normativa para a medição de desgaste de ferramenta. Fonte ISO3685 (1993).

Ensaio de longa duração de torneamento, quando se considera camadas endurecidas, levam a utilização de um grande número de amostras, diferente do que ocorre com ensaios de furação ou quando o ensaio ocorre em material normalizado. Em furação, um corpo de prova serve a muitos ensaios; o aproveitamento é diferente do apresentado quando se busca torneamento de peças onde a dureza se esvai na medida em que a profundidade de corte avança. Por isto se faz muito importante à medição da dureza de camada e sua relação com o material retirado durante a usinagem. Para materiais normalizados ou sem tratamento posterior a sua produção (laminação, forjamento, trefilação e fundição), corpos de prova são melhores aproveitados.

A opção da utilização de delineamento de experimentos (DOE) foi previamente avaliada, justamente por se tratar de uma técnica amplamente utilizada em ensaios de longa duração, envolvendo custos consideráveis e um número apreciável de variáveis de entrada.

Montgomery (2001) elucida o uso do DOE para várias áreas, enquanto que: Amâncio *et alli* (2013), Lima *et alli* (2008), Colombari *et alli* (2004), Asilturk *et alli* (2011), Aslan *et alli* (2007), Cetin *et alli* (2011), Davin *et alli* (2001) e (2002), Nalbant *et alli* (2007), Shaji *et alli* (2003), Yang *et alli* (2008), publicaram seus artigos focando o uso de DOE em usinagem dura e MQL. O emprego desta metodologia foi descartado, pois impossibilita a análise progressiva dos fenômenos; sendo promissora quando se busca determinar a influência destas variáveis dependentes no resultado final do processo.

A determinação do comportamento da ferramenta frente ao seu mecanismo de desgaste ocorreu em dois momentos. O primeiro buscou um entendimento passo a passo do desgaste de flanco e rugosidade, com a medição a cada 12 passes ortogonais. Isto consumiu um total de 18 amostras de 44,0 mm de diâmetro e 55,0 mm de comprimento, perfazendo 660 mm de corte linear e 1.106,705 mm de comprimento efetivo. O comprimento linear total foi de 11.880 mm e o comprimento usinado de 19.920,68 mm. A profundidade de corte utilizada foi de 0,1 mm nesta primeira fase. Duas velocidades de corte foram aplicadas: 100 m/min e 150 m/min, o avanço foi de 0,08 mm/rot em ambos os casos. A medição do desgaste de cratera ocorreu no final dos ensaios. Depois de finalizada esta etapa, nova rodada foi endereçada, desta vez com profundidade de corte de 0,2 mm. Foi utilizada somente uma velocidade de corte, de 150 m/min. O avanço foi mantido o mesmo. Além da medição do desgaste de flanco, foram mensurados e analisados: forças de usinagem, desgaste de cratera e desgaste de entalhe, tipo e metalografia do cavaco e integridade da superfície usinada – medição de rugosidade e análise metalográfica. O comprimento usinado na segunda fase foi de 20.020 mm e o comprimento linear foi de 30.975,63 mm.

A escolha dos parâmetros de corte utilizados na segunda rodada se deu em função de resultados mais significativos colhidos no ensaio preliminar, onde a velocidade de corte de 150 m/min obteve resultados mais expressivos. Importante citar que todos os parâmetros de corte escolhidos, são valores utilizados na prática da usinagem de materiais endurecidos. Não foi adotada nenhuma estratégia para reduzir o tempo de usinagem, como por exemplo, extrapolar valores recomendados de velocidade de corte, profundidade de corte e avanço.

A medição do desgaste de flanco é uma métrica significativa na avaliação de desempenho de ferramentas de corte. Sua utilização em trabalhos científicos relacionados a desgaste de ferramentas é uma constante. O desgaste de flanco interfere de forma contundente nos esforços de corte, rugosidade, temperatura na interface

de corte, precisão dimensional, formação de camada branca e tensões residuais. O desgaste de cratera influencia de forma decisiva no mecanismo de formação do cavaco, e o desgaste de entalhe fragiliza a ferramenta e influencia de forma importante na rugosidade.

Conforme descrito anteriormente, a medição do desgaste de cratera e entalhe e a evolução do desgaste de flanco foi realizada em grande parte no microscópio estereoscópio. Para tanto, foi necessário o desenvolvimento de um suporte para a ferramenta e um suporte angular de fixação, conforme Figura 31. Os suportes foram projetados para que não ocorressem variações entre uma medida e outra, uma vez que na primeira fase se fez necessário retirar a ferramenta do suporte com bastante frequência.

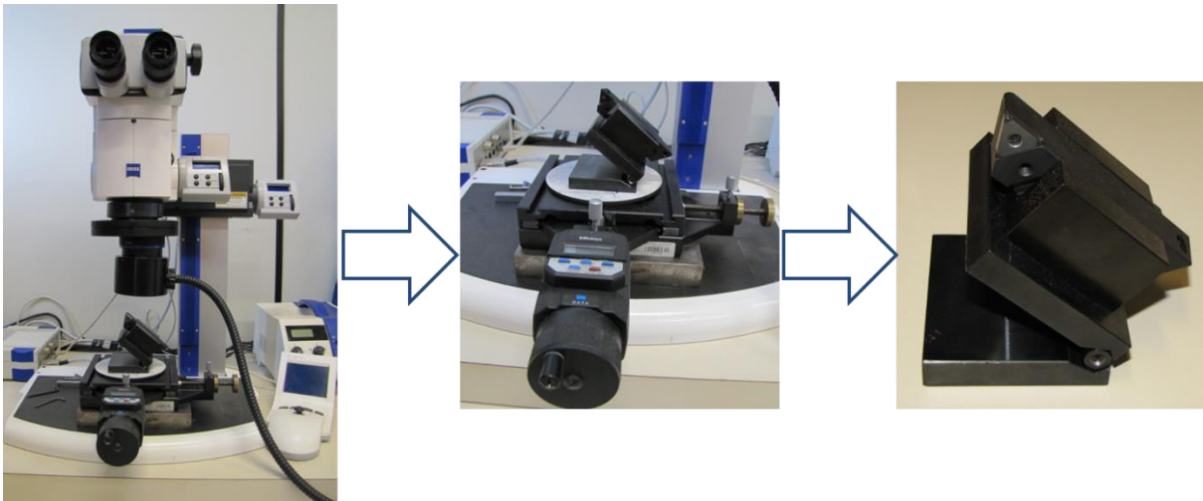


Figura 31 – Microscópio, Mesa de Coordenada, Ferramenta e Suporte de Fixação. Fonte própria.

O primeiro suporte serve para a fixação da ferramenta em três posições distintas, basicamente é um suporte de ferramenta modificado, com inclinação de $+6^\circ$, para compensar o ângulo de inclinação da ferramenta. A primeira posição permite a verificação do desgaste de flanco, a segunda permite a visualização do desgaste de cratera, e ainda uma terceira posição que permite a visualização de ambos os desgastes. Além da necessidade deste suporte, também foi necessária a fabricação de um segundo, de constituição muito parecida com uma mesa de seno. Este segundo suporte permite a inclinação da ferramenta, colocando-a de forma a permitir a medição do desgaste de flanco. Todo o experimento ocorreu com o mesmo grau de inclinação, que foi de 25° . O suporte foi montado em uma mesa de coordenada graduada, para facilitar o posicionamento da ferramenta. A determinação do ângulo se deu

em função da posição angular média do desgaste, conforme pode ser observado na Figura 32.

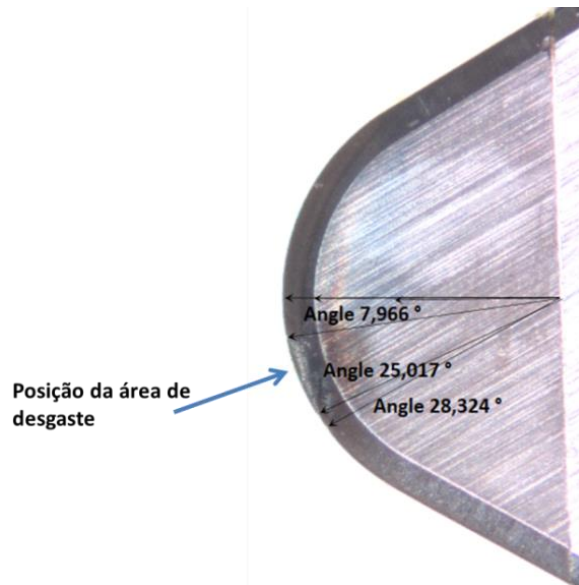


Figura 32 – Posicionamento da área de desgaste da ferramenta. Fonte própria.

4.4 Medição de Rugosidade

Para Olsen (1961) a magnitude e também as características da rugosidade e ondulação tem uma grande influência no desempenho de componentes usinados, afetando diretamente o desgaste, atrito e durabilidade. Outros valores tais como de tolerância e precisão de montagem também são influenciados pela geometria da superfície. A aplicação de um processo substituto para a usinagem de peças endurecidas, tal qual é a proposta deste trabalho, deve assumir este compromisso. Para tanto, o valor máximo adotado foi de 1,5 μm (valor em R_a). A medição de rugosidade foi realizada com a utilização de um rugosímetro TAYLOR HOBSON modelo SURTRONIC S116. O comprimento de amostragem utilizado foi de 0,25 mm. A utilização deste comprimento de amostragem (*cut off*) é recomendação da Norma ABNT NBR ISO 4287 (2002), especificamente por conta de o processo ser periódico e do avanço ser 0,08 mm/rot. Em condições normais, rugosidade na operação de torneamento é definida, de forma simplificada, pela expressão (2):

$$R_{max} \approx \frac{f}{8 \times r}^2 \quad (2)$$

Onde:

R_{\max} = rugosidade máxima.

f = avanço em mm/rot.

r = raio de ponta.

A utilização desta equação (2), para o caso estudado, torna-se prejudicada. A profundidade de corte utilizada é menor que o raio de ponta, ou seja, a interface peça ferramenta ocorre após o raio de ponta da ferramenta. O perfil a ser reproduzido, tem a forma ilustrada na Figura 33, e esclarece que a utilização da expressão com o raio de ponta não é válida.

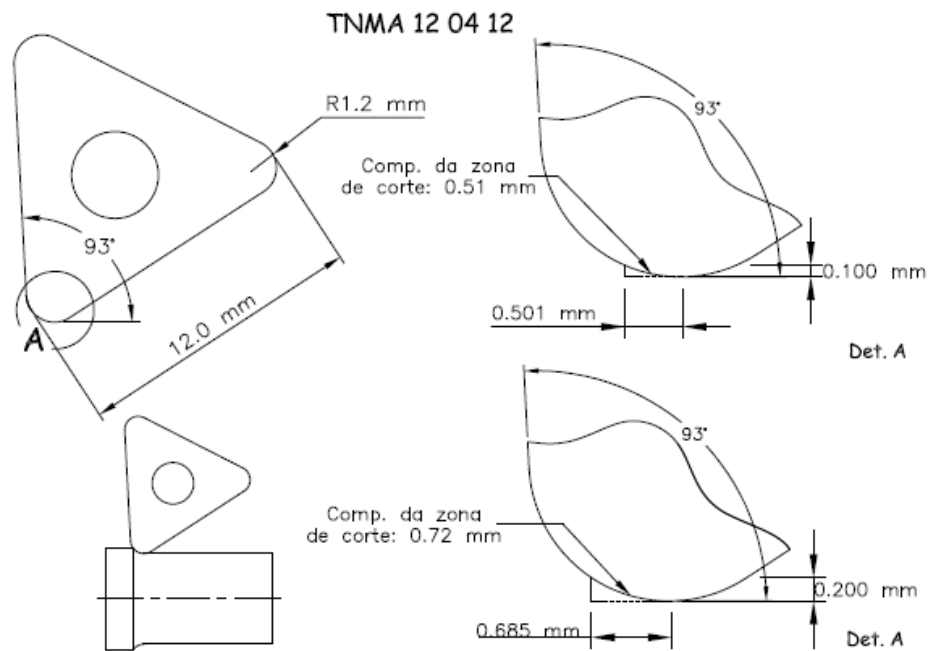


Figura 33 – Área de contato do raio de ponta para profundidade de corte de 0,1 mm e 0,2 mm.

Fonte própria.

4.5 Medição de Forças

As forças de usinagem foram medidas utilizando uma plataforma piezoelétrica marca KISTLER modelo 9257BA, com suas capacidades descritas na Tabela 5.

Tabela 5 – Escalas da plataforma piezoelétrica.

Plataforma Piezoelétrica KISTLER	
Conjunto modelos	Tipo 9257B,
Faixa de medição Fx	-5,00 até 5,00 kN
Faixa de medição Fy	-5,00 até 5,00 kN
Faixa de medição Fz	-5,00 até 10,00 kN

A plataforma opera acoplada ao amplificador de carga modelo 5070 A, e também ao sistema de aquisição de dados DAQ 5697 A, todos fornecidos pela KISTLER, ver Figura 34. O arranjo de medição de forças faz parte do inventário de equipamentos de medição da LAUS. A medição de força ocorreu somente na segunda etapa dos experimentos. Como a medição ocorre em tempo real e a captação independe de qualquer ajuste na máquina-ferramenta, uma vez que a plataforma piezoelétrica estava instalada na torre do centro de torneamento, a medição de força ocorreu em todos os passes ortogonais programados.

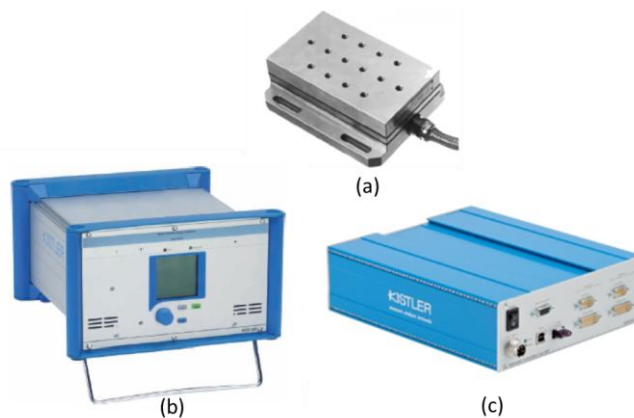


Figura 34 – Plataforma de medição de força: (a) transdutor, (b) sistema de aquisição de dados, (c) amplificador. Fonte própria.

Os dados gerados pelo software DYNOWARE, o qual gerencia o dinamômetro KISTLER, foram exportados para as planilhas eletrônicas EXCELL e posteriormente para o ORIGIN, os quais foram compilados e transformados em informação gráfica.

4.6 Aplicador de MQL

Chinchanikar e Choudhury (2014) lembram que um dos maiores desafios no uso de sistemas com mínima quantidade de lubrificante é garantir que a interface de corte seja atingida pelo meio lubri-refrigerante. A posição de aplicação foi estudada por Diniz e Micaroni (2002), Attanasio *et alli* (2005), Obikawa *et alli* (2009) e Rakurty *et alli* (2013). Os autores concordam que a aplicação no flanco é mais eficiente em relação redução de desgaste, e contribuiu para resultados positivos em relação à rugosidade. Trent e Wright (2000) e Mizuhara *apud* Machado e Wallbank (1997) avaliaram que, mesmo o sistema em abundância, falha ao atingir a zona de corte, sendo limitada a pequena porção da zona de contato entre a peça e a ferramenta.

Pode-se concluir que um sistema MQL é franco dependente de uma fixação favorável na máquina ferramenta, e deve possuir rigidez suficiente para não ser afetada pelos movimentos dos eixos da máquina e tão pouco pelos cavacos gerados na usinagem. Deve também manter o direcionamento do bico na região programada. Baseado nisto, o sistema de aplicação utilizado foi escolhido por ser um de uso profissional, de eficácia aprovada pelo uso prático em plantas industriais. Para a experimentação, foi então utilizado o sistema de MQL ACCOLUBE fornecido pela empresa ITW CHEMICAL. O óleo utilizado foi o LB2000, o qual possui base vegetal, também fornecido pela ITW CHEMICAL.

Fox e Stachoviak *apud* Kuram e Ozicelik (2013) definem que óleos vegetais consistem de triacilglicerídios, que são moléculas de glicerol com três longas cadeias de ácido graxo combinados com grupos de hidroxila via conexões de éster. A estrutura de um triacilglicerídios dos óleos vegetais fornece desejáveis propriedades lubrificantes. Longas cadeias de ácido graxo fornecem resistentes filmes lubrificantes que interagem fortemente com superfícies metálicas, reduzindo o atrito e o desgaste. Os bicos aplicadores podem com facilidade ser posicionados nas regiões onde se busca aplicação de MQL, conforme Figura 35 (c), uma vez que possuem base magnética suficientemente rígida para o posicionamento do sistema. A Figura 35 (b) ilustra a montagem das bases magnéticas do sistema MQL. A figura 35 (a) mostra o detalhe da plataforma de medição piezoelétrica instalada no centro de torneamento.

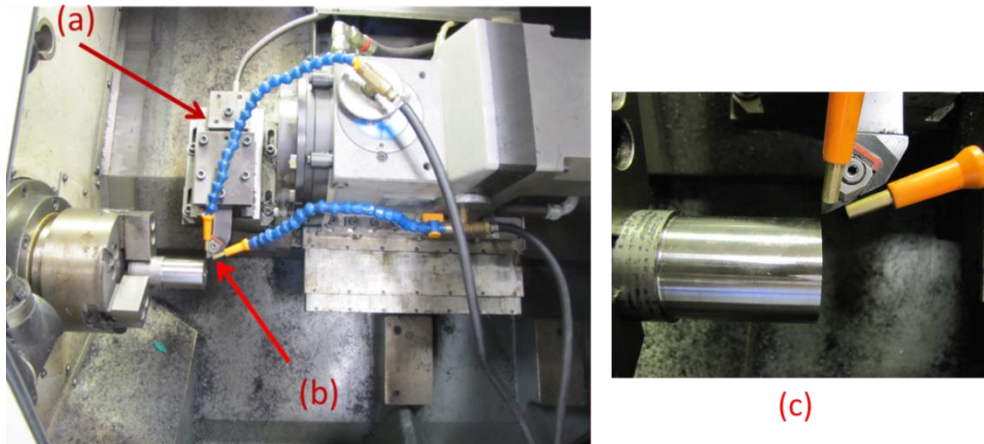


Figura 35 – Plataforma de medição de força instalada no Centro de Torneamento (a), bicos de aplicação com suporte magnético (b) e detalhe da posição dos bicos (c). Fonte própria.

A Figura 36 ilustra o sistema de regulação e reservatório.

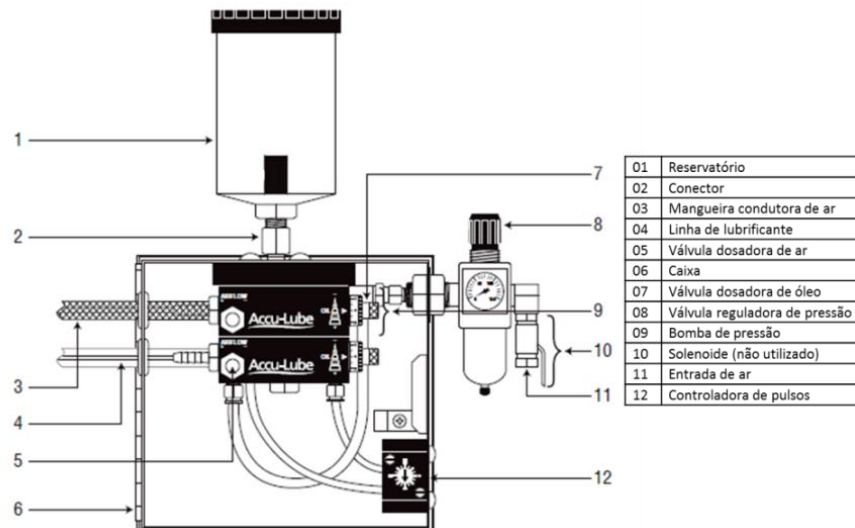


Figura 36 – Aplicador de MQL. Adaptado de ITW ROCCOL (2009).

A densidade do óleo lubrificante foi calculada através de medição de massa e volume, utilizando uma balança de precisão modelo OHAUS *Adventurer AR1530* com capacidade de medição de 150 g e fundo escala de 0,001 g, pertencente ao inventário do LAUS; e um balão volumétrico de 100 ml. A Tabela 6 ilustra os valores obtidos. A densidade do óleo se igualou com o valor fornecido pelo fabricante do óleo, que é de $0,92 \text{ g/cm}^3$.

Tabela 6 – Medição do consumo de óleo via balão volumétrico.

massa balão volumétrico vazio	75,5122	mg
massa balão volumétrico cheio	167,7297	mg
massa óleo lubrificante	92,2175	mg
volume balão	100,0000	ml
Densidade	0,9222	g/cm ³

A Figura 37 ilustra o balão volumétrico durante a medição de massa utilizada para a determinação da densidade do óleo.



Figura 37 – Medição do balão volumétrico com 100 ml de lubrificante. Fonte própria.

A medição do volume de óleo aplicado pelo sistema ACCULUBE foi realizada no laboratório de Ensaios de Materiais da PUC-Pr. A balança utilizada foi uma OHAUS *Adventurer*, com capacidade de 500 g e fundo de escala de 0,001 g. O reservatório de óleo do sistema foi desmontado para ser medido na balança de precisão. Os resultados podem ser avaliados na Tabela 7.

Tabela 7 – Medição do consumo de óleo via reservatório unidade ACCOLUBE.

Densidade	0,9220	g/cm ³	medição	inicial	final		
			1	372,37000	364,89000	7,48000	mg
			2	371,45000	363,72000	7,73000	mg
			3	370,63000	362,86000	7,77000	mg
			4	369,46000	361,45000	8,01000	mg
			média			7,74750	ml
			volume			8,40293	ml
			volume/hora			8,40293	ml/h
Medição realizada a cada 01 hora							

A Figura 38 ilustra a medição da massa do copo, em uma rodada específica do ensaio.



Figura 38– Medição do copo do aplicador duplo. Fonte própria.

A pressão de trabalho para ambos os aplicadores foi de 6 bar, medida e monitorada pelo manômetro tipo *Bourbon* instalado na rede de alimentação pneumática.

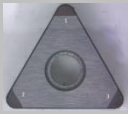
4.7 Ferramental Utilizado

Segundo Yong *et alli* (2005) existem basicamente duas categorias de ferramentas de CBN. Uma possui cerca de 90% de grãos de CBN em ligante metálico (por exemplo, cobalto), conhecidas como ferramentas de alto teor de CBN. A outra

categoria possui cerca de 50% a 70% de grãos de CBN, em ligante metálico ou cerâmico (por exemplo, Nitreto de Titânio ou Carbetto de Titânio), conhecidos como ferramentas de baixo teor de CBN. As ferramentas de CBN que estão em suspensão em um ligante são chamadas de PCBN.

Os ensaios foram realizados utilizando uma ferramenta PCBN de baixo teor (55%), montado em um suporte de torneamento tipo MTJNR2525. O inserto intercambiável utilizado tem a denominação TNGA160412 classe KBN525, fornecido pela empresa KYOCERA, o qual tem uma granulação média menor que 1 μm . O ligante é de nitreto de titânio. A microgranulação confere ao inserto maior tenacidade, sendo também aplicável para a realização de corte interrompido. A Tabela 8 ilustra as principais características da ferramenta.

Tabela 8 – Especificações da ferramenta utilizada.

Tipo	Ligante (volume de CBN %)	Tamanho médio do grão (μm)	Dureza do ligante (GPa)	Resistência à fratura (MPa)	Foto
KYOCERA TNMA120412 KBN 525	TiN (45)	1	25	1250	

Souza *et alli* (2014) citam Narutaki e Yamane para explicar que o teor de CBN tem relação importante com a abrasividade da peça. É recomendado o uso de ferramentas com alto teor de CBN, com ligante metálico, quando o material a ser usinado apresenta elevada formação de carbonetos, como, por exemplo, o aço rápido. Por outro lado, aços com menor abrasividade tiveram melhores resultados com ferramentas de baixo teor. Sabe-se que o material SAE1045 não terá a formação de carbonetos, e o SAE8620 os apresenta em baixa quantidade. Os resultados encontrados por Souza *et alli* (2014) comprovaram a eficácia de ferramentas de alto teor de CBN ao usinar um aço rápido do tipo M2. Outro ponto importante é que o ligante cerâmico de TiN eleva a resistência a difusão, devido a ser esta uma das propriedades de materiais cerâmicos. Os principais ângulos e dimensões da ferramenta estão ilustrados na figura 39.

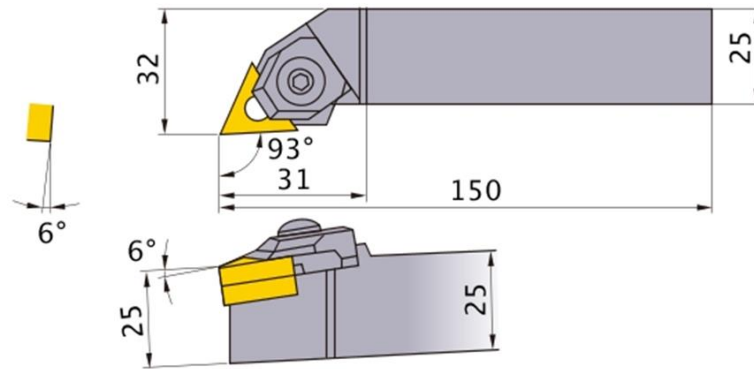


Figura 39 – Ferramenta MTJNR2525. Fonte Mitsubishi (2017).

4.8 Microestrutura do Cavaco

A análise da metalografia do cavaco foi realizada na empresa Robert Bosch S/A, o microscópio utilizado foi o OLYMPUS modelo BX51RF, e o software utilizado foi o IMAGE-PRO Express. O mecanismo de formação de cavaco na usinagem de aços endurecidos acima de 45 HRC difere sobre maneira da usinagem convencional. A observação do tipo, forma e metalografia do cavaco é item importante de análise. Em função desta característica, atenção especial foi dada para a coleta, preparação de amostra e medição dos cavacos. Importante citar a dificuldade de manuseio e preparação. Os cavacos gerados têm a característica de serem particularmente delgados. Isto tem clara definição, uma vez que as profundidades de corte são pequenas – entre 0,1 mm e 0,2 mm – e o avanço utilizado em todos os ensaios foi de 0,08 mm/rot. A utilização de avanço desta grandeza é função do grau de qualidade em termos de rugosidade esperado.

Os cavacos foram analisados na segunda fase da experimentação, quando a profundidade de corte foi alterada de 0,1 mm para 0,2 mm. Esta alteração facilita a análise dos cavacos. A periodicidade foi dividida em três momentos: início, meio e fim das rodadas. A forma do cavaco foi analisada com a utilização de uma câmera fotográfica profissional modelo CANON EX40. A escala utilizada foi uma régua colocada ao lado de cada fotografia obtida. Não foi utilizado nenhum tipo de medição via software, uma vez que somente a forma estava sendo analisada, e o método utilizado foi suficientemente capaz.

Atenção especial foi dada a análise metalográfica das amostras. Após a coleta realizada, os cavacos foram embutidos em resina epóxi. As etapas de polimento e ataque foram realizadas de forma diferente da convencional, pois a espessura das amostras não poderia ficar em contato prolongado com o material abrasivo dos pratos das lixadeiras. O tempo de contato com a solução de NITAL não foi maior que 5 segundos.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

O capítulo 5 discursa e discute sobre os resultados encontrados nas duas etapas do experimento. O desenvolvimento das atividades segue o exposto no capítulo 4, Figura 20 e Figura 21. A Figura 21 do capítulo 4 mostra a ordem cronológica de análise para as duas fases da pesquisa, bem como as variáveis aplicadas.

O objetivo geral foca o desempenho de ferramenta de PCBN no torneamento de dois materiais endurecidos, tratados termicamente por dois processos distintos, mas com resultados de dureza de superfície e camada efetivas equivalentes. O material SAE8620 foi cementado e depois temperado e revenido, a dureza de superfície mínima especificada foi de 58HRC. A camada endurecida efetiva (EHT) foi de 1,2 mm. O material SAE1045 foi temperado por indução e revenido, com dureza de superfície mínima de 58HRC, a camada endurecida efetiva (RHT) foi de 2 mm.

Os materiais foram usinados a seco e na presença de mínima quantidade de lubrificante. O desempenho avaliado está relacionado com a deterioração da ferramenta empregada, onde a medição se refere a uma extensão usinada e tem como referência de monitoramento um valor máximo de rugosidade medida em R_a , de $1,5\mu\text{m}$. A Figura 40 exemplifica a localização dos desgastes encontrados na ferramenta de corte durante as experimentações práticas. Foi observado um mesmo padrão de desgaste para todos os casos ensaiados. O exemplo ilustrado demonstra especificamente o desgaste na ferramenta de PCBN após usinar o material SAE8620, com velocidade de corte de 150 m/min, profundidade de corte de 0,2 mm, com a aplicação de MQL.

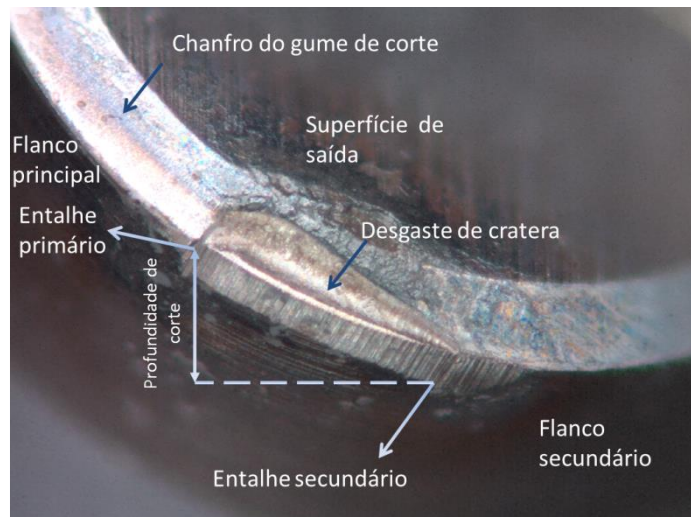


Figura 40 – Localização dos pontos de desgaste e áreas de interesse na ferramenta. Fonte própria.

A figura 41 ilustra o fenômeno de forma teórica, normalmente apresentada na bibliografia. O objetivo é de posicionar o leitor em relação ao fenômeno observado, e, por conseguinte, facilitar a interpretação dos resultados.

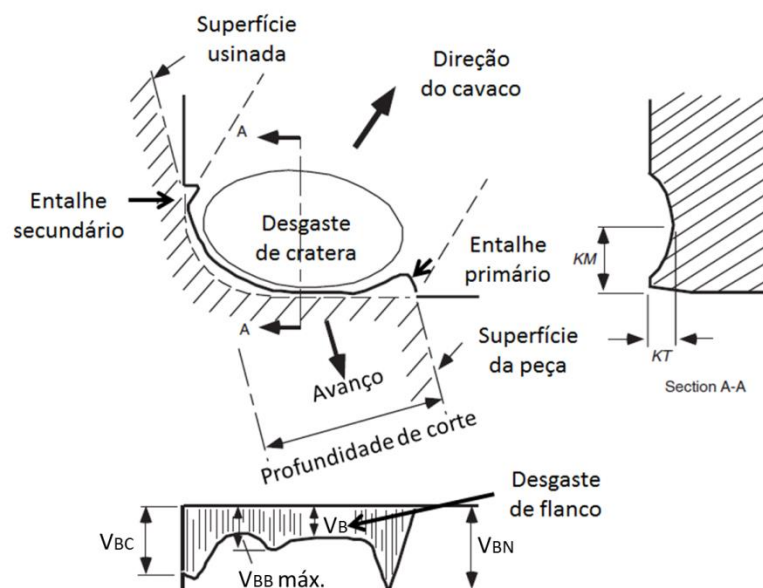


Figura 41 – Identificação esquemática dos pontos de interesse de análise. Adaptado de Childs *et alii* (2002).

O desgaste no flanco principal, secundário e na face (craterização) de uma ferramenta é uma condição esperada durante a usinagem. Os efeitos deste fenômeno são observados na peça produzida, alterando principalmente suas dimensões, integridade de superfície e subsuperficial. Efeitos correlacionados podem ser citados, como por exemplo, o aumento de forças de usinagem e temperatura de corte. A

ferramenta não deve falhar precocemente por fratura e também não são aceitáveis deformações plásticas. Requisitos estreitos de rugosidade e manutenção de tolerâncias dimensionais e tolerâncias de forma devem ser preservados, pois são condições ordinárias para a operação. A ocorrência de desgaste de cratera, em seu estágio inicial, não afeta características dimensionais da peça, mas influencia no mecanismo de formação do cavaco. O desgaste de flanco, por sua vez, tem grande participação no desempenho do processo, desde o início do seu ciclo de deterioração. As propriedades lubrificantes (óleo atomizado) e refrigerantes (ar comprimido pressurizado) de um sistema MQL surgem como possibilidade de maior longevidade de ferramenta através da redução de atrito (efeito lubrificante) e moderada redução da temperatura na interface de corte.

Um problema vem à tona. Uma questão recorrente quando se fala em lubrificação do flanco e face de uma ferramenta aplicada ao processo de torneamento, é o atingimento do meio lubrificante nestas áreas da ferramenta. Kronenberg (1966) já preconizava que devido às elevadas pressões específicas de corte (razão entre a força de corte e a área da seção de corte) estar presentes, como um lubrificante poderia penetrar em um ambiente tão desfavorável? Além disto, as temperaturas são muito elevadas nestas áreas de contato, causando sua evaporação. Outro agravante no caso do torneamento contínuo é que a ferramenta sempre estará em contato com a peça, permitindo apenas nos instantes iniciais, antes do contato com a peça a ser usinada, a aplicação de algum tipo de lubrificante.

O fenômeno da capilaridade, segundo Kronenberg (1966), explica de forma coerente este efeito. Os microscópicos picos e vales no cavaco, no flanco e na saída formam uma rede de capilares. Estes picos e vales na ferramenta são provenientes dos sulcos formados pelo desgaste natural. Estes capilares estão sujeitos a um gradiente de pressão, facilitando a penetração do lubrificante. Estudos mais contemporâneos também expõe esta possibilidade, conforme podem ser observados nos trabalhos realizados por Kumar e Ramamoorthy (2006) e Dhar *et alli* (2005). Machado e Wallbank (1997) alertam que a evidência do efeito da capilaridade é proveniente de experimentos que não são comuns nas condições normais de usinagem. Jatos direcionados de óleo atomizado e fluidos de elevada vazão e pressão, seriam então eficazes neste contexto. Ambas as possibilidades são características do sistema de MQL.

Outro ponto para ser observado no problema da penetração é levar a vibração em consideração. Kronenberg (1966) também descreve que, devido à variação

no atrito entre a face da ferramenta e o cavaco, vibrações estão quase sempre presentes quando os metais são cortados. A ferramenta muda sua posição relativa com relação à peça, “engatando-a” e “desengatando-a” em intervalos periódicos. Este movimento relativo pode abrir uma conveniente entrada para o fluido de corte. Existe também a probabilidade de que interações químicas entre o fluido de corte, a peça e a ferramenta afetem a sua ação. As vantagens da vibração foram estudadas por Min *et alli* (2007), desta vez aplicada à técnica do MQL. O autor coletou resultados positivos em relação à eficácia do meio lubrificante.

Chinchanikar e Choudhury (2014) citam diversos autores os quais concluem que a eficácia do MQL conjuga refrigeração e lubrificação. No flanco da ferramenta ocorre o moderado efeito da refrigeração. Na região da saída da ferramenta, a redução de atrito é proporcionada pelo efeito de lubrificação, mesmo que não se consiga um atingimento completo desta região. Sharma *et alli* (2009) explica que durante aplicação de MQL, o fluido de corte é fragmentado em minúsculos glóbulos, e seu tamanho é inversamente proporcional à pressão de injeção. A sua velocidade varia como uma função da raiz quadrada da pressão de injeção. Esta elevada velocidade facilita a penetração do fluido de corte na parte inferior do cavaco, facilitando sua passagem nesta interface, resultando em redução de atrito.

5.1 Ensaios com Profundidade de Corte de 0,1mm

A experimentação com profundidade de corte de 0,1 mm seguiu o seguinte itinerário para a obtenção, medição e análise de dados:

- ✓ Desgaste gradual de flanco.
- ✓ Rugosidade.
- ✓ Desgaste final de cratera.
- ✓ Medição de entalhe.

5.1.1 Desgaste Gradual de Flanco para Profundidade de Corte de 0,1 mm

A medição do desgaste de flanco é uma métrica significativa na avaliação de desempenho de ferramentas de corte tornando sua utilização em trabalhos científicos relacionados a desgaste de ferramentas uma constante. O desgaste de flanco interfere de forma contundente nos esforços de corte, rugosidade, temperatura na interface de corte, precisão dimensional, formação de camada branca e tensões residuais. Também foram analisadas as imagens finais do desgaste. As medições foram realizadas em função de um comprimento de corte, monitorados por um valor máximo de rugosidade em R_a de $1,5 \mu\text{m}$, conforme descrito no Capítulo 4.

5.1.1.1 Gráficos da Evolução do Desgaste para Velocidades de Corte de 100 m/min e 150 m/min – SAE1045 e SAE8620

A seguir serão mostrados os resultados obtidos na medição de desgaste de flanco para velocidade de corte de 100 m/min e 150 m/min, com profundidade de corte de 0,1 mm e avanço de 0,08 mm/rot. A cada doze passes realizados, perfazendo um comprimento de corte de 1.100,705 mm, a ferramenta foi levada à medição, em plataforma apropriada, conforme descrito no Capítulo 4. As amostras também foram avaliadas em microscópio eletrônico de varredura, quando do término das medições. Os valores obtidos nas medições foram compilados e lançados em planilha eletrônica ORIGIN para análise gráfica dos resultados. A Figura 42 ilustra o resultado da medição do desgaste de flanco dos materiais SAE1045 e SAE 8620, a seco e com MQL – velocidade de corte de 100 m/min.

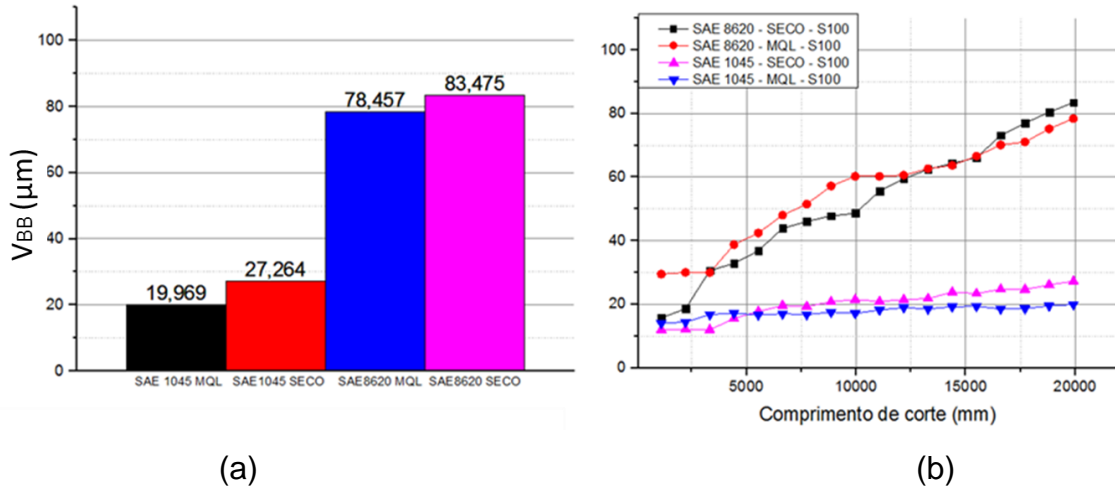


Figura 42 – Gráfico de desgaste de flanco para $V_c=100$ m/min, $a_p=0,1$ mm. (a) Comparação entre V_{BB} final, (b) Evolução do desgaste. Fonte própria.

O resultado mostra que para o material SAE1045, com velocidade de corte de 100 m/min, a aplicação de MQL trouxe uma contribuição interessante em relação ao desgaste da ferramenta; 26,75% menor do que para o regime a seco. No caso do SAE8620 o resultado foi 6,01% menor para o MQL. A avaliação entre materiais diferentes, com tratamentos térmicos distintos, aponta que para a usinagem usando MQL, o material SAE8620 apresentou um valor de desgaste de flanco 3,93 vezes maior do que para o material SAE1045. Para a condição a seco, esta relação foi de 3,06 vezes maiores. A explicação de um maior valor de desgaste se apoia no fato de que a estrutura metalográfica do material cementado e temperado possui elementos de liga formadores de carbonetos em sua composição, elevando o desgaste abrasivo. Existe também uma diferença no tamanho das agulhas de martensita entre os materiais temperados por indução e cementado e temperado. A martensita gerada no material SAE8620 é mais frágil do que gerada no material SAE1045, conforme declara Krauss (1997).

A eficácia da aplicação do MQL no aço SAE1045, e em menor escala no aço SAE8620, se deve a redução no atrito entre a ferramenta e a peça; a atomização de óleo lubrificante através do ar comprimido atinge com alguma significância a zona de corte (efeito da capilaridade). Park *et alli* (2011), relatam que a função principal dos óleos normalmente utilizados como lubrificantes em sistemas MQL não é a retirada de calor da zona de corte, mas sim a diminuição do atrito entre a peça e a ferramenta. A caracterização metalográfica do material SAE1045 revelou uma estrutura martensítica, sem traços de carbonetos, e o SAE 8620 mostrou uma estrutura martensí-

tica com carbonetos finamente distribuídos na matriz (ver Figura 28). A figura 43 ilustra o gráfico de desgaste final de flanco e sua evolução ao usinar os materiais SAE1045 e SAE8620 com velocidade de corte de 150 m/min, a seco e com MQL.

No caso do material SAE1045 a aplicação de MQL culminou em importante redução de desgaste de flanco. O desgaste no regime a seco, decretado pelo comprimento usinado, foi 3,59 vezes maior do que o valor quando aplicado MQL.

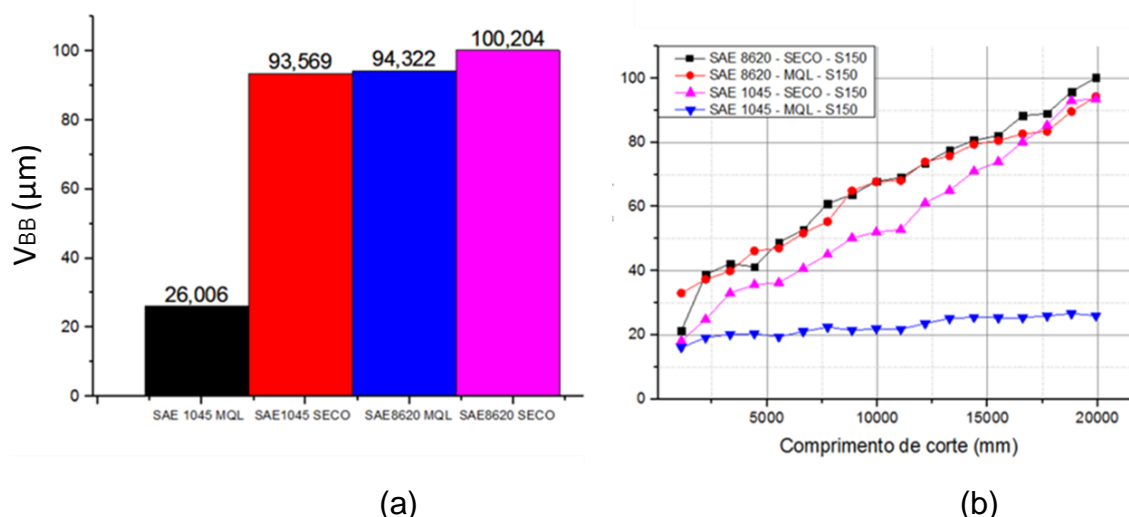


Figura 43 – Gráfico de desgaste de flanco para $V_c=150$ m/min, $a_p=0,1$ mm. (a) Comparação entre V_{bb} final, velocidade 150 m/min. (b) Evolução do desgaste. Fonte própria.

Resultado menos promissor ocorreu com o material SAE8620, mostrando o mesmo patamar de redução de desempenho de ferramenta com a aplicação de MQL apresentada com velocidade de 100 m/min; desta vez uma redução de 5,87%. A condição anterior se repetiu: materiais diferentes, apesar de apresentarem dureza de superfície e dureza de camada equivalentes, conduziram a regimes de desgaste distintos. O material SAE8620 apresentou um valor final de desgaste de flanco 3,62 vezes maior que o material SAE1045 para a usinagem com MQL, e 6,64 % maior para a condição a seco. O resultado do material SAE8620 mostra que a ação de um meio refrigerante também traz benefício em relação à deterioração do flanco da ferramenta, mesmo com a presença de pontos de elevada dureza na sua microestrutura. O alto desempenho da ferramenta na usinagem do SAE1045 com MQL demonstra que a combinação da redução de dureza de superfície (efeito da temperatura de corte na zona tratada termicamente, provocando seu amolecimento) e a lubrificação da interface encontram um ponto ótimo.

5.1.1.2 Análise de Desgaste para Velocidade de Corte de 100 m/min e 150 m/min

A Figura 44 e Figura 45 ilustram as imagens obtidas no microscópio eletrônico de varredura (vista superior) e do microscópio estereoscópico (vista inferior) dos desgastes de entalhe secundário (a) e primário (d), flanco (b) e cratera (c) para a velocidade de corte de 100 m/min e 150 m/min do material SAE1045.

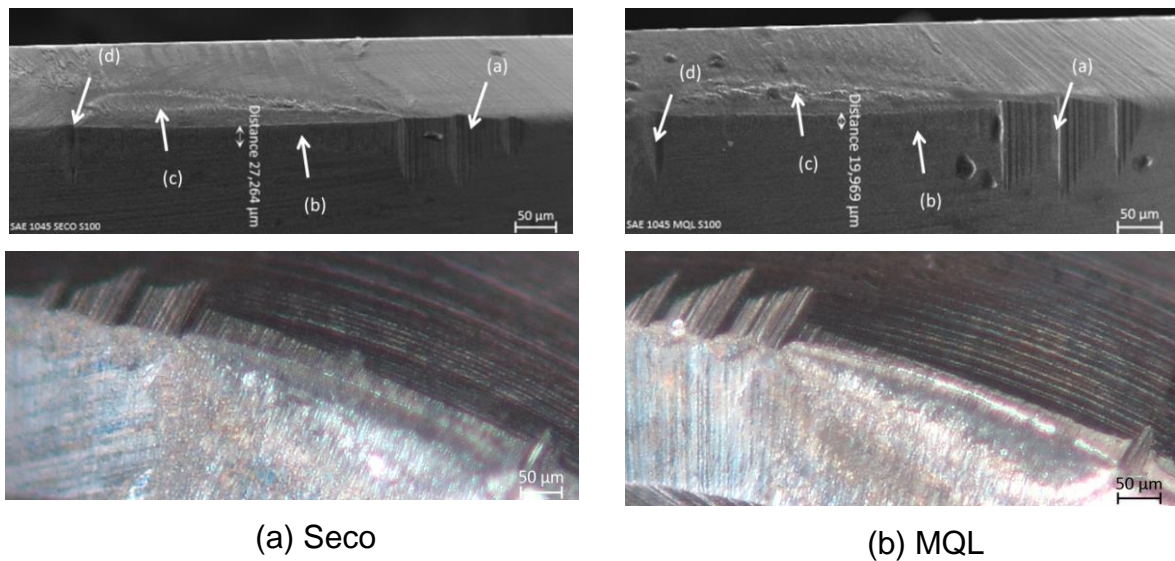


Figura 44 – Desgaste de flanco e cratera para SAE 1045, $V_c=100$ m/min. Fonte própria.

A Figura 44 mostra que a aplicação de MQL reduziu o desgaste de flanco (b), mas aumentou o desgaste de entalhe secundário (a). O desgaste de cratera (c) é incipiente, enquanto que o desgaste primário de entalhe (d) não se alterou com a aplicação de MQL. O desgaste de entalhe secundário é prejudicial à manutenção da rugosidade.

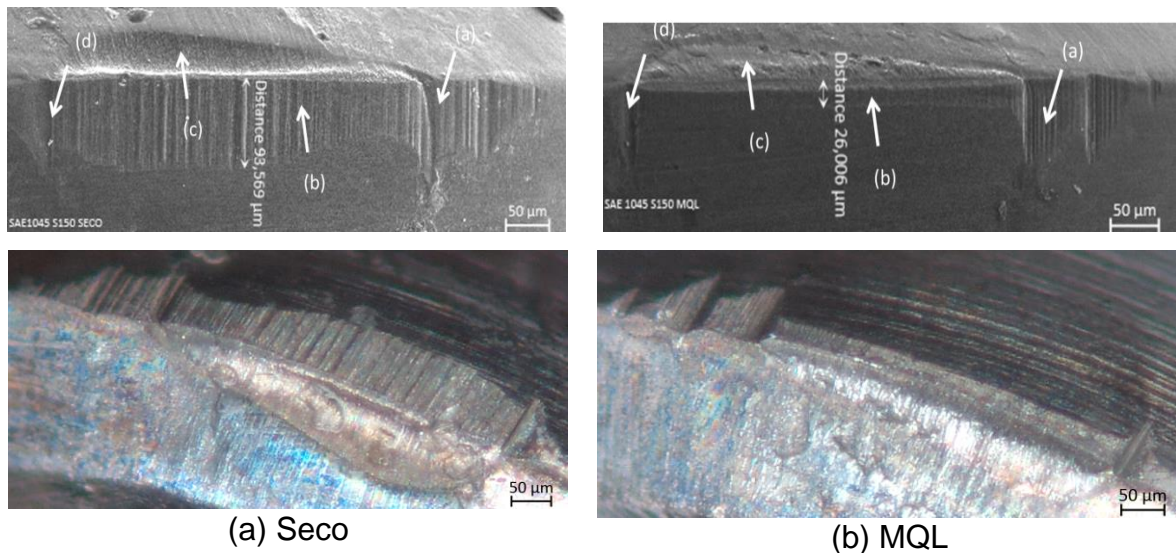


Figura 45 – Desgaste de flanco e cratera para SAE1045, $V_c=150$ m/min. Fonte própria.

A Figura 45 ilustra o desgaste da ferramenta ao usinar o material SAE1045 para velocidade de corte de 150 m/min. Como já verificado graficamente, a aplicação de MQL reduziu consideravelmente o desgaste de flanco e de cratera. O entalhe primário (d) foi similar para ambos, ilustrando que a retempera na superfície das amostras foi equivalente. O desgaste de flanco (b) apresenta marcas abrasivas, mostrando a ação de pontos de dureza elevada na matriz metálica do material. A ocorrência destes pontos não era esperada, uma vez que a temperatura atingida no ponto de corte é suficiente para a austenitização para o material SAE1045. A explicação é que o tempo de manutenção na temperatura de austenitização é muito curto, não permitindo que ocorra a completa difusão da estrutura martensítica. A craterização é bem pronunciada para a velocidade de 150 m/min a seco. Os desgastes de entalhe secundário (a) são similares. Para a condição a seco foi mais distribuída, e para o MQL mais pontual (em forma de “V”), esta diferença se explica pelo efeito da lubrificação agindo na parte posterior do flanco. A craterização na condição a seco apresenta-se em estado adiantado, na eminência do comprometimento do gume entre o chanfro e o flanco, condição esta que decretará o fim de vida da ferramenta. Não foram observados pontos de trincamento na ferramenta para as duas velocidades de corte aplicadas, atestando a tenacidade necessária oferecida pela combinação de TiN e CBN na fabricação da ferramenta. A não ocorrência de trincamento também confirma que a capacidade de troca de calor do ar comprimido não é prejudicial em relação à ocorrência de choques térmicos. A aplicação de MQL no flanco da ferramenta foi eficiente, possivelmente devido ao efeito da capilaridade.

A Figura 46 ilustra os desgastes sofridos pela ferramenta com velocidade de corte de 100 m/min, para o material SAE8620. A aplicação de MQL reduziu a craterização e o desgaste de flanco, mas de forma mais branda. A abrasividade do material cementado é mais pronunciada, devido à existência de carbonetos na matriz.

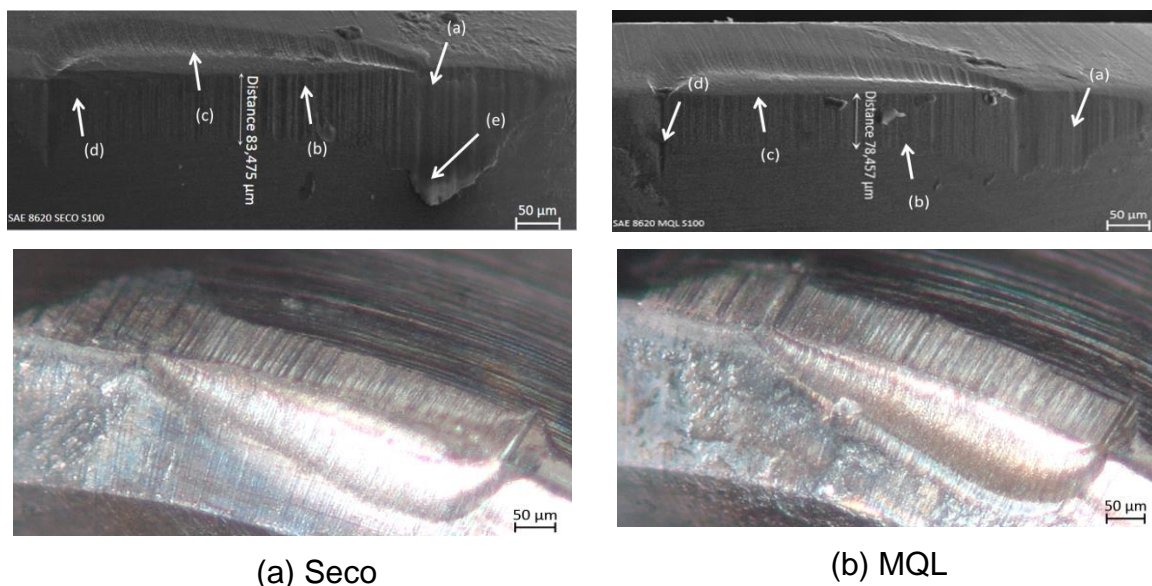


Figura 46 – Desgaste de flanco SAE 8620 a seco e MQL, $V_c=100$ m/min. Fonte própria.

O ponto (e) sugere deformação plástica do material da ferramenta, uma vez que o exame de EDS não apontou para a ocorrência de ferro nesta região, ou seja, não ocorreu aderência da peça com a ferramenta. Ver figura 47.

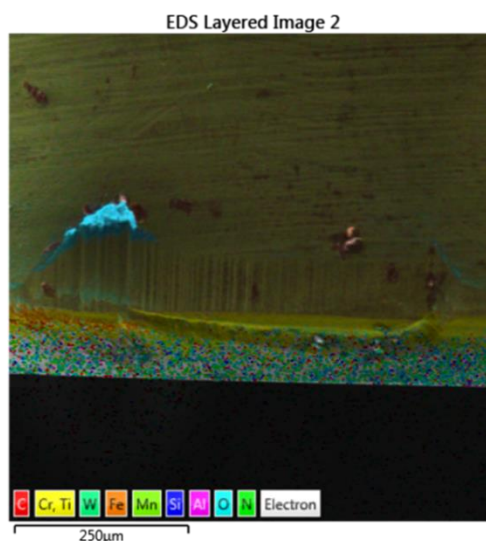


Figura 47 – Análise de *back scattering* na região do entalhe secundário. Fonte própria.

A região posterior ao desgaste de entalhe secundário é mais homogênea, sendo benéfico para a manutenção da rugosidade. O desgaste de entalhe primário

(d) tem a mesma morfologia para todos os casos. Os ensaios a seco, porém, mostraram ligeiro acréscimo de sulcos abrasivos, indicando alguma influência do MQL para esta condição. A Figura 48 ilustra o resultado da velocidade de corte de 150 m/min. O aumento na velocidade de corte majorou o desgaste de flanco (b) em relação à velocidade de 100 m/min. A aplicação de MQL reduziu a craterização (c) se comparada à condição a seco.

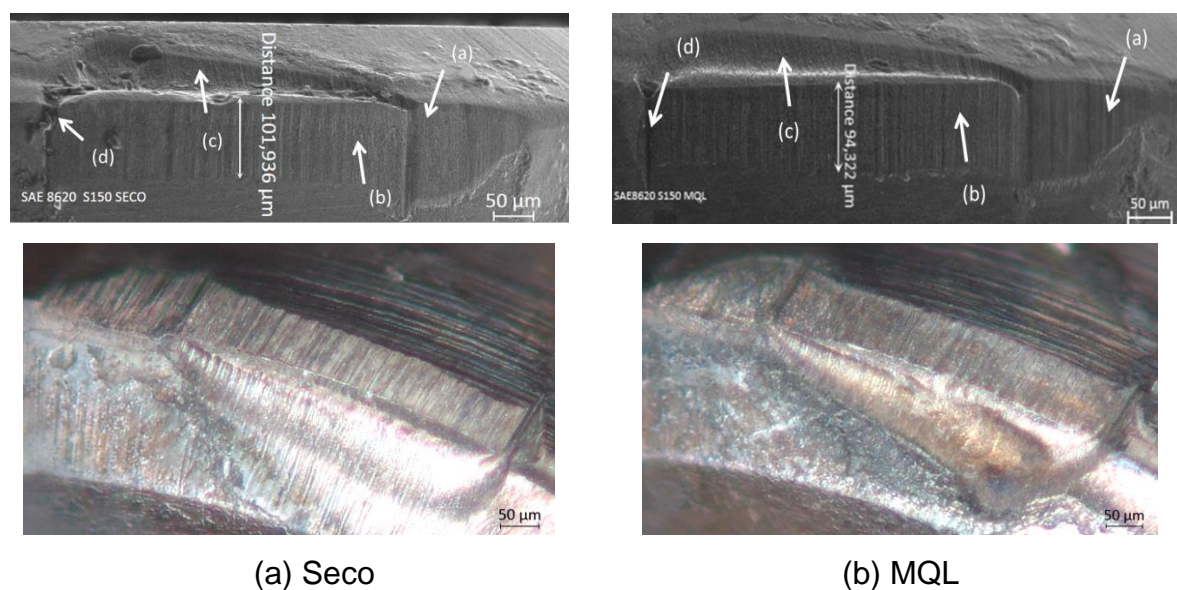


Figura 48 – Desgaste de flanco SAE 8620 MQL e seco, $V_c=150$ m/min. Fonte própria.

Observam-se menores marcas abrasivas para a condição MQL, mostrando a eficiência da aplicação do filme lubrificante, amenizando a ação dos carbonetos presentes na matriz. Os entalhes para as duas condições não sofreram alterações importantes.

Não foi encontrada a formação de gume postiço, exatamente como previsto por Poulachon *et alli* (2001), os quais declaram sua inexistência devido à baixa ductilidade do material da peça, e a elevada temperatura de corte gerada no momento do corte. Também não ocorreram trincas nem lascamentos. Isto converge com o exposto por Diniz e Oliveira *et alli* (2008), que estabelecem que os parâmetros de corte devam estar adequados com o produto, e que a rigidez do sistema de fixação da peça e o sistema de fixação do ferramental devem estar de acordo com o exigido pela aplicação. Também indica que a tenacidade da ferramenta estava adequada para o uso.

Independente do material, presença ou abstinência de meio lubrificante e velocidade de corte, os sulcos comuns em todos os ensaios realizados são típicos de

desgastes abrasivos, conforme preconizado por Konig *et alli* (1993), Trent e Wright (2000), entre outros autores. O questionamento concerne a entender porque, mesmo ocorrendo o amolecimento da superfície tratada termicamente, ainda persiste a ação de partículas duras na peça, e também porque, durante a ocorrência de desgaste por difusão, marcas abrasivas são reveladas.

Um primeiro ponto é descrito por Konig *et alli* (1993) e Tonshoff (2000), os quais afirmam que esta qualidade é consequência de que materiais ligados, mesmo quando atingem a temperatura de austenitização, pequenas porções de carbonetos resistem na matriz. Estas partículas de carboneto no aço endurecido não são fortemente ligadas pela matriz ferrítica como ocorre com a cementita em uma estrutura perlítica. Partículas livres são facilmente geradas no torneamento duro, ao longo da superfície de folga e da face da ferramenta. Estas partículas endurecidas são forçadas contra a superfície da ferramenta, causando um desgaste abrasivo do tipo três corpos. Baseado nisto, o desgaste abrasivo do tipo três corpos é considerado o desgaste dominante no torneamento duro de aços ligados. Ou ainda, segundo Konig *et alli* (1984), a elevada temperatura gerada na usinagem deforma a matriz com menor dureza, deixando os carbonetos presentes praticamente intactos. A resistência à abrasão de um carboneto é então mantida, e implica em dificuldades para a usinagem de materiais endurecidos com presença de carbonetos, que é o caso do material SAE8620.

A Figura 49 ilustra alguns exemplos de carbonetos e sua dureza, comparando-os com a cementita e a martensita. O SAE8620 é um aço que possui Cromo, Níquel e Molibdênio em sua composição, conforme observado no capítulo 04. O material SAE1045 não possui elementos de liga formadores de carbonetos em quantidade suficiente, somente traços os quais não apresentam qualquer influência. Os carbonetos mais comumente formados em aços ao cromo são os do tipo M_7C_3 , os quais são comuns para os teores de cromo presentes, os quais segundo Prabhudev (1988) são resistentes à dissolução em elevadas temperaturas. É evidente a diferença de dureza, se comparada com a dureza da martensita, encontrada no SAE1045.

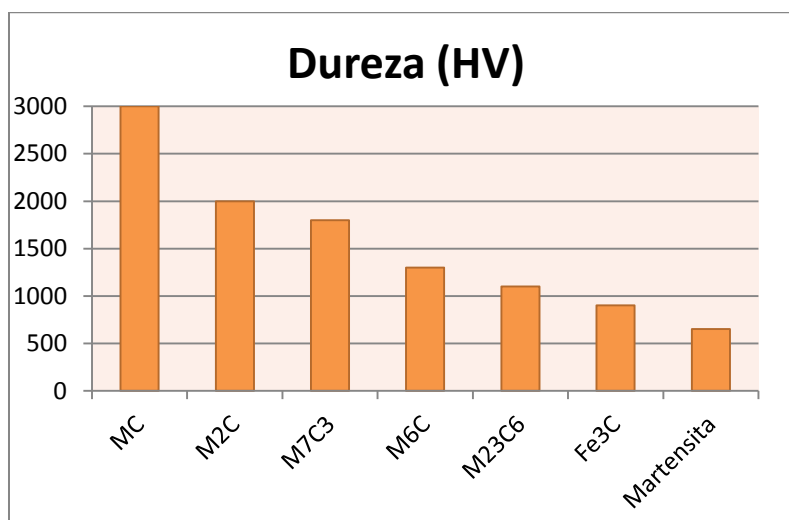


Figura 49 – Classes de dureza. Adaptado de Krauss (1987) e Prabhudev (1988).

Além disso, o efeito do amolecimento do material tem forte relação com a temperatura e o tempo de exposição nesta temperatura. O fato do ciclo de aquecimento e resfriamento ser muito curto, não é suficiente para a total transformação da fase martensítica quando na temperatura de austenitização. Este fato explica a ocorrência de abrasividade para o material SAE1045.

Outro ponto de geração de partículas duras concerne à dureza a quente dos elementos formadores da ferramenta de PCBN, que no caso estudado são duas cerâmicas: nitreto de titânio e nitreto de boro cúbico. A proporção entre estas duas cerâmicas é de 45% de TiN e 55% de CBN. Da mesma forma que ocorre com os carbonetos na matriz ferrítica, a diferença de manutenção de dureza a elevadas temperaturas libera fragmentos de CBN na interface do flanco e da saída da ferramenta.

5.1.2 Medição do Entalhe

A ocorrência do desgaste de entalhe mostrou-se ponto importante de investigação na usinagem das amostras de ambos os materiais. As figuras a seguir mostram claramente a ocorrência de dois entalhes, ambos no gume secundário. Isto ocorre devido à pequena profundidade de corte. Lembrando que, para melhor entendimento, o entalhe que ocorre próximo ao raio de ponta da ferramenta foi chamado de entalhe primário, e o que surge após a extensão do desgaste de flanco foi chamado de entalhe secundário. O desgaste de entalhe secundário tem influência inci-

siva na rugosidade, e sua morfologia se caracteriza por ter a forma angular e profunda.

5.1.2.1 Entalhe Primário

A Figura 50 ilustra, para o material SAE1045, um valor muito próximo de desgaste de entalhe para as condições a seco e MQL para a velocidade de 100 m/min. Para a velocidade de corte de 150 m/min, observou-se uma ligeira elevação neste desgaste.

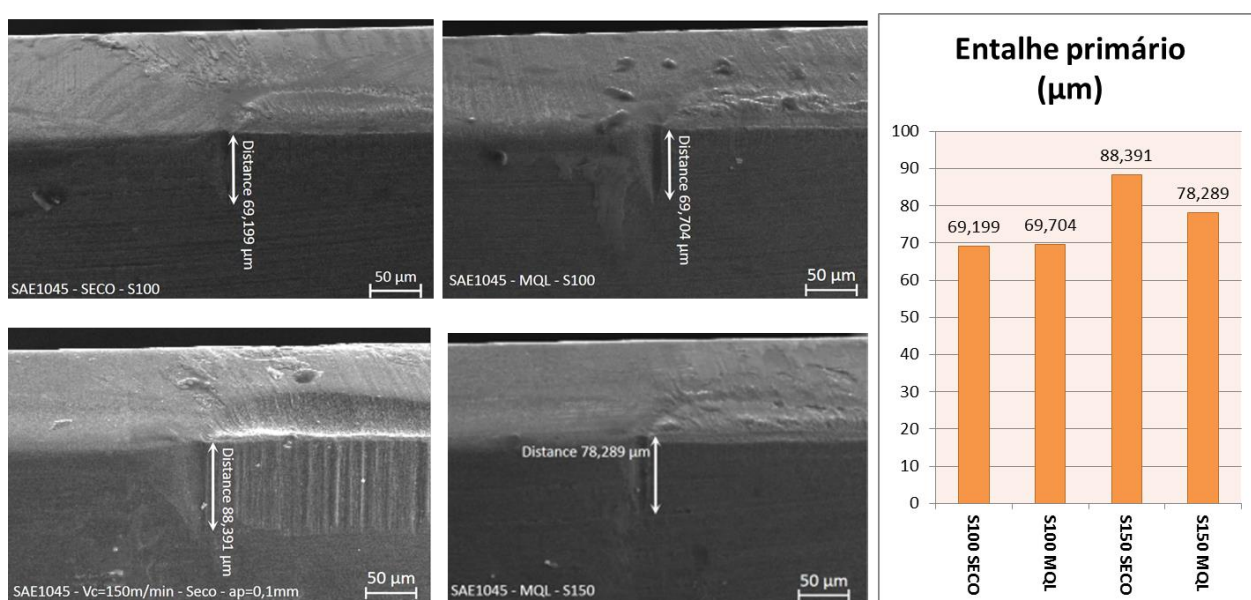


Figura 50 – Desgaste de entalhe primário SAE 1045. Fonte própria.

A Figura 51 ilustra a ocorrência de entalhe para o material SAE8620, mostrando um valor muito próximo para todos os casos. A ocorrência do entalhe primário, segundo descreva a literatura (Dhar *et alli* (2007), Stahl e de Vos (2014), entre outros), ocorre devido a uma superfície endurecida gerada em passes anteriores, neste caso a sua ocorrência tem forte influência com a formação da camada branca.

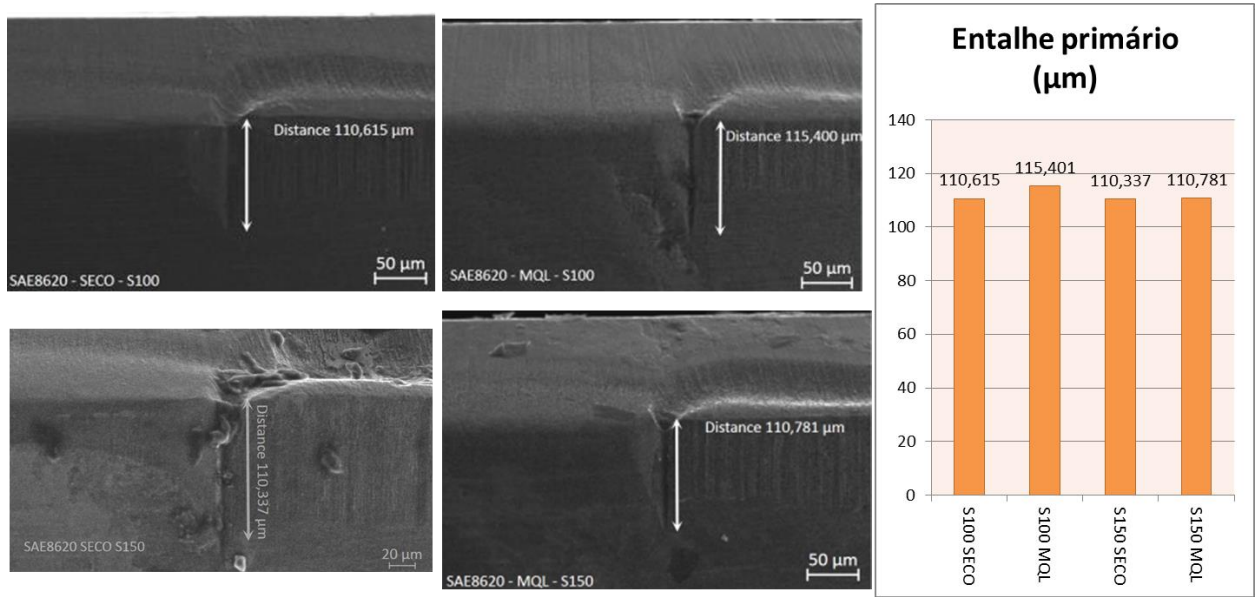


Figura 51 – Desgaste de entalhe primário SAE 8620. Fonte própria.

5.1.2.2 Entalhe Secundário

A Figura 52 ilustra um mesmo padrão de desgaste de entalhe secundário em todos os corpos de prova do material SAE1045, ilustrando três sulcos cíclicos.

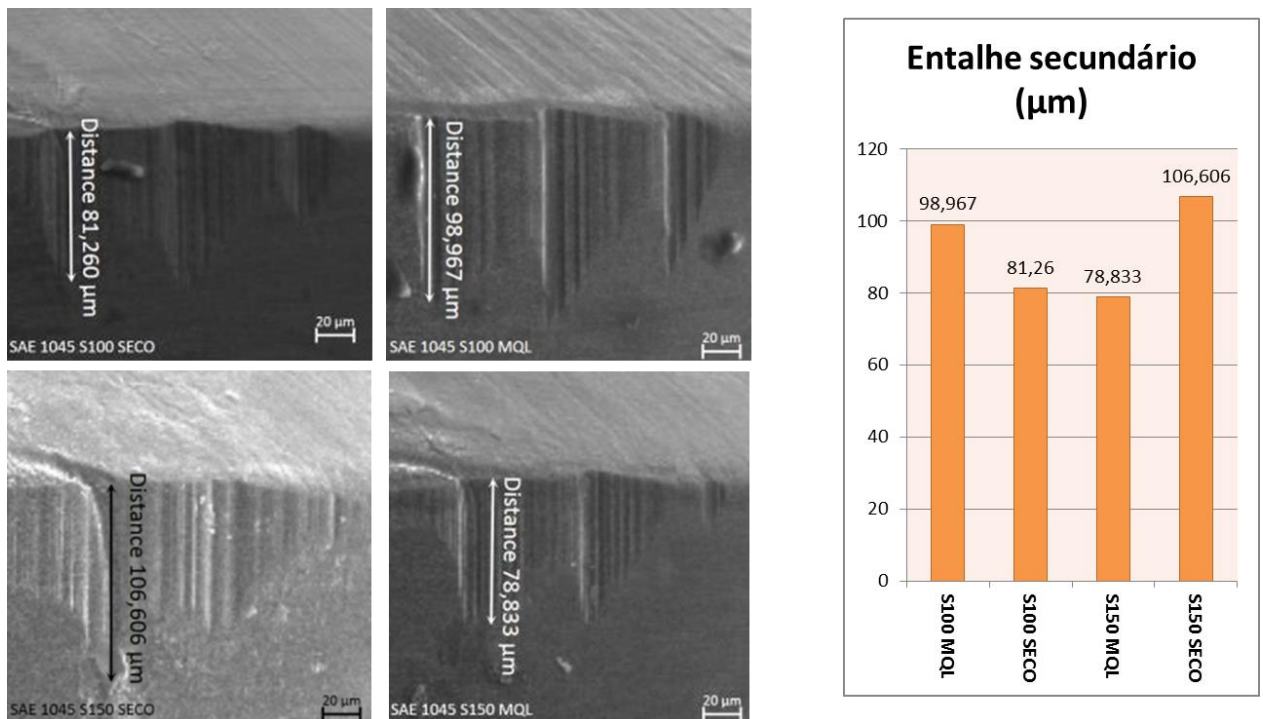


Figura 52 – Desgaste de entalhe secundário SAE1045. Fonte própria.

Estes sulcos se aproximam do avanço utilizado, que foi de 0,08mm/rot, conforme pode ser observado na figura 53. Observar que iniciam no ponto que o cavaco deixa a ferramenta e se prolongam para uma área fora da zona de corte. Este padrão de três pontos de desgaste - dois mais incisivos seguidos de um terceiro, menos pronunciado - ocorre desde o início do processo de desgaste no flanco da ferramenta. Para velocidade de corte de 100 m/min, o desgaste de entalhe é muito pronunciado se comparado com o desgaste V_{BB} , principalmente quando da aplicação de MQL.

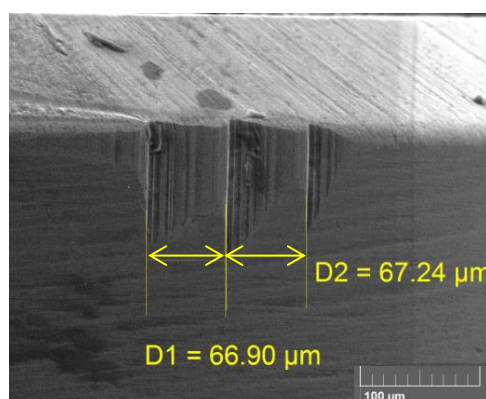


Figura 53 – Marcas do avanço no entalhe secundário – SAE1045, MQL, velocidade de corte de 100 m/min. Fonte própria.

A literatura cita com relativa constância que o desgaste secundário ocorre devido à ocorrência do fenômeno da oxidação, mas o ensaio de *back scattering* não apresentou oxigênio suficiente para esta ocorrência, conforme pode ser visto na figura 54. O entalhe primário está relacionado ao efeito de serramento provocado pelo cavaco, conforme descrevem Hodgson e Trendler (1990), Kishawi e Elbestawy (1998), Kaynak *et alli* (2013) e Machado e Silva (2004).

As demais marcas abrasivas ocorrem devido ao efeito da mínima espessura de cavaco, relacionada à existência do chanframento do gume da ferramenta. A porção não cisalhada do cavaco é encruada, representando um ponto de elevada abrasividade para a ferramenta. A explanação deste fenômeno está descrita no item 3.1.3. A ocorrência de sulcos mais contundentes tem relação com o uso ou não de um meio lubrificante e refrigerante. O resfriamento mais rápido aumenta a incidência do sulcamento.

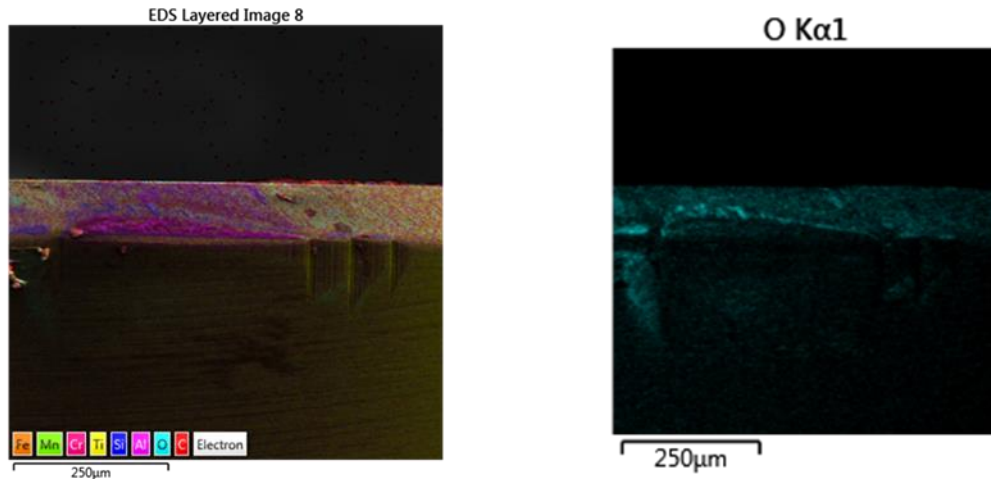


Figura 54 – Análise de oxidação entalhe secundário. (SAE1045, S100, MQL). Fonte própria.

O desgaste de entalhe secundário para o material SAE8620 (Figura 55) reduz com o aumento da velocidade de corte, devido ao aumento na temperatura e maior amolecimento do material da peça. O padrão de desgaste para todos os ensaios é o mesmo, com o surgimento de um sulco pronunciado no final de área de contato do cavaco com a ferramenta, conectando-se com o desgaste de cratera. A ocorrência do desgaste de entalhe tem relação com o efeito do serramento do cavaco e sua mínima espessura, somado com a abrasividade do material. Esta maior abrasividade promove um desgaste mais homogêneo, sem a ocorrência de sulcos pronunciados.

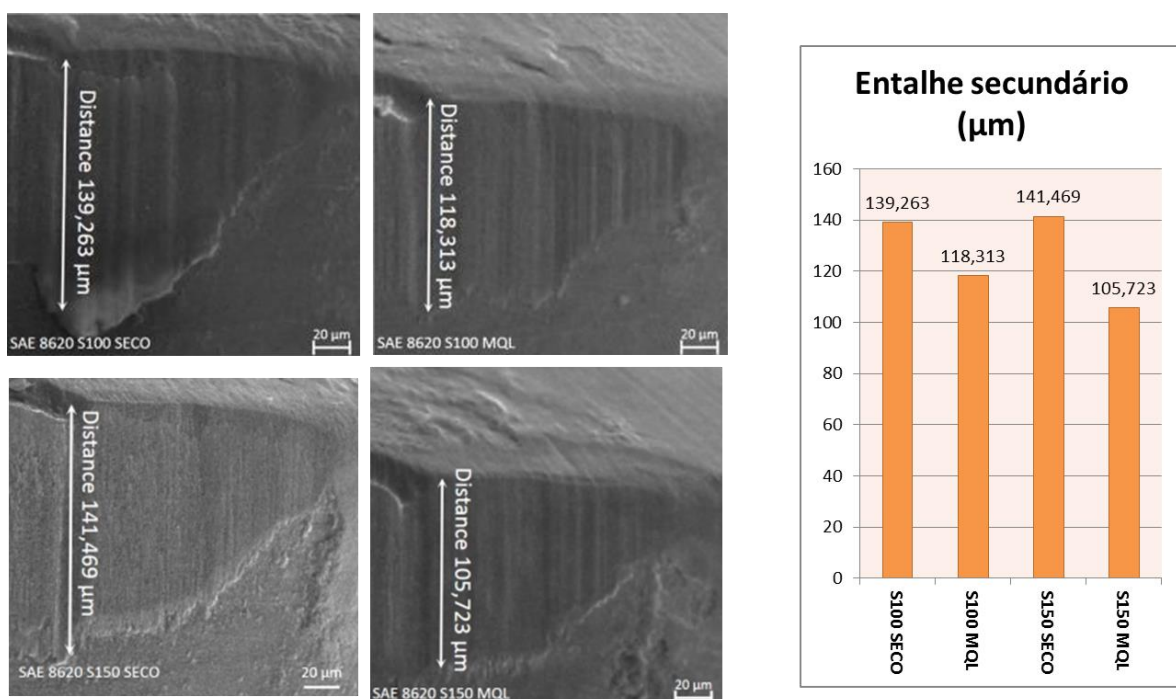


Figura 55 – Desgaste de entalhe secundário SAE8620. Fonte própria.

5.1.3 Avaliação da Rugosidade

A figura 56 ilustra o resultado da rugosidade para velocidade de corte de 100 m/min. Para todos os ensaios a rugosidade máxima estabelecida foi de $1,5\mu\text{m}$ (medida em R_a), pois reflete valores típicos de acabamento para peças retificadas usadas em aplicações práticas. O valor determinado como “rugosidade máxima” foi atingido precocemente pelo material SAE1045, quando submetido à aplicação de MQL. O material SAE8620 apresentou valores menores de rugosidade, tanto para a aplicação de MQL quanto a seco.

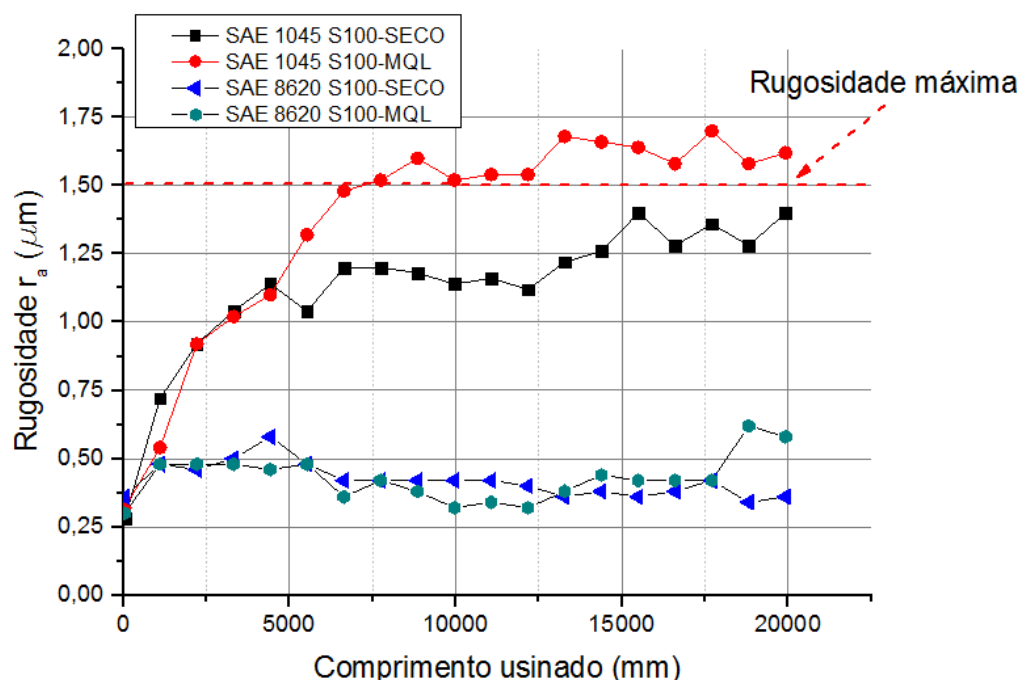


Figura 56 – Rugosidade V_c 100 m/min a seco e MQL. Fonte própria.

A Figura 57 ilustra o resultado da rugosidade para 150 m/min. O valor da rugosidade para o material SAE1045 foi menor do que para velocidade de 100 m/min. O valor medido com a aplicação de MQL foi maior do que para a aplicação a seco. O material SAE 8620 apresentou os valores de rugosidade novamente muito próximos, com e sem o uso de MQL. Não houve alteração significativa de rugosidade para este material em relação à velocidade de corte de 100 m/min.

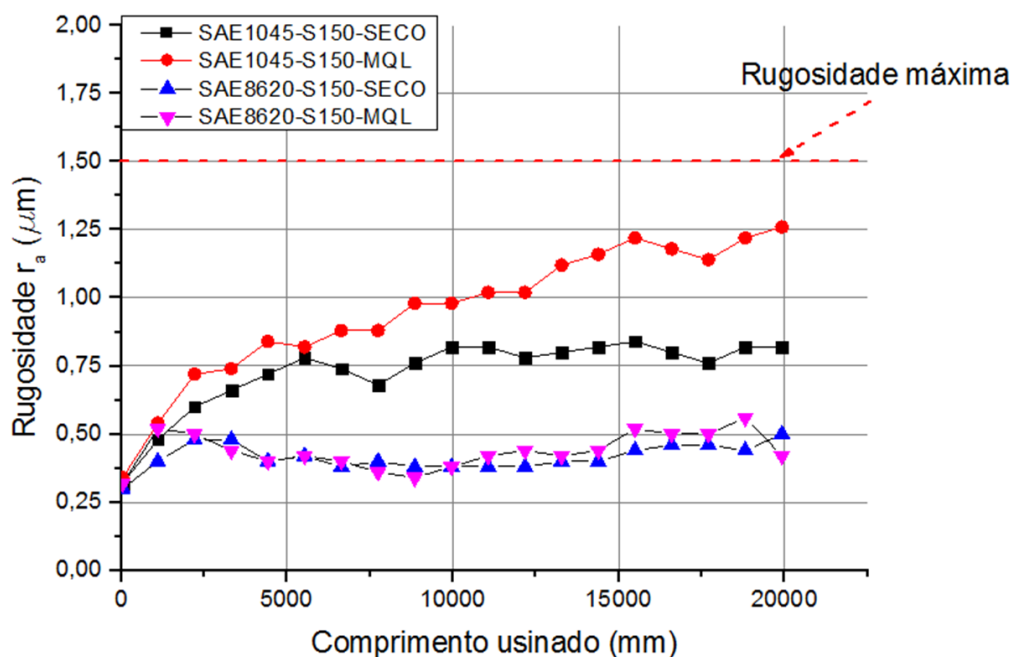


Figura 57 – Rugosidade S150 m/min a seco e MQL. Fonte própria.

A rugosidade está relacionada com a cópia de um perfil, que no caso do torneamento duro, é dada pelo gume secundário de corte. Isto é devido à profundidade de corte ser reduzida, menor que o raio de ponta da ferramenta. É também definida pela periodicidade de cada volta completa da peça ao redor da ferramenta, determinada pelo avanço em milímetros por rotação. A Figura 58 exemplifica o fenômeno.

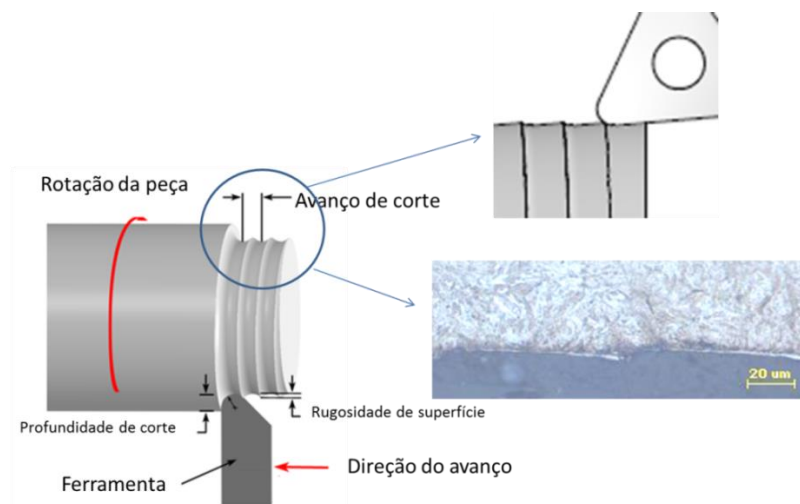


Figura 58 – Rugosidade obtida em uma superfície usinada. Fonte própria.

O perfil gerado no gume secundário de corte é função da topografia do flanco, e no caso do torneamento duro, tem forte relação com a ocorrência de entalhe. Comparado com o desgaste de flanco, o desgaste de entalhe desenvolveu-se mais acentuadamente no caso do material SAE1045 a seco e com MQL comparado com

o SAE8620. Esta rápida evolução é explicada pela ação importante de serramento causado pelo cavaco no gume secundário e também pelo efeito da mínima espessura de cavaco, o que provoca desgaste de entalhes na parte traseira da ferramenta. O serramento, conforme relata Pavel *et alli* (2005), tem relação com a dureza do cavaco, que se altera com a velocidade corte, temperatura de corte e ação do MQL. A oxidação, segundo Stahl e de Vos (2014) e Pavel *et alli* (2005) acelera ainda mais este processo, embora não tenha ocorrido para os casos analisados. Conforme esclarece Matsuda *et alli* (2015) e Pavel (2005), quanto mais pronunciados forem os desgastes de entalhes, mais influências terão no resultado da rugosidade. A influência da ocorrência de desgaste de entalhe na superfície da peça é mostrada na figura 59. Os canais mais pronunciados de entalhe, observados no material SAE1045, elevaram o valor da rugosidade. O valor expressivo de rugosidade para as amostras ensaiadas com velocidade de corte de 100 m/min é explicado devido a menor temperatura de corte, desenvolvida com esta velocidade. Isto reduziu o efeito do amolecimento do cavaco, tornando o serramento mais proeminente do que para 150 m/min. Este comportamento também pode estar relacionado com a velocidade do fluxo de cavaco sobre a face da ferramenta.

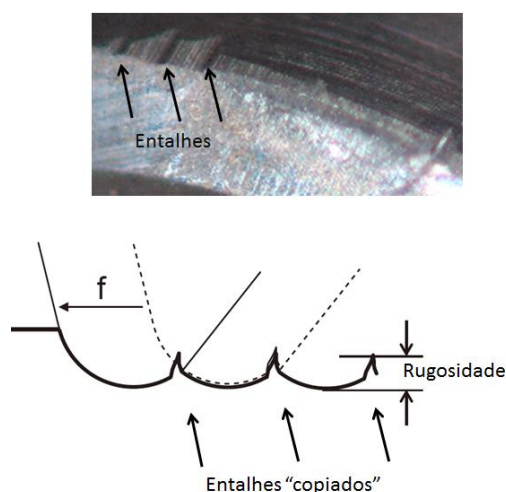


Figura 59 – Influência dos entalhes secundários na rugosidade. Adaptado de Matsuda *et alli* (2015).

A menor rugosidade para o material SAE8620, observada em todos os casos como não dependente de aplicação de MQL e da variação da velocidade de corte, se deu porque o desgaste de flanco a ocorrência de desgaste de entalhe foi homogênea, sem a ocorrência de sulcos pronunciados.

5.1.4 Desgaste de Cratera: Medição Final e Análise de Imagens

Segundo Kalpakjian (2009) o desgaste de cratera ocorre na face da ferramenta e a sua ocorrência altera a geometria da área de contato entre o cavaco e a ferramenta. Os mais significativos fatores que influenciam o desgaste de cratera são: temperatura na interface cavaco ferramenta e a afinidade química entre a ferramenta e a peça. Adicionalmente, os agentes que influenciam no desgaste de flanco, também afetam o desgaste de cratera, sendo o principal deles o desgaste abrasivo. Huang e Dawson (2004) explicam que as partículas de CBN no torneamento duro são normalmente consideradas como sendo quimicamente estáveis com o aço, mesmo quando submetidas a elevadas temperaturas e esforços; mas o ligante utilizado nas ferramentas de PCBN é relativamente solúvel sob estas condições, que no caso estudado é de nitrato de titânio. A difusão do ligante causa perda de volume de ferramenta, e resulta na liberação de partículas de CBN. A influência do desgaste de cratera não interferiu, como era esperado, diretamente no desempenho em relação à rugosidade e variação dimensional, mas causou alterações importantes na forma e no tipo de cavaco, exatamente como verificado por Huang e Dawson (2005). Os autores esclarecem que com a evolução do desgaste de cratera, o ângulo de saída da ferramenta fica mais positivo, como mostrado na figura 60. Ângulos positivos são indicados para materiais macios, de fácil usinagem e quando o sistema de fixação não é suficientemente rígido. A temperatura de corte também reduz, por conta da redução da força de corte. Ângulos negativos, por sua vez, são requeridos para usinagens mais severas, como é a usinagem dura. A Figura 60 mostra a influência do ângulo de saída da ferramenta. O ângulo de inclinação do suporte da ferramenta é de -6° . O chanfro da ferramenta é de -20° , totalizando -26° . Este é o valor efetivo do ângulo de saída. A evolução do desgaste de cratera altera este valor, levando a importante variação na formação do cavaco. O valor do ângulo vai ficando cada vez mais positivo. Este efeito reduz o curvamento do cavaco, dificultando sua quebra, formando cavacos em fita.

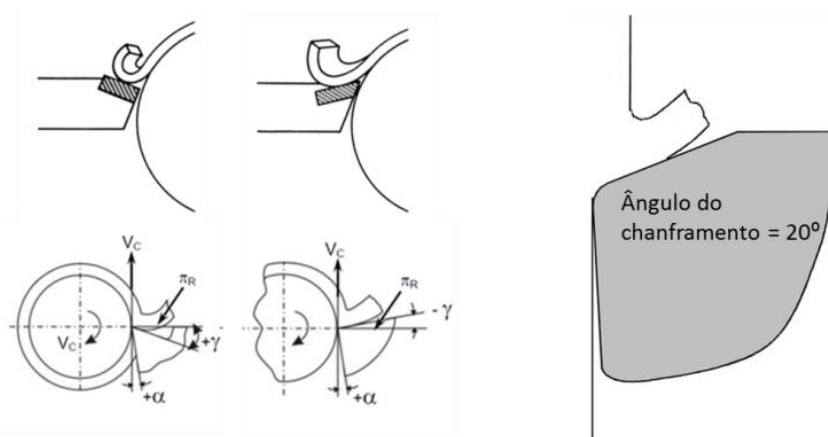
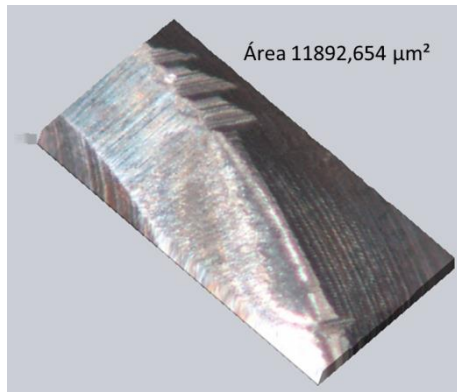
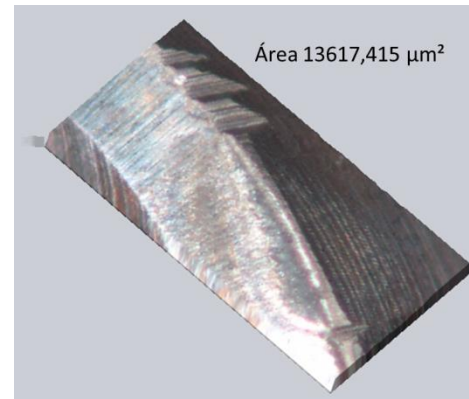


Figura 60 – Alteração do ângulo de saída da ferramenta. Fonte própria.

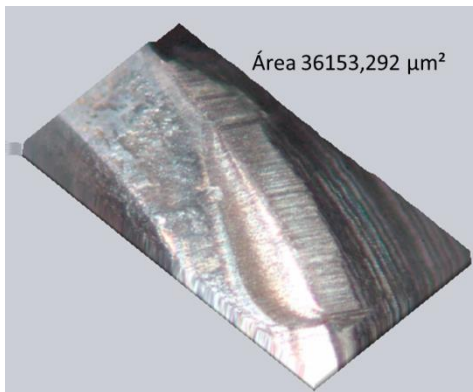
O efeito da alteração do ângulo se soma com a elevação da temperatura do cavaco, que ocorre concomitantemente com a evolução do desgaste de flanco. A análise do cavaco foi realizada na segunda etapa de medições, com profundidade de corte de 0,2 mm. A medição da área do desgaste de cratera foi realizada após a conclusão dos ensaios. A avaliação foi realizada através de medição ótica, a qual mostrou suficiente para ilustrar a abrangência de desgaste ocorrido. A Figura 61 ilustra todos os desgastes com profundidade de corte de 0,1 mm.



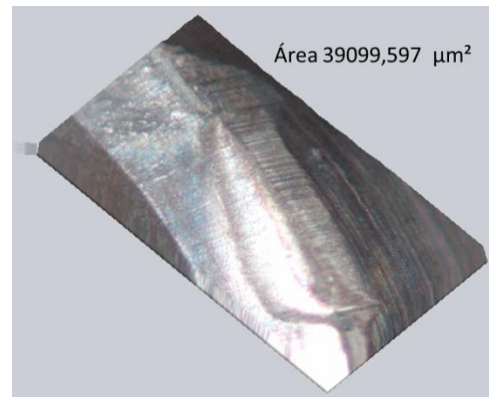
SAE1045 – S100 – MQL



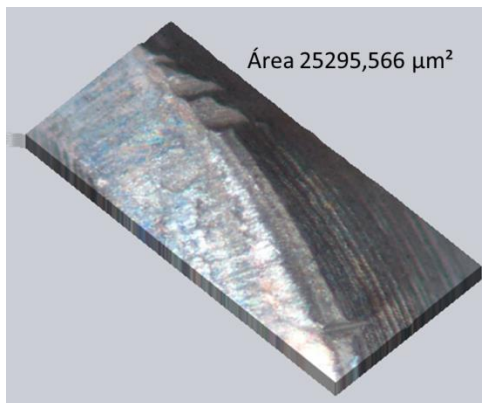
SAE1045 – S100 – SECO



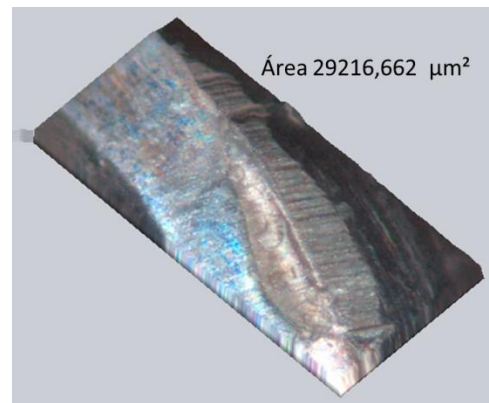
SAE8620 – S100 – MQL



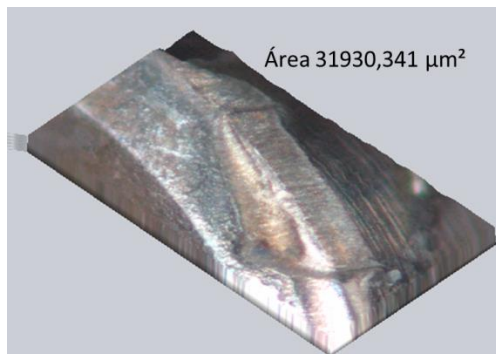
SAE8620 – S100 – SECO



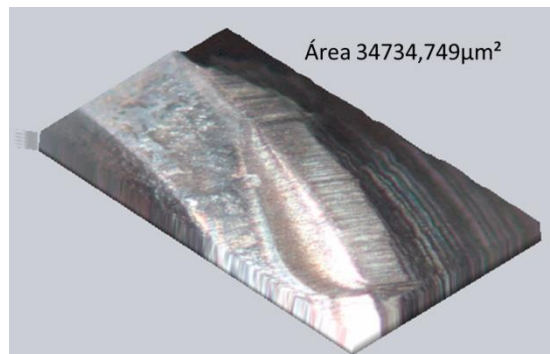
SAE1045 – S150 – MQL



SAE1045 – S150 – SECO



SAE8620 – S150 – MQL



SAE8620 – S150 – SECO

Figura 61 – Desgaste de cratera para $a_p=0,1$ mm. Fonte própria.

A Figura 62 ilustra os resultados para a profundidade de corte de 0,1 mm. Os valores para os ensaios realizados com MQL demonstram redução importantes nas áreas de craterização, comparados com seus pares a seco. A redução do desgaste de cratera ocorreu por influência da redução do atrito e também da temperatura na interface ferramenta cavaco, mostrando que o filme de óleo fornecido pelo MQL foi eficiente. Observar que o desgaste de cratera é menos abrasivo para o material SAE1045, mas mantém os padrões de abrasividade observada no flanco da ferramenta para o material SAE8620.

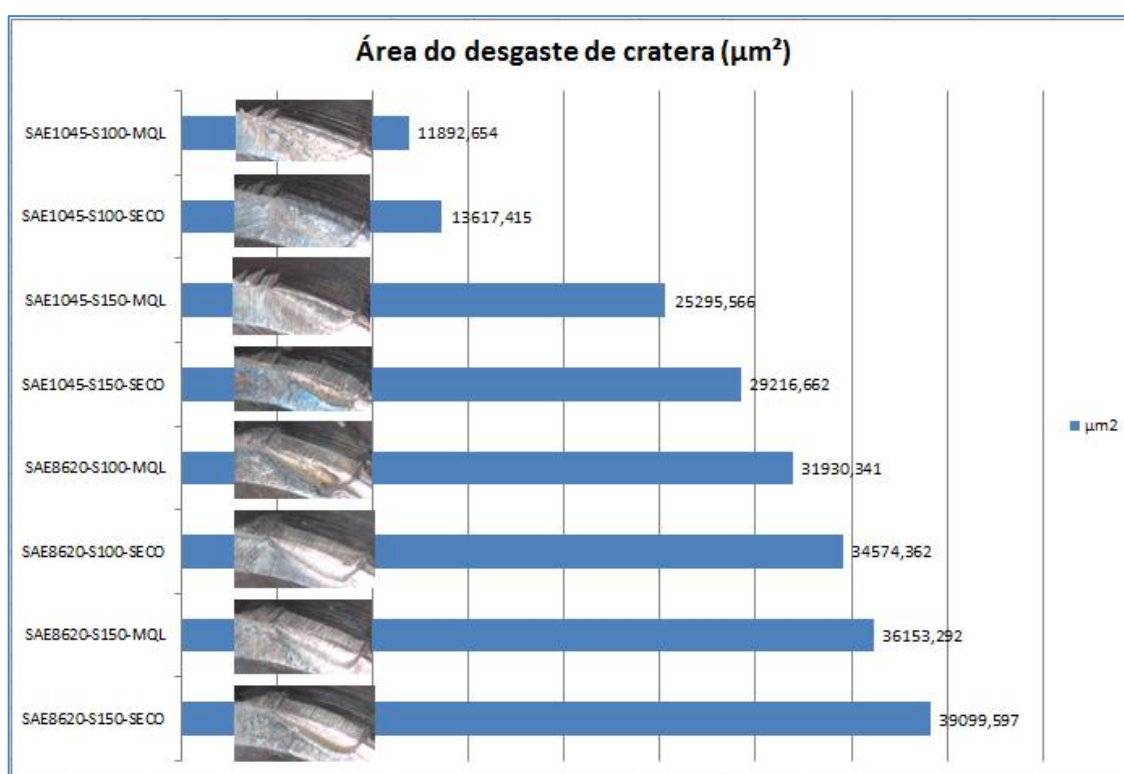


Figura 62 – Desgaste de cratera para $a_p=0,1$ mm. Fonte própria.

A progressão do desgaste de cratera é bem observada com a mudança no comportamento do mecanismo de formação de cavaco, e, quando evoluiu até o flanco onde outro desgaste está em curso, decretou o fim de vida da ferramenta. Este fenômeno foi observado para um $a_p=0,2$ mm. A mudança no ângulo de saída ocorrido durante a progressão da craterização, conforme citado no decorrer do trabalho, promove importantes alterações no processo de corte.

5.2 Ensaaios com Profundidade de Corte de 0,2 mm

A segunda parte da experimentação ocorreu com alteração da profundidade de corte de 0,1 mm para 0,2 mm. Desta vez o itinerário para a medição e análise de dados foi:

- ✓ Desgaste final de flanco e desgaste de entalhe.
- ✓ Rugosidade.
- ✓ Desgaste final de cratera.
- ✓ Metalografia, tipo e forma de cavaco.
- ✓ Forças de usinagem.
- ✓ Metalografia peça – formação de camada branca.

A primeira fase do experimento buscou um entendimento progressivo do desgaste de flanco e cratera, para uma análise da influência da presença ou não de um meio lubri-refrigerante e do efeito da velocidade de corte. É amplamente conhecido da literatura que a elevação da temperatura na zona de corte beneficia a usinagem de materiais endurecidos, devido à redução da dureza. Esta afirmação é válida tão somente para materiais endurecidos por mudança de fase. Constituintes ligados, formadores de carbonetos, preservam as suas características abrasivas. Verificou-se que na primeira etapa dos ensaios, os resultados mais impactantes ocorreram com velocidade de corte de 150 m/min, especialmente com o material SAE1045, resultando em nítida redução do desgaste de flanco com aplicação de MQL. Em relação ao desgaste de cratera, com exceção do SAE1045 com velocidade de corte de 100 m/min onde o resultado foi incipiente, a aplicação de MQL reduziu sua progressão.

5.2.1 Medição de Desgaste de Flanco e Desgaste de Entalhe

A medição do desgaste na região do flanco para profundidade de corte de 0,2 mm ocorreu no final dos ensaios, uma vez que a sua progressão foi observada na primeira fase do trabalho.

A Figura 63 ilustra a ferramenta de PCBN, após a usinagem a seco do material SAE1045. Sua análise é de grande interesse, pois demonstra os danos posteriores ao desgaste gradual. O desgaste gradual era a situação desejada para o cum-

primento dos requisitos de rugosidade. A resposta do aço SAE1045 a seco seguiu a tendência de desgaste de cratera elevado e veio a falhar antes do final dos ensaios, condição relacionada ao comprimento usinado com manutenção de rugosidade mínima de $1,5 \mu\text{m}$ (R_a). As amostras de SAE1045 onde foi aplicado o MQL obtiveram um comportamento satisfatório, mantendo o valor de rugosidade até o final dos ensaios.

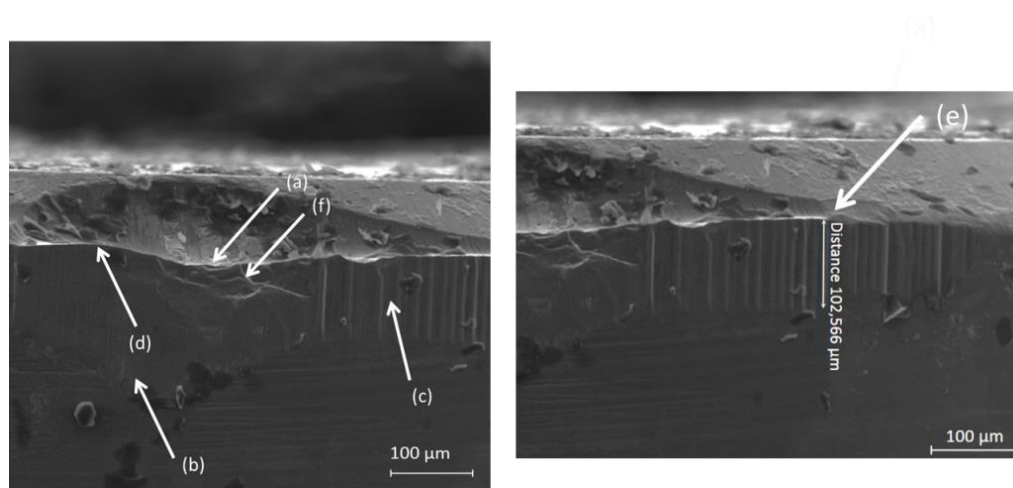


Figura 63 – Desgaste de entalhe primário, flanco e entalhe secundário, para o material SAE1045 a seco. (a) lascamento, (b) adesão, (c) abrasão, (d) deformação plástica, (e) desgaste de entalhe secundário e (f) micro-lascamento. Fonte própria.

O efeito do acréscimo da profundidade de corte elevou a taxa de desgaste, imprimindo na ferramenta a ocorrência das falhas típicas posteriores à craterização. O desgaste de cratera evolui até o atingimento do gume (a). A alteração significativa da geometria de corte elevou a temperatura e acelerou o mecanismo de degeneração, obedecendo à sequência proposta por Stahl e de Vos (2011), detalhada no item 3.1. A deformação plástica (b) e (d) tem relação direta com a temperatura, lembrando que o ligante da ferramenta de PCBN utilizada é de TiN. Observou-se também a ocorrência de micro-lascamento, na região (f). Pode-se inferir que a ocorrência de sulcos abrasivos mais pronunciados (c) foi devido ao desprendimento de material da ferramenta e da própria peça, conforme abordado por Gahar (1987) e König *et alii* (1984).

A Figura 64 mostra a imagem do desgaste de flanco obtido por microscopia eletrônica para o material SAE1045 com MQL.

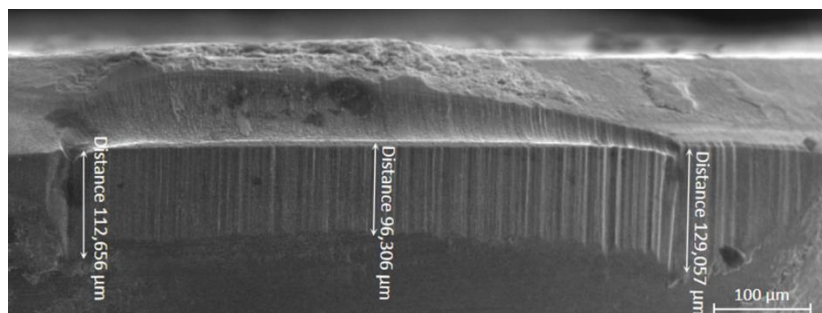


Figura 64 – Desgaste de entalhe primário (à esquerda), flanco (centro) e entalhe secundário (à direita), para o material SAE1045 com a aplicação de MQL. Fonte própria.

As amostras sofreram desgaste progressivo normal, dentro do esperado para o período de corte ensaiado, em concordância com o observado na etapa 01 do trabalho. São observadas marcas de abrasividade no flanco da ferramenta, e sulcos mais pronunciados próximos ao entalhe secundário. Observa-se que iniciou o processo de união entre a cratera e o flanco. A região restante apresenta desgaste ameno, relacionada com a menor abrasividade do material SAE1045.

A Figura 65 e a Figura 66 ilustram o desgaste para o material SAE8620 com MQL e a seco, respectivamente. O desgaste de flanco para o material SAE8620, com a aplicação de MQL foi 11,11% menor do que o ocorrido a seco.

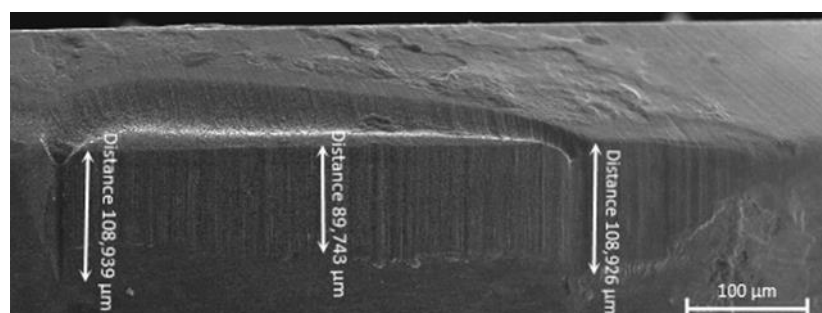


Figura 65 – Desgaste de entalhe primário (à esquerda), flanco (centro) e entalhe secundário (à direita), para o material SAE8620 com a aplicação de MQL. Fonte própria.

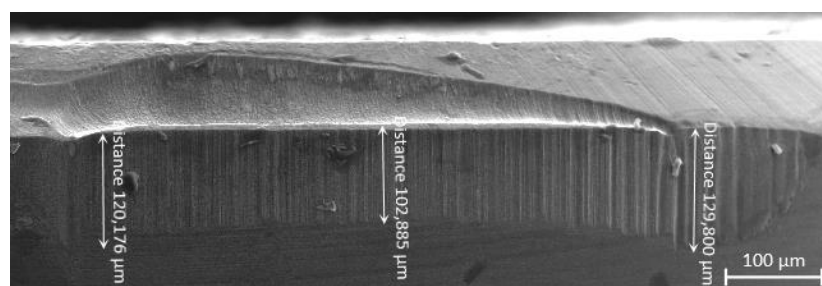


Figura 66 – Desgaste de entalhe primário (à esquerda), flanco (centro) e entalhe secundário (à direita), para o material SAE8620, a seco. Fonte própria.

Os valores finais médios dos desgastes de flanco estão ilustrados na Figura 67. A aplicação de MQL mostrou importante redução no desgaste de flanco e cratera. No flanco ocorreu redução de desgaste abrasivo, com a formação menos pronunciada de sulcos no entorno da área de atrito entre a ferramenta e a peça.

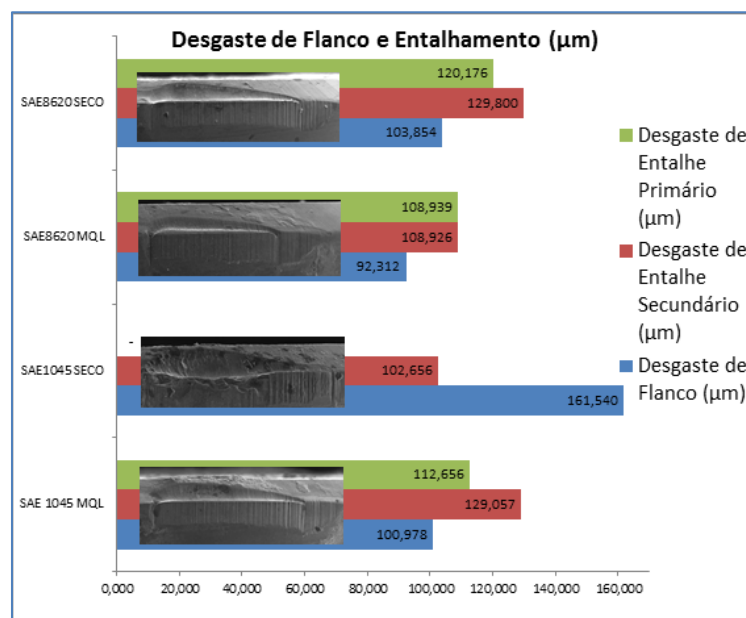


Figura 67 – Desgaste médio de flanco e entalhe. Fonte própria.

O aumento da profundidade de corte e a homogeneidade da camada endurecida do material SAE1045 imprimiu um regime mais intenso de desgaste para a ferramenta. O valor da dureza de camada, determinado pelas normas DIN50190, ISO3754 e ISO2639 *apud* Ogata (2003), considera normal a redução gradual de dureza até 513 HV1 (carga de 1 N), este é o perfil aceitável de dureza de camada de um aço endurecido com processos de tratamento de superfície. Apesar de ter perfil diferente, ambos respeitam as normas, conforme pode ser observado pela Figura 68. Esta é a razão de um maior gradiente de desgaste para o material SAE1045 se comparado com o SAE8620, com profundidade de corte de 0,1 mm.

Dureza de Camada (SAE 1045)	Dureza de Camada (SAE 8620)	Profundidade de camada
HRC	HRC	mm
59,5	59,4	0,2
59,1	59,1	0,4
58,9	58,5	0,6
58,7	56	0,8
58,6	53,5	1,0
58,4	50,5	1,2
58,4	47,7	1,4
58,2	41,5	1,6
58,1	38,1	1,8
58	34,9	2,0

Figura 68 – Dureza de camada dos materiais ensaiados. Fonte própria.

5.2.2 Rugosidade

A Figura 69 ilustra o resultado da medição de rugosidade do material SAE8620, a seco e com MQL, para a profundidade de corte de 0,2 mm. As medições comprovam que, com o desgaste normal de flanco em curso, e com pouca incidência de desgaste de entalhe, sua evolução não significa que a rugosidade é crescente. Ocorreu uma alteração cíclica do perfil do flanco da ferramenta, denunciado pela alteração na rugosidade. No comprimento usinado de 17.274,89 mm, quando o valor da rugosidade era de 0,78 μm , iniciou uma queda, prolongando-se até o final dos ensaios, quando atingiu um valor de 0,34 μm . O mesmo ocorreu para a usinagem a seco: o início da redução na rugosidade iniciou no comprimento usinado 16.769,18 mm, quando a rugosidade era de 0,7 μm . A seguir, o valor decresceu para 0,6 μm e terminou os testes com rugosidade de 0,38 μm . A Figura 70 ilustra os resultados para o SAE1045. Na condição a seco, a rugosidade foi acelerada e crescente, atingindo a rugosidade máxima com um comprimento de corte de 24.423,08 mm. Para a condição com MQL, também ocorreu queda de rugosidade durante a medição. No comprimento de corte de 15.870,55 mm a rugosidade era de 0,88 μm . Após isso caiu até 0,52 μm para um comprimento de corte de 20.848,97 mm. Ao findar os testes a rugosidade atingiu 0,98 μm .

O decréscimo ocorreu devido ao fenômeno da acomodação na região do flanco da ferramenta, resultado de um desgaste crescente seguido de uma moldagem favorável da zona de contato da ferramenta com a peça. Este fenômeno foi observado também por Choudhury *apud* Kong *et alli* (2015) e Pavel *et alli* (2005). A evidência objetiva de elevação de rugosidade é clara para a condição a seco do material SAE1045, conforme ilustra a figura 70. A evolução da craterização, como verificado anteriormente no item 5.2.1, causou grandes danos ao gume secundário, elevando a rugosidade para valores acima do tolerado pela experimentação. O efeito termodinâmico na superfície de corte causou redução na dureza dos cavacos, reduzindo o efeito do serramento. Como observado anteriormente o desgaste de entalhe tem relação estreita com a rugosidade.

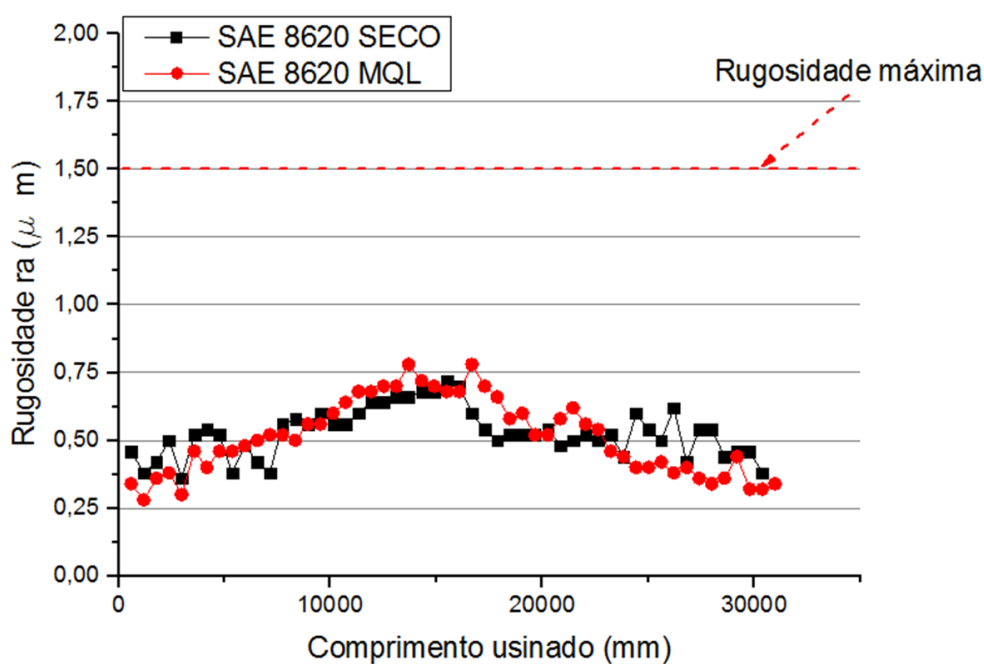


Figura 69 – Rugosidade material SAE8620 $a_p=0,2$ mm. Fonte própria.

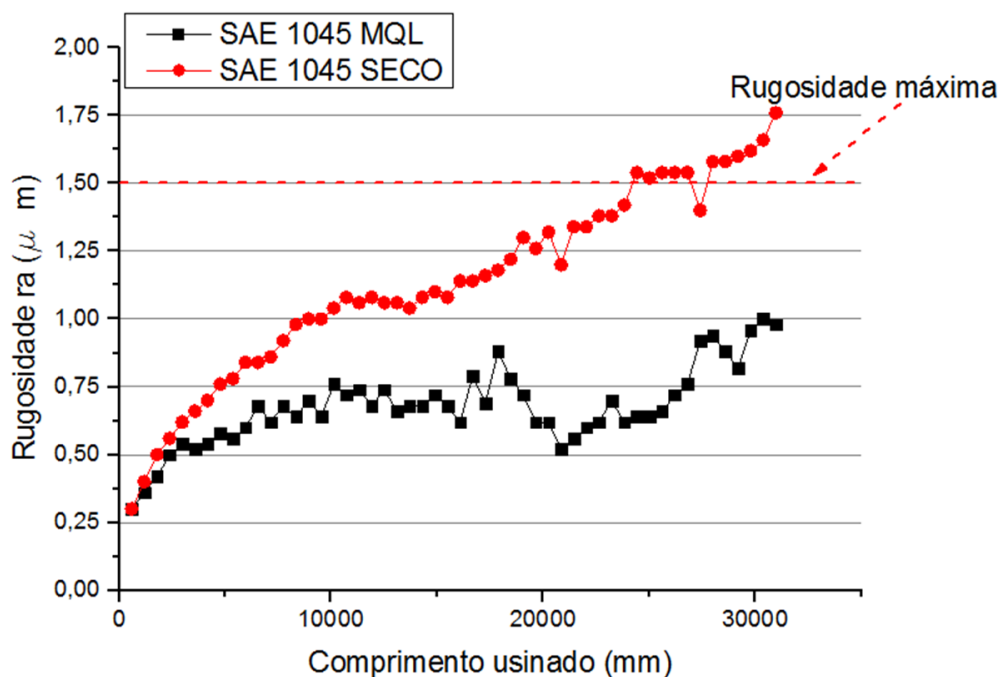


Figura 70 – Rugosidade material SAE1045, $a_p=0,2$ mm. Fonte própria.

5.2.3 Desgaste de Cratera

O desgaste de cratera foi medido no final da experimentação. O resultado, para todas as amostras ensaiadas, pode ser observado na Figura 71. A ocorrência do desgaste de cratera tem relação direta com o gradiente de temperatura na face da ferramenta, afinidade química do material da ferramenta com o material da peça e também envolve desgaste abrasivo. O efeito de sua evolução pode ser dividido em dois momentos: inicialmente, conforme já verificado para a profundidade de corte de 0,1 mm, a craterização altera o ângulo de saída, modificando o mecanismo de formação de cavacos. Após isto, com o aumento de sua área, a craterização avança em direção ao flanco, atingindo a quina da ferramenta. Após este atingimento, a ferramenta entra em colapso, alterando de forma substancial os mecanismos de desgaste da ferramenta.

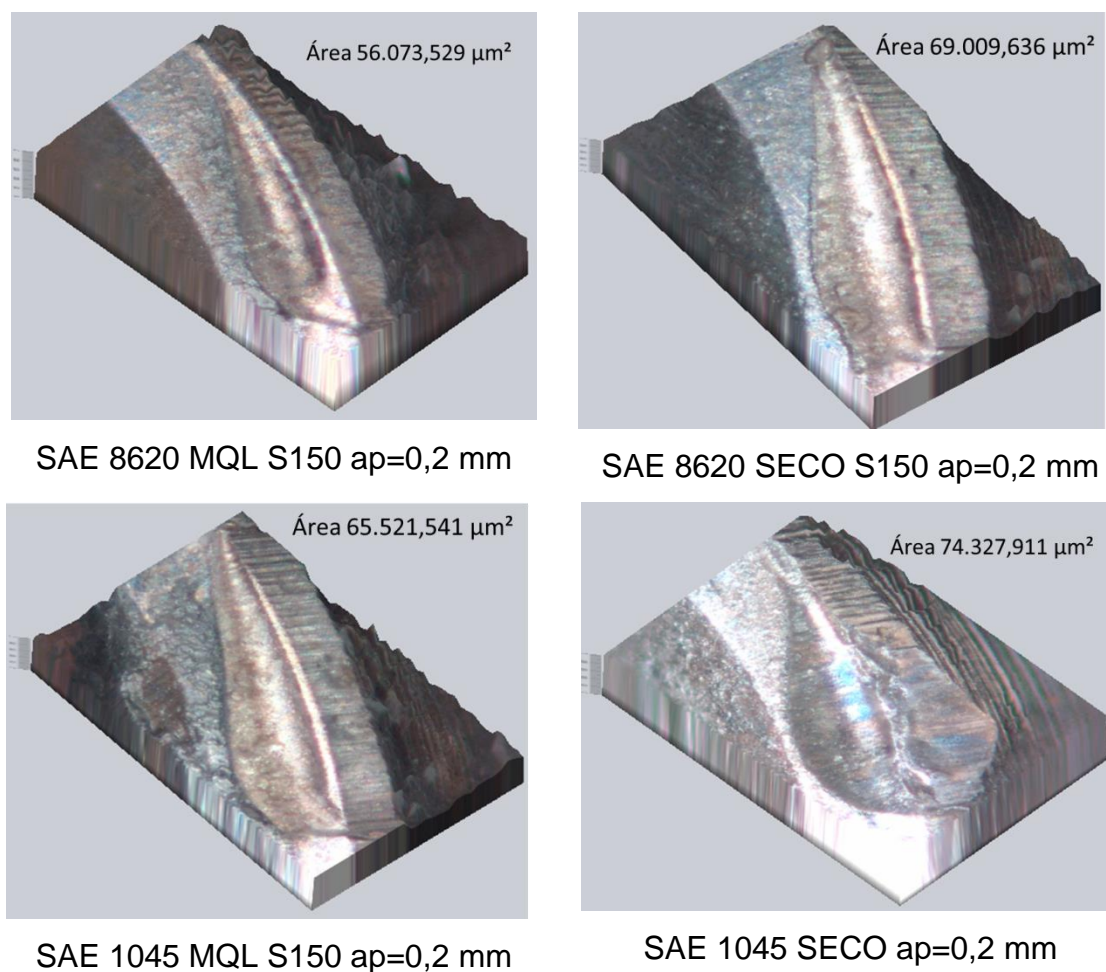


Figura 71– Desgastes de cratera para profundidade de corte de 0,2mm. Fonte própria.

A forma da ocorrência desta progressão pode ser avaliada na Figura 72 (a). A região progressiva de desgaste de cratera atinge inicialmente a face de saída, progredindo até o flanco, aonde irá danificar o gume entre o flanco e a saída. Na prática este fenômeno pode ser observado na Figura 63.

A Figura 71 (b) ilustra de forma genérica os gradientes de temperatura existente na saída da ferramenta, desta vez para um material normalizado. Soroka (2002) lembra que a temperatura na ponta da ferramenta, durante o torneamento duro, atinge com facilidade 925 °C. A medição da área de desgaste de cratera elucidada que a aplicação de MQL reduz o atrito e por sua vez a temperatura, pela aplicação de um filme lubrificante na zona de saída do cavaco, conforme estudado por Dhar *et alli* (2007), Chinchankar e Choudhury (2014) e Shokrani *et alli* (2012).

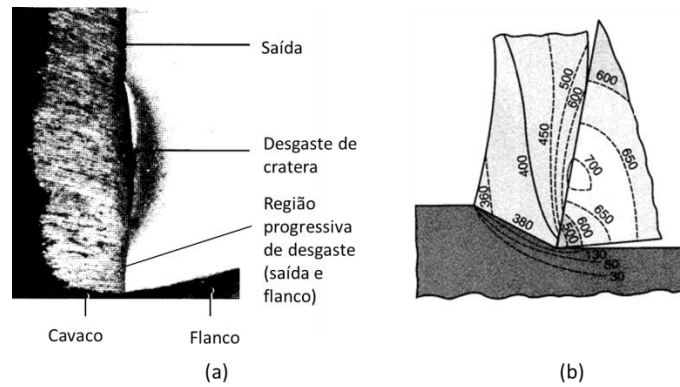


Figura 72– Desgaste de cratera e a temperatura na face da ferramenta. Adaptação Kalpakjian *et alii* (2009).

A Figura 73 ilustra as áreas de desgaste de cratera. A craterização do material SAE8620 a seco, está no limiar da falha catastrófica, mesmo que os requisitos de rugosidade estejam controlados.

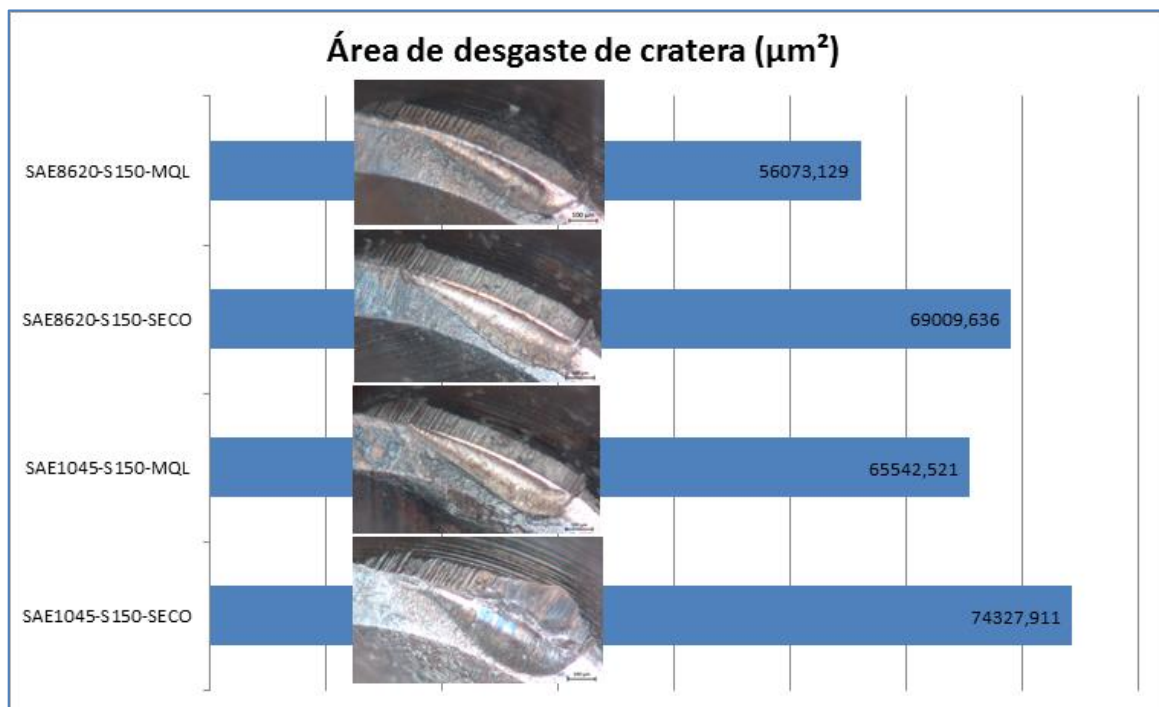


Figura 73– Comparativo do desgaste de cratera para $a_p=0,2$ mm. Fonte própria.

5.2.4 Forças de Usinagem

A Figura 74 ilustra um exemplo de coleta de medição de força fornecido pela plataforma KISTLER. O valor negativo da força de corte ocorreu pela forma de montagem da plataforma da torre do torno, a qual esta invertida. Esta alteração não causou nenhum distúrbio durante a experimentação.

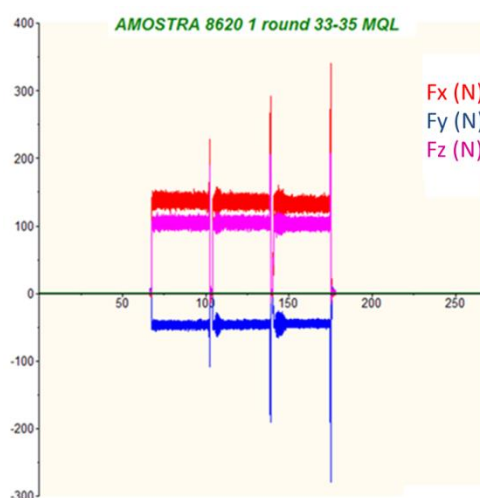


Figura 74 – Exemplo de coleta de força de usinagem. Fonte própria.

A Figura 75 ilustra as três componentes de força durante a usinagem. Importante citar que no torneamento duro, em condições normais, a força predominante sempre será a força passiva, seguidas pela força de avanço e pela força de corte. A elevada força passiva também é decorrente, conforme relembra Aslantas *et alli* (2012), da microgeometria da ferramenta. Esta estratégia, como já relatado na bibliografia, serve para reforçar o gume da ferramenta. As forças de avanço e de corte são menores, pois menores também são as taxas de avanço e as profundidades de corte utilizadas no torneamento duro.

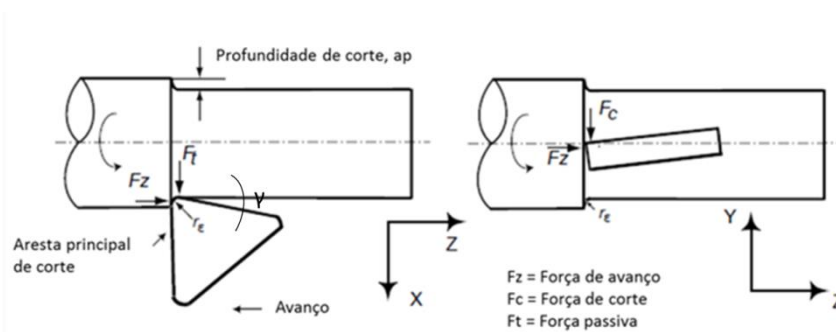


Figura 75 – Componentes das Forças de usinagem e a posição do ângulo γ . Adaptado de Lopez de Lacalle *apud* Davin (2011).

A Figura 76 ilustra a medição de força de usinagem para o material SAE8620, a seco e MQL. As proporções entre as forças iniciais segue o descrito pela literatura, mostrando um valor elevado para a força passiva, um valor reduzido para a força de corte e um valor intermediário para a força de avanço.

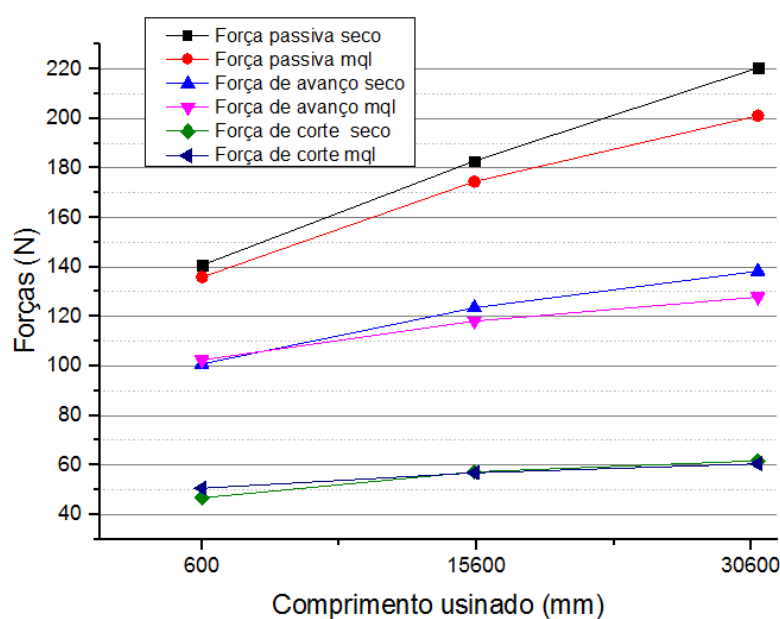


Figura 76 – Força de Usinagem para SAE 8620 a seco e MQL. Fonte própria.

As três componentes de forças de usinagem são pouco influenciadas pela presença do meio lubrificante-refrigerante no instante inicial dos ensaios. A ferramenta possuindo ainda sua geometria intacta, não sofre a influência do aumento de área de contato entre o flanco e a superfície da peça, tampouco da formação de capilares. Como já citado anteriormente, o desgaste de flanco é predominantemente abrasivo, e irá se pronunciar com a evolução do comprimento de corte. A medição

final da força de usinagem demonstra variação importante nas componentes passiva e na força de avanço, principalmente a força passiva, que foi 9,64% maior para a condição seco. A força de corte final foi praticamente a mesma, e a força de avanço foi 8,21% maior para a condição a seco.

A figura 77 demonstra que o comportamento das forças de usinagem para as amostras de SAE1045 mostraram o mesmo comportamento do material SAE8620 nos estágios iniciais: a presença de MQL não interferiu de forma importante nas forças iniciais de usinagem. Por outro lado, as forças medidas no final dos ensaios expressam um crescimento, em função dos desgastes apresentados – a ocorrência de sulcos abrasivos favorece a ocorrência do fenômeno da capilaridade. Então, a aplicação de um meio lubrificante exerce influência positiva no processo, reduzindo os esforços de corte, reduzindo os desgastes e, por conseguinte aumentando o tempo de vida da ferramenta, e a manutenção de um valor de rugosidade para um determinado comprimento usinado. A aceleração do desgaste nas amostras de SAE1045 tem influência da homogeneidade da camada efetiva do material, tornando o fenômeno da ocorrência do desgaste de flanco e cratera mais acentuado.

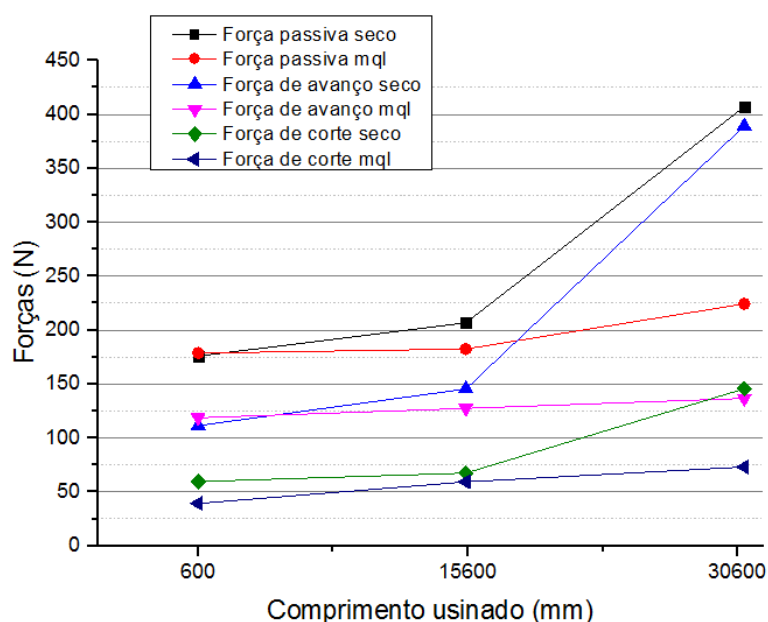


Figura 77 – Força de Usinagem para SAE 1045 a seco e MQL. Fonte própria.

A Figura 78 ilustra os resultados finais dos ensaios em relação à força passiva. Observar que para todos os casos, o MQL trouxe redução em relação à condição de abstinência de um meio lubri-refrigerante.

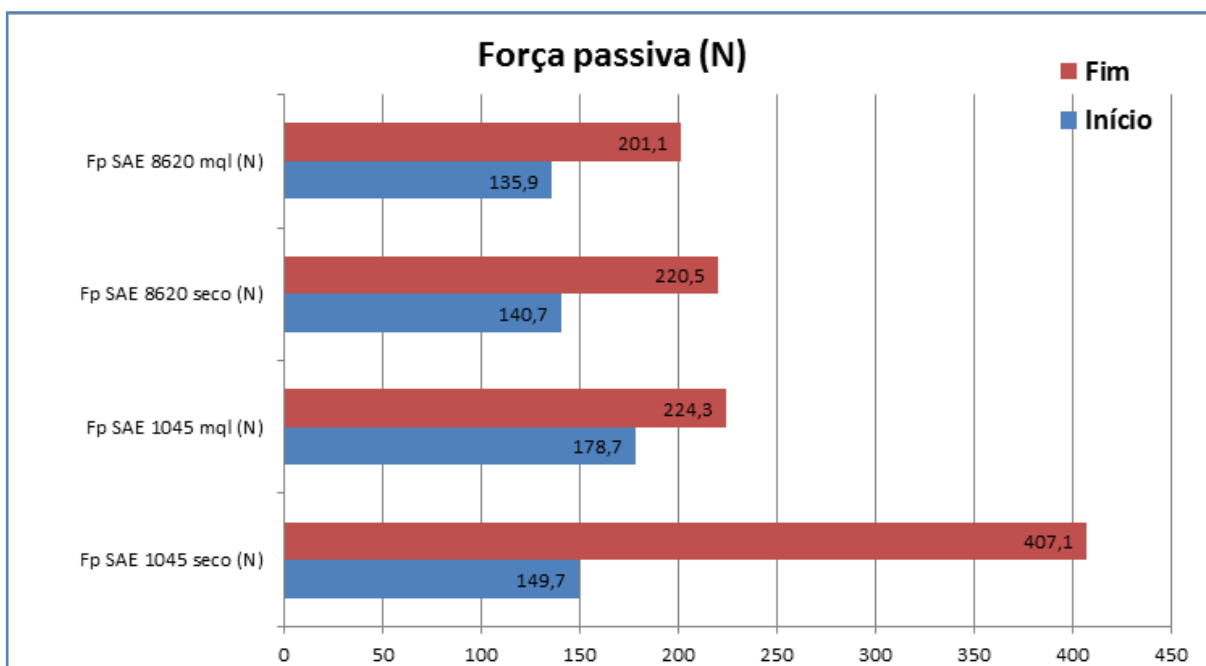


Figura 78 – Forças passivas de corte. Fonte própria.

5.2.5 Análise do Cavaco

O cavaco formado durante o torneamento duro tem a forma de dente de serra, e sofre grande influência da dureza do material – o formato torna-se acentuado com o seu incremento. A análise do cavaco envolveu duas etapas. A primeira foi a análise de sua forma e tipo e a segunda a análise metalográfica. A alteração da forma do cavaco foi um ponto bem observável no decorrer do trabalho. Durante a usinagem, para ambos os materiais, ocorreu importante alteração neste fenômeno. A observação do desempenho do processo mostrou que durante o início do corte, cavacos quebradiços e curtos foram gerados, com destaque para o material SAE8620 com aplicação de MQL. Ao longo dos ensaios, os cavacos se tornaram cada vez mais longos, chegando a abarcar a peça de tal forma que impedia qualquer possibilidade de aplicação do meio lubri-refrigerante. Quando este fenômeno ocorria, a usinagem era interrompida e o cavaco em forma de “longa fita enrolada” era retirado.

Cavacos curtos são bem vindos em termos de desempenho em usinagem. Eles são eliminados com mais rapidez, não causam obstrução para sistemas de lubrificação e refrigeração, redizem a possibilidade de lesões ao operador, não causam possíveis danos na superfície da peça. Talvez o único inconveniente, como no exemplo da usinagem de ferros fundidos cinzentos, é o fato de que especialmente

este tipo de cavaco causa problemas de sujidade em vários pontos de máquinas ferramenta. Um cuidado constante deve ser tomado para que seu espalhamento não atinja partes de deslizamento e giro da máquina; por exemplo, barramentos, guias lineares, sistemas de lubrificação, rolamentos, entre outros. A Figura 79 e Figura 80 ilustram os tipos de cavaco encontrados durante o experimento:

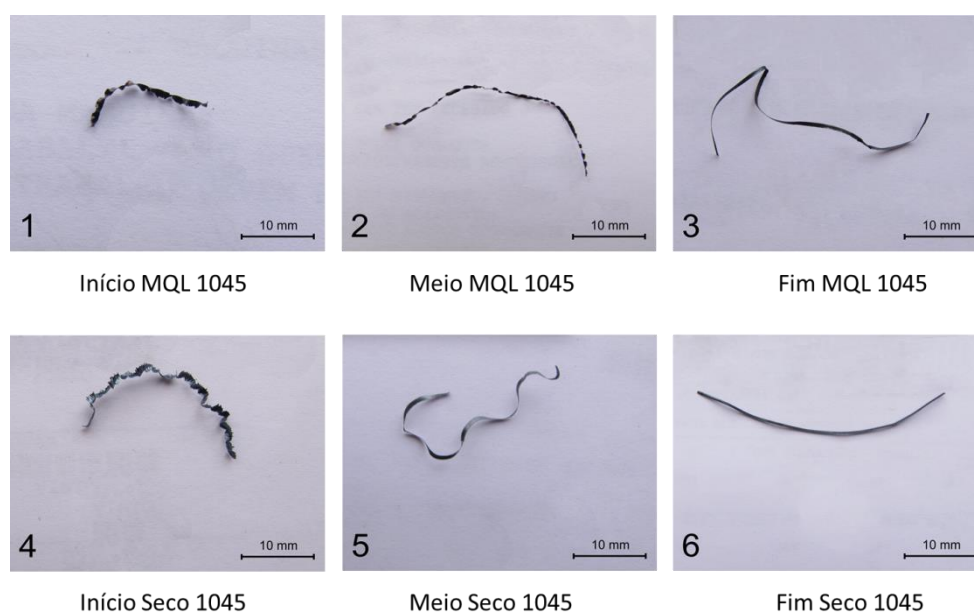


Figura 79 – Cavacos do material SAE1045 com MQL e a seco. Fonte própria.

As amostras foram retiradas em três momentos: início, meio e fim do processo. Todos os cavacos para o material SAE1045, independentemente da aplicação ou não de MQL, eram cavacos longos. Grzesik (2011) enfatiza que a morfologia do cavaco depende do mecanismo de formação do cavaco (endurecimento mecânico versus amolecimento térmico). Lembrando que na usinagem dura (acima de 45 HRC) o cavaco é tipicamente do tipo dente de serra, mas com diferentes formatos e dimensões. A tendência é a ocorrência de cavaco em fita, seguindo a evolução do desgaste da ferramenta, principalmente o desgaste de cratera.

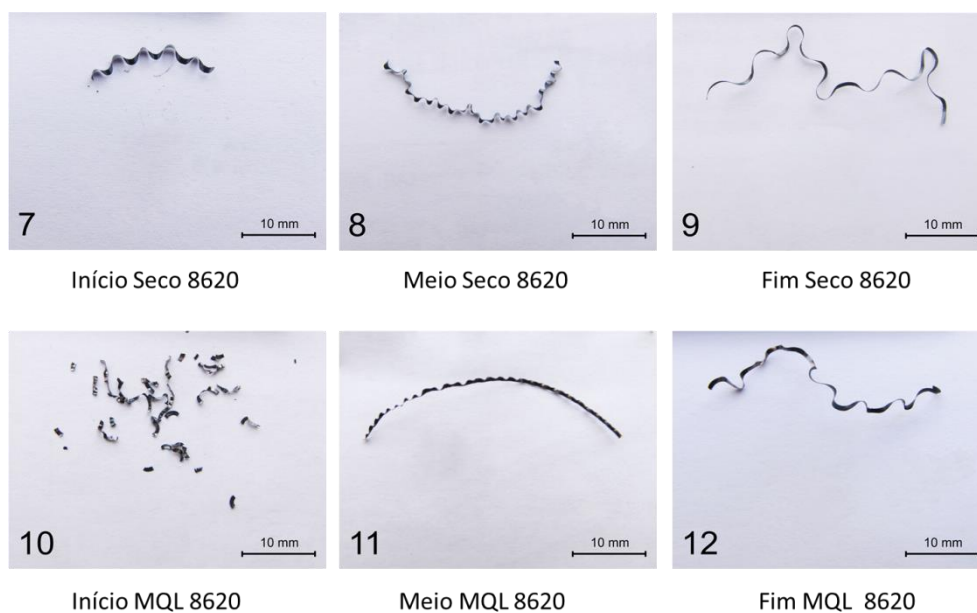
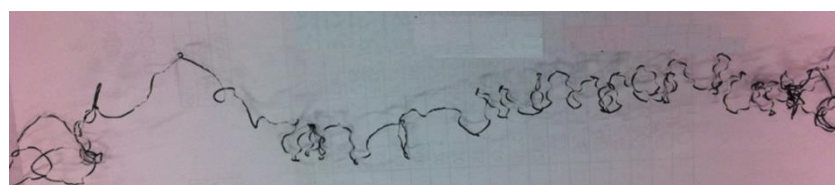
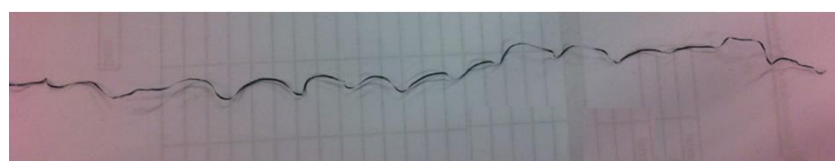


Figura 80 – Cavacos do material SAE8620 com MQL e a seco. Fonte própria.

A Figura 81 ilustra a condição inicial e final referentes à usinagem com MQL do aço SAE1045. Observa-se que o cavaco para ambas as situações é do tipo em “fita”, embora que no início a ondulação é maior. A redução da ondulação do cavaco é resultado da craterização, a qual altera o ângulo de saída.



SAE 1045 MQL - início



SAE 1045 MQL - fim

Figura 81 – Exemplos de cavacos longos, obtidos durante a usinagem. Fonte própria.

O comportamento do material SAE8620 com relação à geração de cavaco difere em relação ao SAE1045. O cavaco gerado no início do processo com MQL atingiu a condição ideal de cavaco curto, aquele considerado de fácil expulsão, permitindo a aplicação do meio lubrificante. Com a evolução da degradação da ferramenta, por conta dos mecanismos de desgaste em curso, o cavaco foi tomando forma de fita, mas não atingiu a condição encontrada no material SAE1045. A avaliação da

microestrutura, conforme item a seguir, elucidada com detalhes metalúrgicos este fenômeno.

5.2.6 Metalografia do Cavaco

A Figura 81 e Figura 82 ilustram a análise metalográfica dos três momentos analisados durante a experimentação, e permite o entendimento do comportamento do fenômeno. A questão imperativa neste momento concerne às características mecânicas das microestruturas encontradas na análise metalográfica. As fases encontradas durante a análise do cavaco são as seguintes: martensita não revenida, martensita revenida, perlita e ferrita. As fases apresentadas diferem entre si pela dureza, e pela transformação causada pela variação da temperatura, podendo assim informar a severidade ou não da oscilação térmica sofrida.

Amostra 01 MQL início.



Martensita Revenida + Perlita

Amostra 02 MQL meio.



Martensita Revenida + Perlita

Amostra 03 MQL fim.



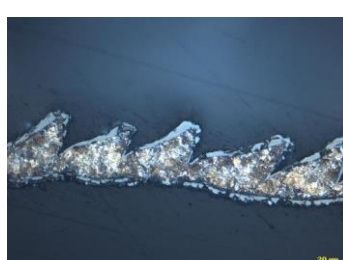
Martensita Revenida + Perlita

Amostra 04 Seco início.



Martensita + Ferrita e Perlita

Amostra 05 Seco meio.



Martensita + Ferrita e Perlita

Amostra 06 Seco fim.



Martensita + Perlita.

Figura 82 – Análise metalográfica do cavaco SAE 1045. Fonte própria.

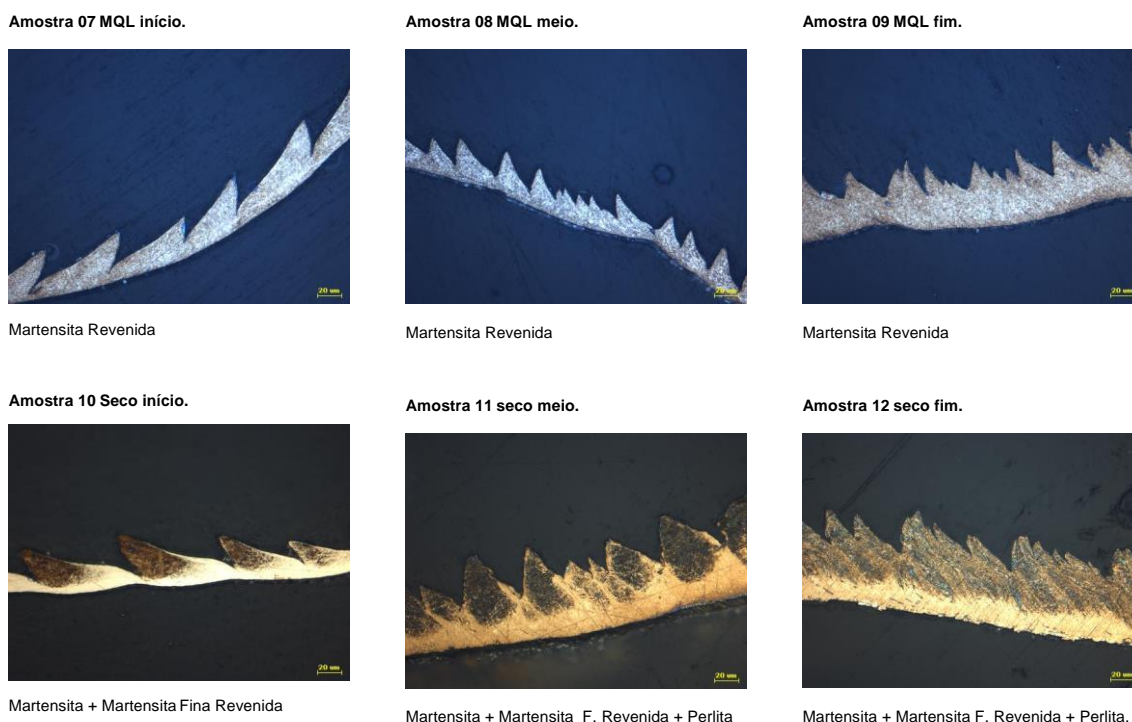


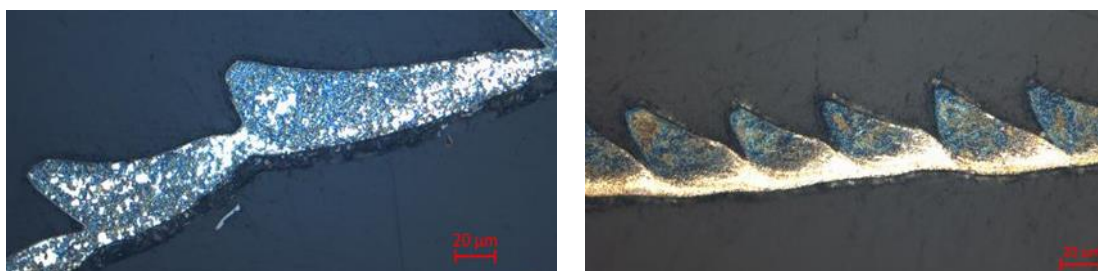
Figura 83 – Análise metalográfica do cavaco SAE8620. Fonte própria.

Krauss (1997) relembra que a martensita é uma microestrutura de elevada dureza, encontrada em aços temperados. Caracteriza-se pela sua fragilidade, a qual é reduzida através do tratamento térmico de revenimento. A martensita sem revenimento não encontra muita aplicação prática, visto a sua fragilidade. A perlita por sua vez é resultado de uma transformação eutetóide, e é composta basicamente de lamelas de ferrita e cementita (Fe_3C). A ferrita é a designação habitual utilizada pelos metalógrafos para o ferro puro. A tese mandatária observada na análise do cavaco para ambos os materiais é a sua morfologia e caracterização metalográfica, a qual determina a forma final do cavaco observada no item anterior.

A regra geral da análise para o cavaco é a verificação de qual tipo de alteração ocorreu após a usinagem. A temperatura na interface de corte, para a velocidade de corte de 100 m/min já é suficiente para atingir a austenitização (passa a curva Ac_1 e caracteriza a formação de camada branca por temperatura). Em estudo anterior, Hosseini *et alli* (2014) verificaram que para esta classe de dureza, a temperatura na zona de corte já é superior a $770^{\circ}C$, excedendo a temperatura Ac_1 para ambos os materiais.

Pode-se afirmar que quanto mais frágil for o material, mais segmentado será o cavaco, e por outro lado, quanto mais ductilidade apresentar, maior será a dificuldade de se subdividir em pedaços menores. Materiais predominantemente dúcteis, como por exemplo, o bronze, o alumínio e aços de baixo carbono, produzem cava-

cos longos. A progressão do cavaco foi bem percebida após a análise de seu tipo. Enquanto a ferramenta mantinha sua integridade dimensional na face, o cavaco gerado se mostrava com forte tendência a fragmentação. A aplicação de um meio lubri refrigerante impôs novas condições, reduzindo o atrito e principalmente neste caso, com a injeção de ar comprimido, convertendo o calor aplicado no cavaco em alteração de fase. Ver Figura 84.



(a) SAE 1045 a seco. A estrutura é predominantemente perlítica e ferrítica, com traços de martensita.

(b) SAE 1045 com aplicação de MQL. A região mais clara é martensítica. A região mais escura predominantemente perlítica.

Figura 84 – Microestrutura do cavaco para início de corte, SAE1045. Fonte própria.

O cavaco gerado pelo MQL, item (b) da Figura 85, tem características mais frágeis, tendendo a ser quebradiço. Na prática se traduz em um cavaco com facilidade de se desprender da zona de corte, por ação do próprio movimento da ferramenta ou esmagamento contra a placa de fixação.



SAE 8620 a seco. Martensita não revenida e martensita fina revenida.

SAE 8620 MQL. A estrutura é predominantemente martensítica não revenida.

Figura 85 – Microestrutura do cavaco para início de corte, SAE 8620. Fonte própria.

Para o aço SAE 8620, a dureza de superfície é obtida por material de elevado teor de carbono, proveniente da difusão do processo de cementação. Esta estrutura

é predominantemente frágil e de elevada temperabilidade. Durante o torneamento a seco, o material sofre um ciclo menos severo de aquecimento e resfriamento, obtendo com isto martensita fina revenida. Com a aplicação do MQL, e principalmente devido à injeção de ar frio pelo bico do aplicador, o cavaco gerado se torna predominantemente martensítico (não revenido), estado de elevada fragilidade. Os cavacos tornam-se então quebradiços. Um segundo fenômeno que envolve a formação de cavacos é a alteração da geometria da ferramenta provocada pelo desgaste de cratera. A evolução do desgaste torna a ferramenta cada vez mais positiva. Paralelamente a isto, com o desgaste de flanco em curso, as forças de usinagem se elevam e, por conseguinte, a temperatura. A elevação da temperatura aumenta o efeito do amolecimento, reduzindo cada vez mais a dureza na interface. A redução da dureza altera a formação do cavaco, o qual sofre mais deformação plástica e menor fratura frágil, alterando então a forma do cavaco, reduzindo a altura dos picos da configuração dente de serra.

5.2.7 Medição de Micro Dureza e Análise Metalográfica da Peça

Um ponto sempre questionado quando se opta pela aplicação de usinagem dura em substituição à retificação é a transformação metalúrgica que ocorre na camada abaixo da superfície usinada. Por esta transformação se dá o nome de camada branca. Apesar do assunto já ter sido anunciado na bibliografia, o momento é oportuno para lembrar que se trata de uma mudança de fase ativada pela temperatura de corte, pelo processo de refinamento ativado por encruamento, ou reações químicas da superfície da peça com o entorno da região de corte. Além do surgimento de uma camada branca, também ocorre o aparecimento de camada escura, proveniente da transferência de calor no sentido interior/superfície da peça, causando um segundo revenimento localizado. A formação de camada branca ocorreu de forma distinta para as condições a seco e MQL, e materiais ensaiados. Paralelamente a avaliação da presença de camada branca e camada escura, também foram realizadas a medição de dureza de camada e avaliação metalográfica da região usinada, conforme Tabela 09 e Tabela 10.

5.2.7.1 Material SAE 8620:

A caracterização metalográfica demonstra que a aplicação de MQL reduz a formação de camada branca e retêmpera, conforme ilustrado na Figura 86.





SAE 8620 – MQL	SAE 8620 - SECO
 <p data-bbox="443 943 643 976">Ampliação 500X</p>	 <p data-bbox="1027 943 1227 976">Ampliação 500X</p>
 <p data-bbox="443 1368 643 1402">Ampliação 1000X</p>	 <p data-bbox="1027 1368 1227 1402">Ampliação 1000X</p>
<p data-bbox="264 1435 820 1554">Martensita Revenida (agulha de martensita média 10μm), austenita retida 10%. Região usinada, camada branca de 5 μm e retêmpera de 2 μm.</p>	<p data-bbox="845 1435 1401 1554">Martensita Revenida (agulha de martensita média 10μm), austenita retida 10%. Região usinada, camada branca de 10 μm e retêmpera 3 μm.</p>

Figura 86 – Caracterização metalográfica SAE8620. Fonte própria.

A medição de dureza mostra que os passes respeitaram a camada efetiva esperada de 513 HV1. Ver Tabela 9.

Tabela 9 – Medição de Microdureza SAE 8620.

	Micro dureza HV1 – SAE8620		
	Profundidade (mm)	Sem usinagem	Usinada
MQL	0,10	731	559
	0,20	723	555
	0,30	739	533
SECO	0,10	731	581
	0,20	731	547
	0,30	727	540

5.2.7.2 Material SAE 1045

Similar ao que ocorreu para o aço SAE8620, a ação do MQL reduziu a camada branca e a zona de re-revenido. A Figura 87 ilustra os resultados metalográficos.

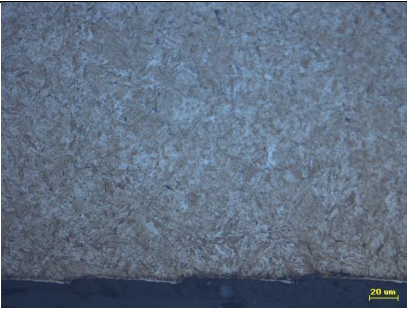

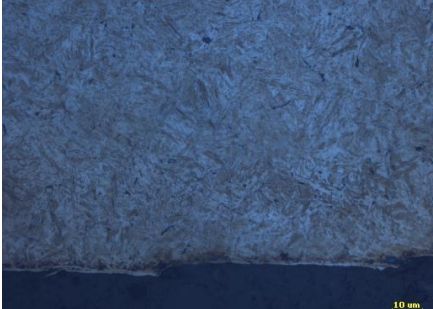
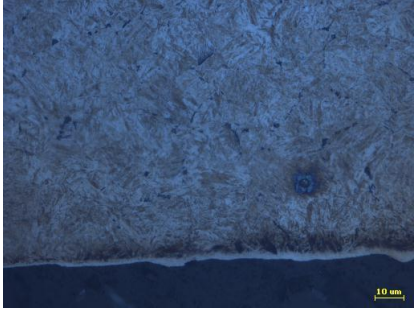
SAE 1045 – MQL	SAE 1045 - SECO
 <p>Ampliação 500X</p>	 <p>Ampliação 500X</p>
 <p>Ampliação 1000X</p>	 <p>Ampliação 1000X</p>
Martensita Revenida (agulha de martensita média 16 µm). Região usinada, camada branca de 6 µm e retêmpera 3 µm.	Martensita Revenida (agulha de martensita média 18 µm), Região usinada, camada branca de 12 µm e retêmpera 6 µm.

Figura 87 – Caracterização metalográfica SAE1045. Fonte própria.

A Tabela 10 ilustra o valor de medição da dureza efetiva, a qual preserva as condições iniciais determinadas na metodologia.

Tabela 10 – Medição de Microdureza SAE 1045.

	Micro dureza HV1 – SAE1045		
	Profundidade (mm)	Sem usinagem	Usinada
MQL	0,10	646	659
	0,20	666	669
	0,30	673	656
SECO	0,10	659	669
	0,20	683	663
	0,30	690	666

A camada branca provoca uma alteração no estado de tensão próximo a superfície da peça, causando um carregamento compressivo. Este resultado ainda é visto como uma indefinição para determinadas aplicações industriais. A utilização do MQL reduziu a formação de camada branca, para ambos os materiais. Este resultado demonstra uma vantagem adicional do uso do MQL. Mesmo que não tenha sido realizada medição de tensão residual na região usinada, sua grandeza se relaciona com a extensão desta transformação.

6 CONCLUSÕES

A análise do desempenho de ferramentas de PCBN ao usinar os aços SAE1045 e SAE8620, a seco e com a aplicação de MQL, submetidos a dois processos de tratamento térmicos similares e com o mesmo grau de dureza, remeteu às seguintes conclusões:

– **Avaliação do desgaste de flanco, cratera e entalhamento:**

Os ensaios realizados com a profundidade de corte de 0,1 mm e velocidade de corte de 100 m/min e 150 m/min, demonstraram um menor valor de desgaste de flanco e cratera ao usinar o material SAE1045, se comparado com o material SAE8620, tanto a seco quanto MQL. Esta diferença retrata a influência dos elementos de liga presentes no aço cementado, os quais são suficientes para a formação de carbonetos, demonstrando que a mesma classe de dureza não significa que, para materiais diferentes, a taxa de desgaste seja equivalente.

Comparando isoladamente os resultados dos dois materiais, a aplicação de MQL contribui para a redução da taxa de desgaste de flanco e cratera em ambos os casos, principalmente ao usinar o SAE1045 com velocidade de corte de 150 m/min. A eficácia do MQL está relacionada com o fenômeno da capilaridade, beneficiado pelos sulcos formados pelo desgaste abrasivo, pela atomização do óleo e também pela pressão do aplicador.

Um ponto de grande importância para o material SAE1045 foi à expressiva ocorrência de entalhe em ambas as extremidades da área de desgaste de flanco, sobretudo na região onde ocorre o efeito da mínima espessura de cavaco, principalmente com a velocidade de corte de 100m/min. A acentuação do entalhamento para esta velocidade está relacionada com a menor temperatura gerada no corte, amenizando o efeito do amolecimento do cavaco e da peça.

Os ensaios com profundidade de corte de 0,2 mm foram mais expressivos em relação à taxa de ocorrência dos desgastes. Para o material SAE1045, a elevação da pressão de corte elevou a temperatura da interface de usinagem, potencializando o efeito do amolecimento da camada temperada e por sua vez reduzindo a ocorrên-

cia de entalhe. O material SAE8620 manteve o mesmo padrão de entalhe, mostrando que a presença de carbonetos é decisiva.

Foi observada falha catastrófica na ferramenta ao usinar o material SAE1045 a seco, decorrente da elevada taxa de desgaste de cratera. No caso do MQL, a ferramenta se manteve dentro da faixa normal de desgaste. Ao comparar os resultados com profundidade de corte de 0,1 mm e 0,2 mm, os resultados da aplicação de MQL na zona de corte para o material SAE1045 são bem promissores.

A evolução do desgaste de cratera interferiu de forma importante no mecanismo de formação de cavaco. O seu progresso tornou o ângulo de saída cada vez mais positivo, reduzindo o curvamento do cavaco na face da ferramenta. O estudo da forma do cavaco demonstrou com propriedade este fenômeno: a evolução do desgaste de cratera levou a formação de cavacos cada vez mais longos. O MQL reduziu a progressão do desgaste de cratera em todos os casos estudados, independente do material ou tratamento térmico, abreviando o efeito do curvamento.

– **Rugosidade:**

A variação, evolução e morfologia do desgaste de flanco estão diretamente relacionadas com a rugosidade. Esta avaliação mostrou que a evolução do desgaste de flanco não implica necessariamente em elevação de rugosidade; esta característica de qualidade é beneficiada pela forma de acomodação da área desgastada, que pode ocorrer após algum tempo de corte realizado. Entretanto, observou-se que o desgaste de entalhe tem grande influência na rugosidade. A sua importante ocorrência para velocidades de corte de 100 m/min mostrou ser decisiva na avaliação da qualidade de superfície da peça. O valor tolerado para a rugosidade foi de 1,5 μm , medido em Ra.

Diferente do que normalmente ocorre na usinagem convencional de materiais normalizados, a pequena profundidade de corte e o elevado raio de ponta faz com que a superfície usinada independa da dimensão deste raio, normalmente utilizada juntamente com o avanço, para a determinação de rugosidade. A rugosidade continua vinculada com a taxa de avanço, mas também está relacionada com a topografia do flanco e do entalhamento, os quais imprimem suas “digitais” na superfície usinada.

A aplicação de MQL não trouxe resultados importantes em relação à rugosidade para o material SAE1045 com profundidade de corte de 0,10 mm. Apesar de apresentar valores reduzidos de desgaste de flanco se comparados ao SAE 8620 para as mesmas condições de usinagem, o valor da rugosidade medida em Ra foi maior. Isto se deve a ocorrência acentuada de desgaste de entalhe nestas condições. O resultado da rugosidade para o material SAE 8620 foi interessante, mantendo valores compatíveis com a da retificação, declarando assim sua efetivação como substituto frente a processos abrasivos de corte. O material SAE 1045 com velocidade de corte de 100 m/min tem restrições de uso quando se objetiva esta mudança. O desempenho para profundidade de corte de 0,2 mm torna-se mais promissor com a aplicação de MQL no material SAE1045. A curva de rugosidade é bem aceitável e pode, em alguns casos, substituir a retificação. A rugosidade para o material SAE8620, operando a seco e com MQL, foi similar.

– **Camada branca e camada escura**

A camada branca ocorre por retêmpera e recristalização, em função da temperatura de corte e deformação mecânica. A camada escura é resultado de duplo revenimento. A avaliação da camada branca ocorreu somente com as peças ensaiadas com profundidade de corte de 0,2 mm. A utilização de MQL reduziu a incidência de camada branca e re-revenido para ambos os materiais. Isto representa redução de temperatura na zona de corte, proporcionada possivelmente pela diminuição de atrito provocada pela utilização de um meio lubrificante.

– **Forças de usinagem**

A medição de forças de usinagem se sucedeu somente para a profundidade de corte de 0,2 mm. Como era esperada, a força passiva é a predominante. A utilização de MQL reduziu a força passiva em todos os ensaios realizados. Em condições normais, a força de avanço e a força de corte não sofreram alterações importantes. O material SAE8620, tanto a seco como MQL, apresentou maior força passi-

va. Os danos sofridos ao usinar o material SAE1045 a seco, com profundidade de corte de 0,2 mm, foram bem percebidos com o incremento das forças de usinagem. Os efeitos do uso de MQL não foram observados nos momentos iniciais de usinagem. Dois fatores explicam esta ocorrência: o desgaste incipiente não promove grande contato entre a ferramenta e a peça, e também a não existência dos sulcos abrasivos no flanco; não proporcionando o efeito da capilaridade.

– **Metalografia do cavaco.**

A aplicação do MQL fragiliza o cavaco gerado, prova disto é que cavacos “finamente segmentados” foram observados quando foi usinado o material SAE8620 com profundidade de corte de 0,2 mm. Foi observada a presença de fases martensítica, perlítica e ferrítica no cavaco, mostrando a forte influência da existência ou não de um meio refrigerante. A observação visual da alteração do cavaco, e a observação microscópica do desgaste de cratera, formaram um par de evidências bem definidas para o entendimento do fenômeno.

7 RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS:

Com base nos resultados e conclusões, os seguintes temas podem ser explorados em trabalhos futuros:

- ✓ Utilização de sistemas de fornecimento de fluido localizados de alta pressão, com o objetivo de aumentar a eficácia de atingimento na zona de corte.
- ✓ Sistema de quebra-cavaco baseado em alterações microgeométricas na área de chanframento ou arredondamento do gume de ferramentas de elevada dureza a quente.
- ✓ Efeito do tipo de martensita em relação a alterações subsuperficiais na usinagem de materiais endurecidos.
- ✓ Avaliação da influência de chanframento do gume em relação à espessura mínima de cavaco, e seu impacto na geração da camada branca.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT NBR ISO 4287. **Especificações geométricas do produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Termos, definições e parâmetros da rugosidade.** ABNT, 2002.

ABRÃO, A.M.; RIBEIRO, J.L.S.; DAVIN, J.P. **Surface Integrity.** Machining of Hard Materials. Springer, New York, 2011.

ALBERTS, M.; KALAITZIDOU, K.; MELKOTE, S. **An investigation of graphite Nano platelets as lubricant in grinding.** International Journal of Machine Tools & Manufacture 49, pg. 966–970, 2009.

AMÂNCIO, D.A.; TOLEDO, J.V.R.; SILVA, G.; FIGUEIRA, D.S.S. **Otimização do ângulo de afiação da ferramenta de aço rápido utilizando método Taguchi.** Máquinas e Metais, ano 50, no. 573, São Paulo, 2013.

ANMARK, N.; BJÖRK, T.; GANEA, A.; ÖLUND, P.; HOGMARK, S.; KARASEV, A.; JONSSON, G. **The effects of inclusion composition on tool wear in hard part turning using PCBN cutting tools.** Wear Magazine, Pg. 13-22, 2015.

AOYAMA, T. **Development of a Mixture Supply System for Machining with Minimal Quantity Lubrication.** CIRP Annals – Manufacturing Technology, Volume 51, n. 01, pg. 289– 291, 2002.

ARRAZOLA, P. J.; ARRIOLA, I.; DAVIES, M. A.; COOKE, A. L.; DUTTERER, B. S. **The effect of machinability on thermal fields in orthogonal cutting of AISI 4140 steel.** CIRP Annals - Manufacturing Technology 57, p. 65–68, 2008.

ASILTURK, I.; AKKUS, H. **Determining the effect of cutting parameters on surface roughness in hard turning using the Taguchi method.** Measurement n. 44, pg. 1697–1704. 2011.

ASLAN, E.; CAMUS, N.; BIRGOREN, B. **Design optimization of cutting parameters when turning hardened AISI 4140 steel (63 HRC) with Al₂O₃ + TiCN mixed ceramic tool.** Materials and Design 28, pg. 1618–1622, 2007.

ASLANTAS, K.; UCUN, I.; CICEK, A. **Tool life and wear mechanism of coated and uncoated Al₂O₃/TiCN mixed ceramic tools in turning hardened alloy steel.** Wear Magazine. Pg. 274-275, 2012.

ASTAKHOV, V.P. **Machining of Hard Materials – Definitions and Industrial Applications.** Machining of Hard Material. Springer. Pg. 01 – 31, 2011.

ATTANASIO, A.; GELFI, M.; GIARDINI, C.; REMINO, C. **Minimal quantity lubrication in turning: Effect on tool wear.** Wear 260, pg. 333–338, 2006.

AUTRET, R.; LIANG, S.Y. **Minimum Quantity of Lubrication in Finishing Hard Turning.** HNICEN-03. 2003.

BARTARYA, G.; CHOUDHURY, S.K. **State of Art in Hard Turning.** International Journal of Machine Tools & Manufacture no. 53, pg.1–14, 2012.

BENGA, G., C.; ABRAO, A. M. **Turning of hardened 100Cr6 bearing steel with ceramic and PCBN cutting tools.** Journal of Materials Processing Technology 143–144. Pg. 237–241.2003.

BHOWMICK S.; LUKITSCH, M, ALPAS, A. **Dry and minimum quantity lubrication drilling of cast magnesium alloy (AM60).** International Journal of Machine Tools & Manufacture 50, p. 444–457, 2010.

BOLJANOVIC, V. **Metal Shaping Processes.** Industrial Press, Inc. New York, 2010.

BOUACHA, K.; YALLESE, M. A.; KHAMEL, S.; BELHADI, S. **Analysis and optimization of hard turning operation using cubic boron nitride tool.** Int. Journal of Refractory Metals and Hard Materials. Vol. 45, pg. 160 -178, 2014.

BRAGA, D. U. **A Técnica da Mínima Quantidade de Fluido de Corte Aplicada ao Processo de Furação de uma Liga de Alumínio Silício.** Tese de Doutorado, Campinas: 2001.

BRAGA, D. U.; DINIZ, A. E.; MIRANDA, G. W. A.; COPPINI, N. **Using a minimum quantity of lubricant (MQL) and a diamond coated tool in the drilling of aluminum–silicon alloys.** Journal of Materials Processing Technology 122, pg. 127–138, 2002.

BRILL, S.; SCHIBISCH, D.M. **Induction Hardening versus Case Hardening – a Comparison.** Heating Processing Magazine. Pg. 76-83, 2015.

BRUNI, C.; FORCELESE, A.; GABRIELLI, F.; SIMONCINI, M. **Hard turning of an alloy steel on a machine tool with a polymer concrete bed.** Journal of materials processing technology 202. Pg. 493–499. 2008.

BYRNE, G.; DORNFELD, D.; DENKENA, B. **Advancing Cutting Technology,** CIRP Annals, pg. 483-507. 2003.

CETIN, M. H.; OZCELIK, B.; KURAMA, E.; DEMIRBAS, E. **Evaluation of vegetable based cutting fluids with extreme pressure and cutting parameters in turning of AISI 304L by Taguchi method.** Journal of Cleaner Production n. 19 pg. 2049 a 2056 (2011).

CHILDS, T.; KATSUHIRO, M.; OBIKAWA, O.; YAMANE, Y. **Metal Machining, Theory and Applications.** Nova Iorque: John Willey & Sons. 2000.

CHIAVERINI, V. **Tratamentos térmicos das ligas ferrosas.** São Paulo: ABM, 2003.

CHIFFRE, L.; TOSELLO, G.; PISKA, M.; MULLER, P. **Investigation on capability of the reaming process using minimal quantity lubrication.** CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology 2, pg. 47–54. 2009.

CHINCHANIKAR, S.; CHOUDHURY, S.K. **Hard turning using HiPIMS-coated carbide tools: Wear behavior under dry and minimum quantity lubrication (MQL).** Measurement. Ed. 55, pag. 536–548. 2014.

CHOI, Y. **Influence of tool flank wear on performance of finish hard machined surfaces in rolling contact.** International Journal of Fatigue. Número 32, pg. 390 a 397. (2010).

CHOWDHURY, N.T.; DHAR, N.R. **Experimental Analysis and Modeling of Tool Wear and Surface Roughness in Hard Turning under Minimum Quantity Lubricant Environment.** Proceedings of the 2011 International Conference on Industrial Engineering and Operations Management, 2011.

COLOMBARI, R. R. **Aplicação de Delineamento de Experimentos para o Processo de Solda a Projeção.** Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Itajubá, 2004.

COSTA, R. F. **Efeito dos Parâmetros de Usinagem na Formação de Camada Branca Durante o Torneamento Duro de um Aço SAE52100**. Dissertação de Mestrado, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2007.

DAVIS, J. R. **ASM Specialty Handbook: Tool Materials**. ASM International. 1995.

DAVIN, J. P. **A note on the determination of optimal cutting conditions for surface finish obtained in turning using design of experiments**. Journal of Materials Processing Technology 116, pg. 305 -308, 2001.

DAVIN, J. P. **Design of optimization of cutting parameters for turning metal matrix composites based on the orthogonal arrays**. Journal of Materials Processing Technology 132, pg. 340 – 344, 2002.

DAVIN, J. P. **Machining of Hard Materials**. Springer- Verlag, Londres, 2011.

DAWSON, T. G.; KURFESS, T. R. **Tool life, wear rates, and surface quality in hard turning**. NAMRI/SME 2001, pg. 175-182. 2001.

DAWSON, G.; KURFESS, T. **Machining hardened steel with ceramic-coated and uncoated CBN cutting tools**. Society Manufacturing Engineer n. 156, pg. 1–7, 2002.

DEEPAKKUMAR, P.; SADAIAH, M. **Investigations on finish turning of AISI 4340 steel in different cutting environments by CBN insert**. International Journal of Engineering Science and Technology (IJEST), Volume 03, n. 10. 2011.

DELIJAICOV, S.; AGUIAR, J. B. **Medidas das forças de corte no torneamento duro de pistas de rolamentos**. Revista Máquinas e Metais, dezembro. 2008.

DGUV – **Minimum Quantity of Lubrication for Machining Operation**. BGI/GUV, November, 2010.

DHAR, N.; R. KAMRUZZAMAN, M.; AHMED, M. **Effect of minimum quantity lubrication (MQL) on tool wear and surface roughness in turning AISI-4340 steel**. Journal of Materials Processing Technology 172, pg. 299–304.2006.

DHAR, N.R.; AHMED M.T.; ISLAM, S. **An experimental investigation on effect of minimum quantity lubrication in machining AISI 1040 steel.** International Journal of Machine Tools & Manufacture n.47, pg. 748-753, 2007.

DINIZ, A. E.; MICARONI, R. **Influence of the direction and flow rate of the cutting fluid on tool life in turning process of AISI 1045 steel.** International Journal of Machine Tools and Manufacture Volume 47-2, pg. 247-254. Fevereiro, 2007.

DINIZ, A.E.; OLIVEIRA, A.J. **Hard turning of interrupted surfaces using CBN tools.** Journal of materials processing technology. Vol. 195, pg. 275-281, 2008.

DOYON, G.; RUDNEV. V.; MAHER, J. **Low distortion, high quality Induction Hardening of Crankshafts and Camshafts.** Heat Treating Society. Pg. 59-61. 2013.

DOGRA, M.; SHARMA, V.; S. DUREJAC, J., **Effect of tool geometry variation on finish turning – A Review.** Journal of Engineering Science and Technology Review 4, 2011.

EKINOVIC, S.; PRCANOVIC, H.; BEGOVIC, E. **Investigation of influence of MQL machining parameters on cutting forces during MQL turning of carbon steel St52-3.** PROCEDIA Engineering, Vol. 132. Pg. 608-614, 2015.

EZUGWU, E.O.; BONNEY, J.; YAMANE, Y. **An Overview of the Machinability of Aero engine Alloys.** Journal of Materials Processing Technology 134, pg. 233–253. 2003.

FARIAS, A. **Análise de tensão residual e integridade superficial no processo de torneamento em material endurecido do aço ABNT8620 cementado.** Dissertação de Mestrado. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, 2009.

FARIAS, A.; DELIJAICOV, S.; BATALHA, G. F. **Surface integrity functional analysis in hard turning AISI 8620 case hardened steel through 3D topographical measurement.** Archives of Materials Science and Engineering Surface Integrity. Vol. 46, pg. 47-52, 2010.

FLEISCHER, J.; PABST, R.; KELEMEN, S. **Heat Flow Simulation for Dry Machining of Power Train Castings.** Annals of the CIRP Vol. 56, pg. 117-122, 2007.

FRATILA, D. **Evaluation of near-dry machining effects on gear milling process efficiency.** Journal of Cleaner Production 17, pg. 839–845, 2009.

GAITONDE, V. N.; KARNIK, S. R.; DAVIN, J. P. **Selection of optimal MQL and cutting conditions for enhancing machinability in turning of brass.** Journal of materials processing technology 204. Pg. 459–464. 2008.

GAITONDE, V.N.; KARNIK, S.R. **Machinability investigations in hard turning of AISI D2 cold work tool steel with conventional and wiper ceramic inserts.** International Journal of Refractory Metals & Hard Materials n. 27 p.754–763, 2009.

GALOPPI, G. S.; STIPKOVIC FILHO, M.; BATALHA, G. F. **Hard turning of tempered DIN 100Cr6 steel with coated and no coated CBN inserts.** Journal of Materials Processing Technology, Dublin - Ireland, v. 179, n. 1-3, p. 146-153, 2006.

GAHAR, K.Z. **Microstructure and wear of materials.** Tribology Series, 10. Elsevier, 1987.

GROOVER, M.P. **Fundamentals of Modern Manufacturing: Materials, Process as Systems.** John Wiley & Sons, Inc. 4th Edition, 2007.

GRZESIK W., **Influence of tool wear on surface roughness in hard turning using differently shaped ceramic tools.** Wear Magazine. Ed. 265, pag. 327–335, (2008).

GRZESIK, W. **Mechanics of Cutting and Chip Formation.** Machining of Hard Materials. Springer, 2011.

GRZESIK, W.; ZAK, K.; PRAZMOWSKI, M.; STORCH, B.; PALKA, T. **Effects of cryogenic cooling on surface layer characteristics produced by hard turning.** Materials and Manufacturing Engineering. Vol. 54, pg. 5-12, 2012.

GRZESIK, W.; ZAK, K.; KISKA, P. **Comparison of surface textures generated in hard turning and grinding operations.** PROCEA CIRC Vol. 13. Pg. 84 – 89, 2014.

GUO, Y. B.; SAHNI, J. **A comparative study of hard turned and cylindrically ground white layers.** International Journal of Machine Tools and Manufacture, Volume 44. Pg. 135-145, 2004.

HANYU, H.; KAMIYA, S.; MURAKAMI, Y.; SAKA, M. **Dry and semi-dry machining using finely crystallized diamond coating cutting tools.** Surface and Coatings Technology 173 –174, pg. 992–995, 2003.

HARRISON, S. I. **Detecting white layer in hard turned components using non-destructive methods.** Dissertação de Mestrado. Georgia Institute of Technology, Dezembro de 2004.

HEINEMANN, R.; HINDUJA, S.; G. BARROW, G.; PETUELLI, G. **Effect of MQL on the tool life of small twist drills in deep-hole drilling.** International Journal of Machine Tools & Manufacture 46, pg. 1–6. 2006.

HODGSON, T.; TRENDLER, P.H.H. **Turning Hardened Tool Steels with Cubic Boron Nitride Inserts.** Annals of the CIRP. Vol. 30/1/1981. 1981.

HOSOKAWA, A.; UEDA, T.; ONISHI, R.; TANAKA, R.; FURUMOTO, T. **Turning of difficult-to-machine materials with actively driven rotary tool.** CIRP Annals - Manufacturing Technology 59, pg. 89–92. 2010.

HOSSEINI, S.B.; BENO, T.; KLEMENT,U; KAMINSKI,J; RYTTBERG,K. **Cutting temperatures during hard turning—Measurements and effects on white layer formation in AISI 52100.** Journal of Materials Processing Technology 214. Pg. 1293–1300 (2014).

HUANG, Y.; DAWSON G. **Tool crater wear depth modeling in CBN hard turning.** Wear 258, p.1455–1461, 2005.

HUANG, Y.; LIANG, S. Y. **Effect of Cutting Conditions on Tool Performance in CBN Hard Turning.** Journal of Manufacturing Process: 2005.

ITW ROCCOL. **Accolube User Manual**, 2009.

INGHAM, D. W.; PARRISH, G. **The Submerged Induction Hardening of Gears.** Gear Technology. Pag. 28 a 40, March & April, 2001.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **Tool life testing with single point turning tools – ISO3685.** ISO, 1993.

IQBAL, A.; NING, H.; KHAN, I.; LIANG, L.; DAR, N. U. **Modeling the effects of cutting parameters in MQL-employed finish hard-milling process using D-optimal method.** Journal of materials processing technology 199. Pg. 379–390. 2008.

JONES, K. T.; NEWSOME, M. R.; CARTER, M. **Gas Carburizing vs. Contour Induction Hardening in Bevel Gears.** Gear Solution Magazine, pg. 40 – 54. January, 2010.

KALPAKJIAN, S.; SCHMID, S. **Manufacturing Engineering and Technology.** Pearson. Nova Iorque: 2009.

KAMATA, Y.; OBIKAWA, T. **High speed MQL finish-turning of Inconel 718 with different coated tools.** Journal of Materials Processing Technology, 192–193. Pg. 281–28. 2007.

KARPAT, Y.; OZEL, T. **3-D FEA of Hard Turning: Investigation of PCBN Cutting Tool Micro-Geometry Effects.** Transactions of NAMRI/NSE. Vol. 35. 2007.

KAYNAK, Y.; KARACA, H E.; NOEBE, R. D.; JAWAHIR, I. S. **Tool-Wear Analysis in Cryogenic Machining of Ni-Ti Shape Memory Alloys: A Comparison of Tool-Wear Performance with Dry and MQL Machining.** Wear. Vol. 306, Pg. 51–63, 2013.

KHAN, M.M.A.; MITHU, M.A.H.; DHAR, N.R. **Effect of minimum quantity lubrication on turning AISI 9310 alloy steel using vegetable oil-based cutting fluid.** Journal of Materials Processing Technology 209, pg. 5573–5583, 2009.

KISHAWY, H. A.; ELBESTAWY, M. A. **Effects of Process Parameters on Material Side Flow during Hard Turning.** International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 39, 1017–1030, 1999.

KLOCKE, F.; EISENBLATTER, G. **Dry Cutting.** Annals of the CIRP Vol. 46. 1997.

KLOCKE, F.; KRAMER, A.; SANGERMANN, H.; LUNG, D. **Thermo-Mechanical Tool Load during High Performance Cutting of Hard-to-Cut Materials.** 5th CIRP Conference on High Performance Cutting. Vol. 1, pg. 295 – 300, 2012.

KNUFERMANN, M. M. W. **Machining Surfaces of Optical Quality of Hard Turning.** Dissertação de Mestrado. Cranfield University, 2003.

KONG, J.; XIA, Z.; XU, D.; HE, N. **Investigation on notch wear mechanism in finish turning pure iron material with uncoated carbide tools under different cooling/lubrication conditions.** Int J Adv. Manuf. Technology. Springer, 2015.

KONIG, W.; KOMANDURI, R.; TONSHOFF, H.K. **Machining of Hard Materials**. Annals of CIRP, 1984.

KONIG, W.; KLINGER, M.; LINK, R. **Machining Hard Materials with Geometrically Defined Cutting Edges - Field of Applications and Limitations**. Annals of the CIRP Vol. 3/1/15140, 1990.

KONIG, W.; BERKTOLD, A.; KOCH, K.F. **Turning versus Grinding – A Comparison on Surface Integrity Aspects and Attainable Accuracies**. Annals of the CIRP. Volume 42, 1993.

KRONENBERG, M. **Machining Science and Application – Theory and Practice of Operation and Development of Machining Processes**. Pergamon Press. 1st edition. UK, 1966.

KRAUSS, G. **Steels: heat treatment and processing principles**. ASM International. 1997.

KRISHNA, P.V.; RAO, D.N. **Performance evaluation of solid lubricants in terms of machining parameters in turning**. International Journal of Machine Tools & Manufacture. Ed. 48, pg.1131–1137, 2008.

KUNDRAK, J., KARPUSCHEWSKI, B.; GYANI, K.; BANA, V. **Accuracy of hard turning**. Journal of Materials Processing Technology, n. 202, p. 328–338. 2008.

KURAM, E.; OZCELIK, B. **Environmentally Friendly Machining: Vegetable Based Cutting Fluids**. Green Manufacturing Processes and Systems, Materials Forming, Machining and Tribology. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2013.

LEE, W. S.; SU, T. **Mechanical properties and microstructural features of AISI 4340 high-strength alloy steel under quenched and tempered conditions**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 87 pag. 198–206, 1996.

LOPEZ DE LACALLE, L. N.; ÂNGULO, C.; LAMIKIZ, A.; SANCHEZ, J. A. **Experimental and numerical investigation of the effect of spray cutting fluids in high speed milling**. Journal of Materials Processing Technology 172. Pg. 11–15. 2006.

LOPEZ DE LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A.; FERNANDEZ DE LARRINOA, J.; AZKONA, I. **Advanced Cutting Tools**. Machining of Hard Materials. Springer, 2011.

LAHIFF, C.; GORDON, S.; PHELAN, P. **PCBN tool wear modes and mechanisms in finish hard turning**. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing n. 23, p. 638–644, 2007.

LALWANI, D. I.; MEHTA, N. K.; JAIN, P. K. **Experimental investigations of cutting parameters influence on cutting forces and surface roughness in finish hard turning of MDN250 steel**. Journal of materials processing technology 206, pg. 167–179, 2008.

LIMA, F.; CORREA, M. **Usinagem de Materiais Endurecidos**. Revista Tecnologia, Fortaleza, vol. 23, n.1, pág. 38-44, 2002.

LIMA, I. H. **Proposta de metodologia para análise da robustez de cadeias de suprimentos baseado em Taguchi, resposta de superfície e simulação, com aplicação em indústria de eletrônicos**. Dissertação de Mestrado, PUC-Pr, 2008.

LIAO, Y. S.; LIN, H. M. **Mechanism of minimum quantity lubrication in high-speed milling of hardened steel**. International Journal of Machine Tools & Manufacture 47. Pg. 1660–1666. 2007.

LIN, H. M.; LIAO, Y. S.; WEI, C. C. **Wear behavior in turning high hardness alloy steel by CBN tool**. Wear. Volume 264, pag. 679–684, 2007.

MALKIN, S.; GUO, C. **Grinding Technology, theory and applications of machining with abrasives**. Industrial Press. Second Edition, Nova Iorque: 2008.

MACHADO, A.R.M.; SILVA, M. B. **Usinagem dos Metais**. Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem. Universidade Federal de Uberlândia. 8ª edição. 245 p. 29, 2004.

MACHADO, A.R.M.; WALLBANK, J. **The effect of extremely low lubricant volumes in machining**. Wear Magazine, Elsevier, pg. 76 a 82. 1997.

MARINOV, V. **Manufactory Process Technology**. Kendall Hunt Publishing, 1 ed., 2010.

MATSUDA, Y.; MOROGUCHI, H.; TSUKIHARA, N.; OKAMURA, K.; SETOYAMA, M.; FUKAIA, T. **Coated SUMIBORON BNC2010/BNC2020 for Hardened Steel Machining Realizing Long and Stable Tool Life**. SEI Technical Review · Número 80. Pg. 85-90. 2015.

MATSUMOTO, Y.; BARASH, M.; LIU, C. **Cutting mechanism during machining of hardened steel.** Materials Science and Technology. Vol. 3 p. 299-305, 1987.

MELO, A. C. A.; MILAN, J. C. G.; SILVA, M. B.; MACHADO, A. R. M. **Some observations on wear and damages in cemented carbides tools.** J. of the Braz. Soc. Of Mech. Sci. & Eng. Vol XXVIII, 2006.

MIN, S.; NASAKIL, I.; FUJIMURA, S.; WADAL, T.; S. SUDA, S.; T. WAKABAYASHI, T. **A Study on Tribology in Minimal Quantity Lubrication Cutting.** CIRP Annals – Manufacturing Technology, Volume 54, n. 1. Pg. 105-108. 2007.

MITSUBISHI MATERIALS. Disponível em http://www.mitsubishicarbide.net/mhg/enuk/external_turning_tools/10000023/20054105. Acesso em 13 de março de 2017.

MONTGOMERY, D. C. **Design and Analysis of Experiments.** John Wiley and sons. 5^o edição, Nova York, (2001).

MORE, A. S.; JIANG, W.; BROWN, W.D.; MALSHE, A.P. **Tool wear and machining performance of CBN–TiN coated carbide inserts and PCBN compact inserts in turning AISI 4340 hardened steel.** Journal of Materials Processing Technology ed. 180, pg. 253–262, 2006.

NALBANT, M.; GOKKAYA, H.; SUR, G. **Application of Taguchi method in the optimization of cutting parameters for surface roughness in turning.** Materials and Design 28, pg. 1379–1385, 2007.

NARUTAKI, N.; YAMANE, Y.; TASHIMA, S.; KUROKI, H. **A New Advanced Ceramic for Dry Machining.** Annals of the CIRP Vol. 46, pg. 43-48, 1997.

NEUMAN, T.; PICKETT. K. **Rapid Tempering of Automotive Axle Shafts.** Heat Treating Process. Pg. 42-46. 2006.

OBIKAWA, T.; YASUHIRO KAMATA, Y.; SHINOZUKA, J. **High-speed grooving with applying MQL.** International Journal of Machine Tools & Manufacture 46, pg. 1854–1861, 2006.

OBIKAWA, T.; ASANO, Y.; KAMATA, Y. **Computer fluid dynamics analysis for efficient spraying of oil mist in finish-turning of Inconel 718.** International Journal of Machine Tools & Manufacture 49, pg. 971–978. 2009.

OGATA, H. T. S. **Determinação da influência das tensões residuais nas propriedades de fadiga em aço SAE 8620 processado com diferentes profundidades de camada de cementação.** Dissertação de Mestrado, UFPR, 2003.

OLIVEIRA, A. J.; DINIZ, A. E.; URSOLINO, D. J. **Hard turning in continuous and interrupted cut with PCBN and whisker-reinforced cutting tools.** Journal of Materials Processing Technology 209, pg. 5262–5270, 2009.

OLIVEIRA, F. B. **Estudo dos mecanismos governantes do efeito de escala em microusinagem.** Dissertação de Mestrado. UNESP, 2012.

OLSEN, K.V., **On the Standardization of Surface Roughness Measurements.** B&k Technical Review. Edição 03, 1961.

OZEL, T.; DAVIN, P. **Intelligent Machining.** Wiley, 2009.

PALANIRADJA, K.; ALAGUMURTHI, N.; SOUNDARARAJAN, V. **Thermal and Metallurgical Effects Associated with Gas Carburized and Induction Hardened Components.** The Open Materials Science Journal, pg. 74-91, 2010.

PAVEL, R.; MARINESCU, I.; DEIS, M.; PILLAR, J. **Effect of tool wear on surface finish for a case of continuous and interrupted hard turning.** Journal of Materials Processing Technology 170, p. 341–349, 2005.

PAVEL, R.; MARINESCU, I.D. **Surface Quality and Tool Wear in Interrupted Hard Turning of 1137 Steel Shafts.** ASPE 2002 Annual Meeting; October 20-25, 2003.

PARK, K.; KWON, P. **Flank wear of multi-layer coated tool.** Wear, pg.771 – 780, 2011.

PEREIRA, J. C. C. **Determinação de Modelos de Vida de Ferramenta e Rugosidade no Torneamento do Aço ABNT 52100 Endurecido Utilizando a Metodologia de Superfície de Resposta (DOE).** Universidade Federal de Itajubá. Dissertação de Mestrado, 2006.

POULACHON, G.; MOISAN, A.; JAWAHIR, I.S. **Tool-wear mechanisms in hard turning with polycrystalline cubic boron nitride tools.** Wear 250, p. 576–586, 2001.

POULACHON, G.; BANDYOPADHYAY, B.P.; JAWAHIR, I.S.; PHEULPIN, S.; SEGUIN, E. **Wear behavior of CBN tools while turning various hardened steels.** *Wear* 256, pg. 302–310, 2004.

PRABHUDEV, K. H. **Handbook of Heat Treatment of Steels.** McGraw Hill, New Delhi, 1988.

RAKHIT, A. K. **Heat Treatment of Gears.** A Practical Guide for Engineers. ASM International. 2000.

RAHMAN, M.; KUMAR, A. S.; SALAM, M. U. **Experimental evaluation on the effect of minimal quantities of lubricant in milling.** *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 42, pg.539–547, 2002.

RAKURTY, C.S.; VARELA, P. I.; BALAJI, A. K. **Effects of targeted Minimum Quantity Fluid (MQF) application on surface Integrity.** *PROCEDIA CIRP.* Vol. 8, pg. 462-468, 2013.

RAO, D.N.; KRISHNA, P.V. **The influence of solid lubricant particle size on machining parameters in turning.** *International Journal of Machine Tools & Manufacture.* Ed. 48, pg.107-111, 2008.

RECH, J.; MOISAN, M. **Surface integrity in finish hard turning of case-hardened steels.** *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 43, pg. 543-550, 2003.

RICH, C. **Hard turn toward efficiency.** *Gear Solutions Magazine.* Pag. 22-30. 2009.

ROCHA DOS SANTOS, G. **Caracterização de Filme de DLC e Avaliação dos Esforços de Usinagem em Insertos Revestidos no Torneamento de Ligas Al-Si.** Pontifícia Universidade Católica do Paraná – PPGEM. Dissertação de Mestrado, 2006.

ROCHA, M. R. **Aço ABNT 1045 Esferoidizado: Estudo da Cinética de Coalescimento e Correlações entre Microestruturas e Propriedades Mecânicas.** Dissertação de Mestrado. UFSC, 2001.

RODRIGUES, S. R.; CÂMARA, M. A.; RÚBIO, J. C. C.; ABRÃO, A. M. **Análise do Efeito Escala e do Desgaste da Ferramenta na Operação de Microfresamento do Aço ABNT D2.** 8º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 2015.

RODRIGUEZ, C. J. C. **Cutting Edge Preparation of Precision Cutting Tools by Applying Micro Abrasive Jet Machining and Brushing**. Kassel University. Germany, 2009.

RUDNEV, V.; LOVELESS, D.; COOK, L.; BLACK, M. **Handbook of Induction Hardening**. Marcel Dekker, New York, 2004.

SAHIN, Y. **Comparison of tool life between ceramic and cubic boron nitride (CBN) cutting tools when machining hardened steels**. Journal of materials processing technology 209, p. 3478–3489, 2009.

SETTINERI, L. **Surface Properties and Performance of Multilayer Coated Tools in Turning Inconel**. CIRP Annals - Manufacturing Technology. Pg. 515-518. 2005.

SETTINERI, L.; FAGA, M. G.; LERGA, B. **Properties and performances of innovative coated tools for turning Inconel**. International Journal of Machine Tools & Manufacture 48, pg. 815–823, 2008.

SHARMA, V., S.; DOGRA, M.; SURI, N. M. **Cooling techniques for improved productivity in turning**. International Journal of Machine Tools & Manufacture 49, pg.435–453, 2009.

SHAW, M. C. **Metal Cutting Principles**. Oxford University Press, Oxford, 1986.

SILVA, L. R.; E. C. BIANCHI, R. E.; CATAI, R. Y.; FUSSE, T. V.; FRANÇA, P. R. AGUIAR. **Study on the Behavior of the Minimum Quantity Lubricant – MQL Technique Under Different Lubricating and Cooling Conditions When Grinding ABNT 4340 Steel**. Journal of the Braz. Soc. of Mech. Sci. & Eng, Vol. XXVII, No. 2 / 193 . Abril-Junho 2005.

SILVA, L. R.; BIANCHI, E. C.; FUSSE, R. Y.; CATAI, R. E.; FRANC, T. V.; AGUIAR, P. R. **Analysis of surface integrity for minimum quantity lubricant—MQL in grinding**. International Journal of Machine Tools & Manufacture 47, pg. 412–418, 2007.

SHAJI, S.; RADHAKRISHNAN, V. **Analysis of process parameters in surface grinding with graphite as lubricant based on the Taguchi method**. Journal of Materials Processing Technology n. 141, pg. 51–59. 2003.

SHOKRANI, A.; DHOKIA, V.; NEWMAN, S. **Environmentally conscious machining of difficult-to-machine materials with regard to cutting fluids**. International Journal of Machine Tools & Manufacture. Pg. 83-101, 2012.

SMITH, G. T. **Advanced Machining: The Handbook of Cutting Technology**. Springer-Verlag, London, 1989.

SREEJITH, P. S. **Machining of 6061 aluminum alloy with MQL, dry and flooded lubricant conditions**. Materials Letters 62, pg. 276–278. 2008.

SOROKA, D.P. **Hard Turning and the Machine Tool**. Hardinge Inc., V607, pg. 378-442, Hardinge Inc., 2002.

SOUZA, D.J.A.; SCHROETER, R. B.; WEINGAERTNER W. L.; TEIXEIRA C. R. **Avaliação do desgaste das Ferramentas de PCBN em torneamento ortogonal**. Revista Máquinas e Metais, pg. 46 a 59. 2014.

STAHL, J.E. DE VOS, P. **Metal Cutting Theories and Practices**. Seco Tools. Sweden, 2014.

STEPHENSON, D. A.; AGAPIOU, J. S. **Metal Cutting: Theory and Practice**. CRC Press: Boca Raton, 825 p., 2006.

TAI, B. L.; STEPHENSON, D. A.; FURNESS, R. J.; SHIH, A. J. **Minimum Quantity Lubrication (MQL) in Automotive Powertrain Machining**. PROCDIA CIRP, Vol. 14, Pg. 523 – 528, 2014.

TASDELEN, B. T.; WIKBLOM, T.; EKERED, S. **Studies on minimum quantity lubrication (MQL) and air cooling at drilling**. Journal of materials processing technology 200, pg. 339–346, 2008.

TASDELEN, B. H.; THORDENBERG, H.; OLOFSSON, A. **An experimental investigation on contact length during minimum quantity lubrication (MQL) machining**. Journal of materials processing technology 203, pg. 221–231, 2007.

TAWAKOLI, T.; M.J.HADAD, M. J.; SADEGHI, M. H. **Influence of oil mist parameters on minimum quantity lubrication – MQL grinding process**. International Journal of Machine Tools & Manufacture, pg. 01 – 11 2010.

TEIXEIRA FILHO, F. **A Utilização de Fluido de Corte do Fresamento do Aço Inoxidável 15-5PH**. Tese de Doutorado, Campinas: 2006.

THIELE, J.D.; MELKOTE, S.N. **Effect of cutting edge geometry and workpiece hardness on surface generation in the finish hard turning of AISI 52100 steel**. *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 94, pag. 216–226, 1999.

TONSHOFF, H.K.; ARENDT, C.; BEN AMOR, R. **Cutting of Hardened Steel**. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. Volume 49, Ed. 2. Pg.: 547-566, 2000.

TOWNSEND, D.P.; TURZA, A.; CHAPLIN, M. **The Surface Fatigue Life of Contour Induction Hardened AISI1552 Gears**. NASA Technical Memorandum. 1995.

TRENT, E.; WRIGHT, P. **Metal Cutting**. Elsevier: Boston. 446 p. 2000.

VARADARAJAN, A.S.; PHILIP, P.K.; 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 & Manufacture* 42, p. 193–200, 2001.

VIEIRA SOARES, M. C. B. **Influência das Tensões Residuais no Comportamento em Fadiga de Ligas Metálicas**. Tese de Doutorado, IPEM, 1998.

VIKRAN KUMAR, CH R.; RAMAMOORPHY, B. **Performance of Coated Tools during Hard Turning under Minimum Fluid Application**. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 185, pg. 210–216, 2007.

VOORT, G. F. V.; LUCAS, G. M. **Microstructural Characterization of Carburized Steels**. *Heat Treating Progress*. Pg. 37-42, September 2009.

WAKABAYASHI, T.; SUDA, S.; INASAKI, I.; TERASAKA, K.; MUSHA, Y.; TODA, Y. **Tribological Action and Cutting Performance of MQL Media in Machining of Aluminum**. *Annals of the CIRP* Vol. 56. Pg. 97-100. 2007.

WARREN, A.W.; GUO, Y.B. **Hard Turning or Grinding?** *Gear Solution Magazine*. Pg. 45-56. 2007.

WEINERT, K.; INASAKI, I.; SUTHERLAND, J. W.; WAKABAYASHI, T. **Dry Machining and Minimum Quantity Lubrication**. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 53, No. 2, pg. 511-537. 2004.

YANG, W.H.; TARNG, Y.S. **Design optimization of cutting parameters for turning operations based on the Taguchi method**. Journal of Materials Processing Technology 84, pg. 122–129, 2008.

YILDIZ, Y.; NALBANT, M. **A review of cryogenic cooling in machining processes**. International Journal of Machine Tools & Manufacture 48, pg. 947–964. 2008.

ZEILMANN, R. P.; WEINGAERTNER, W. L. **Analysis of temperature during drilling of Ti6Al4V with minimal quantity of lubricant**. Journal of Materials Processing Technology 179, 124–127, 2006.

ZEILMANN, R. P.; CALZA, D. C.; XAVIER, E. B. **Influência das condições de aplicação de fluido lubri refrigerante sobre a qualidade superficial para o processo de furação**. Anais do 17º CBECIMAT - Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, pg. 7370-7378, 2006.