



Dissertação de Mestrado

ANTONIO ROMERO DE PAULA

**ESTUDO DA USINABILIDADE DO AÇO ABNT 4340
ENDURECIDO NO TORNEAMENTO COM ALTA
VELOCIDADE DE CORTE SOB DIFERENTES CONDIÇÕES
DE LUBRIRREFRIGERAÇÃO**

Dezembro de 2012



ANTONIO ROMERO DE PAULA

**ESTUDO DA USINABILIDADE DO AÇO ABNT 4340
ENDURECIDO NO TORNEAMENTO COM ALTA
VELOCIDADE DE CORTE SOB DIFERENTES CONDIÇÕES
DE LUBRIRREFRIGERAÇÃO**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais do CEFET MG, como parte integrante dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia de Materiais.

Área de concentração: Ciência e Desenvolvimento de Materiais

Linha de Pesquisa: Seleção, Processamento e Caracterização

Orientador: Prof. Leonardo Roberto da Silva

Belo Horizonte, Dezembro de 2012

ESTUDO DA USINABILIDADE DO AÇO ABNT 4340
ENDURECIDO NO TORNEAMENTO COM ALTA
VELOCIDADE DE CORTE SOB DIFERENTES CONDIÇÕES
DE LUBRIRREFRIGERAÇÃO

Dissertação apresentada em 14 de dezembro de 2012 por Antonio Romero de Paula, ao Curso de Mestrado em Engenharia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais - CEFET-MG, Ciência e Desenvolvimento de Materiais, aprovada pela banca examinadora constituída dos professores:

Prof. Dr. Leonardo Roberto da Silva - Orientador

Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais

Prof. Dr. Sandro Cardoso Santos

Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais

Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão

Universidade Federal de Minas Gerais - UFMG

Dedico este trabalho a Deus, a Yane, aos meus filhos Matheus, Daniela, Beatriz e Luísa, e aos meus pais Antonio e Sílvia pelo apoio, paciência e compreensão.

AGRADECIMENTOS

Ao orientador Prof. Dr. Leonardo Roberto da Silva pela orientação e paciência.

Ao Diretor Janes Landre Junior e ao professor Roberto Schirm, ambos do laboratório de processos de fabricação da PUC MG (Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais), pelo apoio e liberação dos laboratórios e equipamentos para elaboração dos testes.

Ao Prof. José Rubens Gonçalves Carneiro pelo apoio e intermediação na liberação dos laboratórios da PUC MG.

Ao colega e funcionário do laboratório de processos de fabricação da PUC MG, o Prof. Carlos Eduardo dos Santos, pelo apoio, auxílio na execução dos testes e intermediação da liberação dos laboratórios.

Aos funcionários do laboratório de fabricação da PUC MG Contagem, Marceliny Nardi Torrecilia e Klaus Higor dos Santos Silva, pelo auxílio na execução dos testes de microdureza.

Ao amigo e colega do Departamento de Engenharia de Materiais do CEFET-MG, o Prof. Joel Romano Brandão, pelo incansável apoio, presteza, colaboração, dedicação e auxílio na elaboração de dispositivos, preparação de materiais e nos testes.

À colega do Departamento de Engenharia de Materiais do CEFET MG, a Prof^a. Elaine Carvalho Siqueira Corrêa, pelo apoio e assistência na preparação das amostras no laboratório de metalografia.

Ao colega do centro de microscopia do Departamento de Engenharia de Materiais do CEFET MG, Bruno Cordeiro Silva pelo auxílio.

Aos Bolsistas Guilherme Duca Bustamante, Rafael Fraga Rabello e Daniele Bastos de Castro do CEFET/MG pelo auxílio e dedicação no desenvolvimento do projeto.

Ao CNPq pelo apoio financeiro de auxílio à pesquisa e pela bolsa de Produtividade em Pesquisa.

A todos que, de forma direta ou indireta, contribuíram para a execução desse trabalho.

RESUMO

O desenvolvimento de novos materiais para ferramentas de corte tem favorecido o processo de torneamento de aços endurecidos, que vem substituindo em alguns casos o processo de retificação, por possibilitar a redução do tempo de produção e do custo de fabricação, além de poluir menos o ambiente de chão de fábrica. Adicionado a isso é possível obter peças com elevado acabamento superficial com velocidade de corte acima das convencionais, obtendo ótima produtividade. Os fluidos de corte convencionais utilizados nos processos de usinagem são um risco ambiental. Recentemente, os aspectos ambientais têm-se tornado cada vez mais importantes dentro dos processos produtivos. Desta forma, este trabalho pretende estudar a usinabilidade do aço ABNT 4340 endurecido no torneamento com alta velocidade de corte sob diferentes condições de lubrificação (a seco, com jorro e com mínima quantidade de lubrificante - MQL), utilizando ferramentas de metal duro, cerâmica e Nitreto Cúbico de Boro Policristalino (PcBN) na operação de acabamento. Ressalta-se que neste trabalho pretende-se também explorar o conceito da mínima quantidade de lubrificante (MQL) no torneamento com alta velocidade de corte em materiais endurecidos. A avaliação do desempenho das diversas condições de lubrificação, das ferramentas e dos parâmetros de corte consistiu na análise dos seguintes parâmetros: vida, mecanismos de desgaste e integridade superficial (rugosidade, microestrutura e microdureza). Os resultados possibilitaram avaliar o comportamento dos diferentes métodos de lubrificação no desempenho dos parâmetros citados, contribuindo assim para uma manufatura ecologicamente correta. Em geral, os resultados mostraram que o material da ferramenta e o tipo de lubri-refrigeração influenciam o comportamento dos mecanismos de desgaste, a vida da ferramenta e a integridade superficial. O desgaste dominante foi o de flanco e os mecanismos foram abrasão, *attrition* (aderência com arrastamento) e provável difusão nas ferramentas de PcBN. As ferramentas de PcBN e cerâmica revestida mostraram-se bastante promissoras na condição de alta velocidade de corte, resultando na melhoria da eficiência do processo.

Palavras-chave: Usinagem com alta velocidade, Aço ABNT 4340 endurecido, lubri-refrigeração, Mecanismos de desgaste, Integridade superficial, Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL).

ABSTRACT

The development of new materials for cutting tools has facilitated the process of turning of hardened steel, which has been replacing in some cases the grinding process, by enabling the reduction of production time and cost of manufacture, in addition to pollute less the environment of the factory floor. Added to this is possible to obtain parts with high surface finish using cutting speed above the conventional, obtaining great productivity. The conventional cutting fluids used in the machining process are an environmental risk. Recently, the environmental aspects have become increasingly important within the productive processes. This way, this work aims to study the machinability of the hardened AISI 4340 steel in high cutting speed turning under different conditions of lubrication cooling (dry cutting, flood coolant and minimal quantity of lubricant - MQL), using tools of carbide, ceramic and Nitride Cubic Boron Polycrystalline (PcBN) in finishing operation. It is emphasized that this work also intended to explore the concept of minimum quantity of lubricant (MQL) in turning of hardened materials with high cutting speed. The performance evaluation of cutting parameters and tools, using different conditions of lubrication and cooling, was done based in the analysis of the following parameters: tool life, surface integrity (roughness, microstructure and microhardness) and wear mechanisms. The results allowed to evaluate the performance of different methods of lubrication and cooling in the parameters mentioned, contributing to environmentally friendly manufacturing. In general the results showed that the material of the tool and the type of lubrication and cooling influence the behavior of wear mechanisms, the tool's life and surface integrity. The predominant wear was the flank and the mechanisms observed were abrasion, attrition (adherence with entrainment) and probable diffusion in PcBN tools. PcBN tools and ceramic coated were very promising in the condition of high cutting speed, resulting in improvement on the efficiency of the process.

Keywords: High Speed Machining, hardened AISI 4340 steel, lubrication and cooling, wear mechanisms, surface integrity, Minimum Quantity of Lubricant (MQL).

LISTA DE FIGURAS

Figura 4.1 - Influência da temperatura na condutividade térmica dos principais revestimentos utilizados nas ferramentas de corte.....	35
Figura 4.2 - Exemplos de ferramentas de metal duro revestidas.....	36
Figura 4.3 - Influência do revestimento de Al_2O_3 em uma ferramenta a base de Si_3N_4 no torneamento de ferro fundido cinzento GG 25.....	39
Figura 4.4 - Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte.....	43
Figura 4.5 - Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte.....	44
Figura 4.6 - Comportamento do desgaste de uma ferramenta de corte com o tempo de corte.....	45
Figura 4.7 - Diagrama dos mecanismos de desgaste das ferramentas de corte em função da temperatura.....	46
Figura 4.8 - Mecanismos de desgaste que ocorrem nas ferramentas de corte.....	47
Figura 4.9 - Vista geral do desgaste de difusão de uma ferramenta de metal duro K20 após usinar TiAl4V.....	48
Figura 4.10 - Detalhe de cratera formada em ferramenta de metal duro K20 após usinar Ti6Al4V a 75 m/min.....	48
Figura 4.11 - Desgaste abrasivo em ferramentas de PCBN após usinar aço ABNT 5140 (DIN 19MnCr5) endurecido a 58 HRC e sulcos característicos da região desgastada por abrasão.....	50
Figura 4.12 - Desgaste de entalhe observado em ferramenta de metal duro K20 após usinar Inconel 901 e vista do desgaste de entalhe na superfície de folga.....	52
Figura 4.13 - Vida útil no torneamento do aço para beneficiamento 42CrMo4 com fluido de corte e a seco.....	58
Figura 4.14 - Comparação de custos operacionais entre usinagem úmida e por MQL.....	61
Figura 4.15 – Parâmetro de rugosidade R_a	63
Figura 4.16 – Parâmetro de rugosidade R_t	63

Figura 4.17 - Zona de deformação localizada em subsuperfície usinada.....	67
Figura 4.18 - Micrografia MEV da zona de deformação plástica localizada em subsuperfície usinada.....	67
Figura 5.1 - Corpo de prova utilizado na experimentação.....	72
Figura 5.2 - Microscópio ferramenteiro utilizado no projeto.....	74
Figura 5.3 - Rugosímetro portátil utilizado no projeto.....	75
Figura 5.4 - Microdurômetro utilizado para análise de microdureza.....	75
Figura 5.5 - Dados de teste de microdureza da peça.....	76
Figura 5.6 - Microscópio Eletrônico de Varredura utilizado na avaliação da microestrutura.....	76
Figura 5.7 - Equipamento utilizado com a técnica de Mínima Quantidade de Lubrificante MQL.....	77
Figura 5.8 - Medidor de Vazão de Ar Comprimido.....	78
Figura 5.9 – Bocal projetado para a utilização da técnica de MQL.....	79
Figura 5.10 - Montagem para realização dos experimentos.....	80
Figura 5.11 - Desenho das amostras com o método utilizado para medir microdureza.....	86
Figura 6.1 - Desgaste VB_{BMAX} em função do comprimento torneado para metal duro GC4215 na condição a seco.....	89
Figura 6.2 – Fotografia MEV do desgaste da ferramenta de metal duro revestido com $v_c = 100$ m/min a seco.....	90
Figura 6.3 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta de metal duro revestido com $v_c = 200$ m/min a seco.....	90
Figura 6.4 – Desgaste VB_{BMAX} em função do comprimento torneado para metal duro GC4215 na condição com fluido de corte.....	91
Figura 6.5 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta de metal duro revestido com $v_c = 200$ m/min com fluido.....	92
Figura 6.6 – Desgaste VB_{BMAX} em função do comprimento torneado para metal duro GC4215 na condição MQL.....	93
Figura 6.7 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta de metal duro revestido com $v_c = 200$ m/min com MQL.....	94

Figura 6.8 – Desgaste VB_{BMAX} em função do comprimento torneado para cerâmica CC650 na condição a seco.....	95
Figura 6.9 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC650 com $v_c = 300$ e 450 m/min a seco.....	96
Figura 6.10 – Desgaste VB_{BMAX} em função do comprimento torneado para cerâmica CC650 na condição com fluido de corte.....	97
Figura 6.11 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC650 com $v_c = 300$ e 450 m/min com fluido de corte.....	98
Figura 6.12 – Desgaste VB_{BMAX} em função do comprimento torneado para cerâmica CC650 na condição MQL.....	99
Figura 6.13 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC650 com $v_c = 300$ e 450 m/min com MQL.....	100
Figura 6.14 – Desgaste VB_{BMAX} em função do comprimento torneado para cerâmica 6050 na condição a seco.....	101
Figura 6.15 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC6050 com $v_c = 200$ m/min a seco.....	102
Figura 6.16 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC6050 com $v_c = 300$ m/min a seco.....	102
Figura 6.17 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC6050 com $v_c = 450$ m/min a seco.....	103
Figura 6.18 – Desgaste VB_{BMAX} em função do comprimento torneado para cerâmica CC6050 na condição com fluido de corte.....	104
Figura 6.19 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC6050 com $v_c = 200$ m/min com fluido de corte.....	105
Figura 6.20 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC6050 com $v_c = 300$ m/min com fluido de corte.....	105
Figura 6.21 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC6050 com $v_c = 450$ m/min com fluido de corte.....	105
Figura 6.22 – Desgaste VB_{BMAX} em função do comprimento torneado para cerâmica CC6050 na condição MQL.....	106
Figura 6.23 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC6050 com $v_c = 200$ e 300 m/min com MQL.....	107

Figura 6.24 – Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC6050 com $v_c = 450\text{m/min}$ com MQL.....	108
A torneado para PCBN CB7050 na condição a seco.....	110
Figura 6.26 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta PCBN CB7050 com $v_c 200\text{ m/min}$ a seco.....	111
Figura 6.27 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta PCBN CB7050 com $v_c = 300\text{ m/min}$ a seco.....	112
Figura 6.28 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta PCBN CB7050 com $v_c = 450\text{ m/min}$ a seco.....	112
Figura6.29 – Desgaste VB_{MAX} em função do comprimento torneado para PCBN CB7050 na condição com fluido de corte.....	113
Figura 6.30 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta PCBN CB7050 com $v_c = 300\text{ m/min}$ com fluido de corte.....	114
Figura 6.31 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta PCBN CB7050 com $v_c = 450\text{ m/min}$ com fluido de corte.....	114
Figura 6.32 – Desgaste VB_{MAX} em função do comprimento torneado para PCBN CB7050 na condição MQL.....	115
Figura 6.33- Fotografia MEV do desgaste da ferramenta PcBN CB7050 com $v_c = 300\text{ m/min}$ com MQL.....	116
Figura 6.34 - Fotografia MEV do desgaste da ferramenta PcBN CB7050 com $v_c = 450\text{ m/min}$ com MQL.....	116
Figura 6.35 - Curva $T \times v_c$ para $f = 0,08\text{mm/rot}$ com os três métodos de lubri-refrigeração.....	120
Figura 6.36 - Curva $T \times v_c$ para $f = 0,12\text{mm/rot}$ com os três métodos de lubri-refrigeração.....	122
Figura 6.37 – Rugosidade R_a para $v_c = 200\text{m/min}$ na condição a seco.....	123
Figura 6.38 – Rugosidade R_a para $v_c = 200\text{m/min}$ na condição com fluido de corte.....	124
Figura 6.39 – Rugosidade R_a para $v_c = 200\text{m/min}$ na condição com MQL.....	125
Figura 6.40 – Rugosidade R_a para $v_c = 300\text{m/min}$ na condição a seco	127

Figura 6.41 – Rugosidade R_a para $v_c = 300\text{m/min}$ na condição com fluido de corte.....	128
Figura 6.42 – Rugosidade R_a para $v_c = 300\text{m/min}$ na condição com MQL....	130
Figura 6.43 – Rugosidade R_a para $v_c = 450\text{m/min}$ na condição a seco.....	131
Figura 6.44 – Rugosidade R_a para $v_c = 450\text{m/min}$ na condição com fluido de corte.....	132
Figura 6.45 – Rugosidade R_a para $v_c = 450\text{m/min}$ na condição com MQL....	133
Figura 6.46 – Rugosidade R_a para $v_c = 200\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$	135
Figura 6.47 – Rugosidade R_a para $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$	136
Figura 6.48 – Rugosidade R_a para $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$	137
Figura 6.49 – Rugosidade R_a para $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$	138
Figura 6.50 – Rugosidade R_a para $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$	139
Figura 6.51 – Rugosidade R_t para $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$	140
Figura 6.52 – Rugosidade R_t para $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$	141
Figura 6.53 – Valores de microdureza subsuperficial para $v_c = 200\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$	143
Figura 6.54 - Micrografia MEV da camada subsuperficial da amostra tratada termicamente sem usinagem e usinada com ferramenta cerâmica CC6050 com $v_c = 200\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$ a seco.....	144
Figura 6.55 - Micrografia MEV da camada subsuperficial da amostra usinada com ferramenta cerâmica CC6050 com $v_c = 200\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$ com fluido de corte e com MQL.....	145
Figura 6.56 – Valores de microdureza subsuperficial para $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$	146
Figura 6.57 - Micrografia MEV da camada subsuperficial da amostra usinada com ferramenta cerâmica CC650 com $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$ a seco e com MQL.....	147
Figura 6.58 - Micrografia MEV da camada subsuperficial da amostra usinada com ferramenta cerâmica CC6050 com $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$ a seco.....	148
Figura 6.59 – Valores de microdureza subsuperficial com $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$	149

Figura 6.60 - Micrografia MEV da camada subsuperficial da amostra usinada com ferramenta cerâmica 6050 (A), ferramenta de PCBN (B) e ferramenta cerâmica CC650 (C) com $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{ mm/rot}$ a seco.....	150
Figura 6.61 - Micrografia MEV da camada subsuperficial da amostra usinada com ferramenta cerâmica CC6050 (A), ferramenta de PCBN (B) e ferramenta cerâmica CC650 (C) com $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{ mm/rot}$ com fluido.....	151
Figura 6.62 - Micrografia MEV da camada subsuperficial da amostra usinada com ferramenta cerâmica CC6050 (A), ferramenta de PCBN (B) e ferramenta cerâmica CC650 (C) com $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{ mm/rot}$ com MQL.....	152

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 – Classificação dos metais duros segundo Norma ISO 513 (2004).....	33
Tabela 4.2 - Comparação de ferramentas revestidas pelos processos CVD e PVD.....	34
Tabela 5.1 – Composição química do aço ABNT 4340 em %.....	72
Tabela 5.2 – Ângulos apresentados das ferramentas após montagem no suporte.....	74
Tabela 5.3 – Condições de corte de usinagem.....	82
Tabela 5.4 – Matriz de experimentos.....	84

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT = Associação Brasileira de Normas Técnicas

AISI = *American Iron and Steel Institute* (Instituto americano de Ferro e Aço)

AISI 4340 = Classificação do aço segundo norma AISI

APC = aresta postiça de corte

CNC = comando numérico computadorizado

CVD = *Chemical Vapour Deposition* (deposição química a vapor)

f. = folha

hBN = *hexagonal boron nitride* (nitreto hexagonal de boro)

HPM = *high performance machining* (usinagem de alto desempenho)

HRc = Indicação de escala "c" de dureza Rockwell

HSC = *high speed cutting* (alta velocidade de corte)

HSM = *high speed machining* (usinagem a alta velocidade)

HV = Indicação de escala de dureza Vickers

MEV = Microscópio eletrônico de varredura

MQL = Mínima Quantidade de Lubrificante

p. = página

PCBN = *Polycrystalline Cubic Boron Nitride* (nitreto cúbico de boro policristalino)

PCD = *Polycrystalline Diamond* (diamante sintético policristalino)

PVD = *Physical Vapour Deposition* (deposição física a vapor)

SAE = *Society of Automotive Engineers* (Sociedade de Engenheiros Automotiva)

T = vida útil de ferramenta

LISTA DE SÍMBOLOS

Al_2O_3 = Óxido de alumínio

a_p = profundidade de usinagem (mm)

f = avanço (mm/rot)

K_T = profundidade de cratera (parâmetro de desgaste - mm)

R_a = desvio aritmético médio (parâmetro de rugosidade - μm)

R_t = altura total do perfil (parâmetro de rugosidade - μm)

Si_3N_4 = Nitreto de silício

VB_B = desgaste de flanco médio (mm)

$VB_{B_{\text{max}}}$ = desgaste de flanco máximo (mm)

VB_N = desgaste de entalhe (mm)

v_c = velocidade de corte (m/min)

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	19
2 JUSTIFICATIVA PARA A REALIZAÇÃO DO TRABALHO.....	22
3 OBJETIVOS.....	23
4 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	24
4.1 Usinagem a alta velocidade.....	24
4.2 Usinagem de aço endurecido.....	27
4.3 Ferramentas de corte para usinagem de materiais endurecidos.....	31
4.3.1 Ferramentas de metal duro.....	32
4.3.2 Ferramentas de metal duro revestido.....	33
4.3.3 Ferramentas cerâmicas.....	37
4.3.4 Ferramentas de nitreto cúbico de boro policristalino.....	40
4.4 Desgastes das ferramentas de corte.....	42
4.5 Sistemas de lubri-refrigeração.....	52
4.5.1 Classificação dos fluidos de corte.....	53
4.5.2 Mínima quantidade de lubrificante – MQL.....	58
4.6 Integridade superficial.....	61
4.6.1 Rugosidade.....	61
4.6.2 Alterações subsuperficiais.....	65
4.6.2.1 Deformação plástica.....	66
4.6.2.2 Alterações na microdureza.....	68
4.6.2.3 Tensões residuais.....	69
4.6.2.4 Transformações de fases.....	70
4.7 Considerações finais.....	71
5 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	72
5.1 Materiais e equipamentos.....	72
5.1.1 Corpo de prova.....	72
5.1.2 Ferramentas de corte.....	73
5.1.3 Equipamentos.....	74

5.2 Metodologia	80
5.2.1 Parâmetros de corte.....	81
5.2.2 Métodos de lubri-refrigeração.....	82
5.2.3 Matriz de experimentos.....	83
5.2.4 Análise da microestrutura.....	85
5.2.5 Medições de microdureza.....	85
6 RESULTADOS E DISCUSSÃO	88
6.1 Desgaste das ferramentas	88
6.1.1 Ferramenta de metal duro GC4215.....	88
6.1.2 Ferramenta cerâmica sem revestimento CC650.....	95
6.1.3 Ferramenta cerâmica revestida CC6050.....	100
6.1.4 Ferramenta de PCBN 7050.....	108
6.2 Vida das ferramentas de corte (curvas $T \times v_c$)	118
6.3 Rugosidade média	122
6.4 Rugosidade R_a sob diferentes condições de lubri-refrigeração	134
6.5 Rugosidade R_t sob diferentes condições de lubri-refrigeração	139
6.6 Microdureza e microestrutura	141
7 CONCLUSÕES	154
8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	156
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	157
APÊNDICE I Resultados dos pré-testes para ferramenta de metal duro	167
APÊNDICE II Resultados dos pré-testes para ferramenta cerâmica	168

1 INTRODUÇÃO

A busca pelo aumento da produtividade é uma constante no meio industrial. As empresas que pretendem continuar competindo não podem se acomodar, pois o mercado exige qualidade, prazos menores de entrega e custos menores.

Nos processos de usinagem, o potencial da produtividade só é atingido com uma combinação ótima do material da peça, do material da ferramenta de corte, do tipo de lubri-refrigeração e dos parâmetros de corte. Os tempos efetivos de corte e conseqüentemente os custos das peças, podem ser reduzidos com o aumento significativo das velocidades de corte, em comparação com os parâmetros convencionais. Tanto a segurança do processo quanto a qualidade das peças devem ser pelo menos mantida no mesmo patamar e, se possível, melhoradas. Esse aumento dos valores de velocidade pode ser alcançado sem a redução da vida da ferramenta, o que assegura ainda mais a economia do processo (XAVIER; CSHRAMM, 2007).

A produtividade pode também ser melhorada com a substituição de alguns processos, como por exemplo, a retificação pelo torneamento. Peças que eram temperadas somente eram acabadas nas retificadoras. Hoje, com a evolução dos materiais de ferramentas de corte, o acabamento de peças de aço endurecido pode ser realizado no próprio torno.

A usinagem de aços endurecidos pode revolucionar tecnologias de fabricação em muitos ramos da indústria, especialmente no automotivo e setores de moldes e matrizes. A razão para tais aplicações extensivas é que a usinagem de peças de aços duros pode ser realizada em operações de desbaste e acabamento. Em particular, a precisão de acabamento de peças de aço endurecido, usando as ferramentas ultra duras, oferece aos fabricantes uma alternativa atrativa à retificação tradicional, que muitas vezes pode reduzir os custos de fabricação, tempo de produção, melhorar a qualidade geral do produto e reduzir danos ao ambiente (GRZESIK, 2008).

Um dos empecilhos ao processo de usinagem de aços endurecidos está relacionado com a sua usinabilidade. Por usinabilidade entende-se a capacidade dos materiais de peças de serem cortados por ferramentas de corte. Propriedades como ductilidade, dureza, resistência à tração e taxa de encruamento afetam a usinabilidade. Aços altamente ligados são mais duros e resistentes que os aços carbono, e também são de difícil usinabilidade, sendo necessário a redução dos parâmetros de corte para se obter valores aceitáveis de vida da ferramenta. A usinabilidade depende também das condições de usinagem, das características das ferramentas, da rigidez do sistema máquina-ferramenta e do tipo de operação.

Na usinagem de materiais endurecidos o desgaste das ferramentas é acelerado com o aumento da velocidade de corte, em razão das cargas térmicas, abrasivas, adesivas e triboquímicas mais elevadas exercidas sobre as arestas de corte (XAVIER; SCHARAMM, 2007). Por esse motivo, principalmente para processos de usinagem de precisão em peças de aços temperados, os materiais de corte mais procurados são os de elevada dureza como o metal duro revestido, a cerâmica mista e o nitreto cúbico de boro policristalino.

Uma das alternativas utilizadas nas indústrias de usinagem para o aumento da velocidade de corte é a refrigeração/lubrificação na interface peça-ferramenta. Os fluidos de corte se tornam assim essenciais em alguns processos, pois eles contribuem para o aumento da vida-útil da ferramenta e da qualidade das peças produzidas. Eles reduzem o coeficiente de atrito entre a ferramenta e o cavaco, expulsam o cavaco da região de corte, refrigeram a ferramenta e a peça.

Porém em alguns processos com condições mais severas de corte, em que o aumento dos esforços térmicos e mecânicos são inerentes como na usinagem de alta velocidade, a aplicação de fluídos de corte convencional não consegue penetrar na interface cavaco-ferramenta, portanto não pode remover o calor de forma eficaz (SHAW et al.; PAUL et al., In: KHAN e DHAR, 2006).

Segundo Zeilmann (2008), outro empecilho ao uso dos fluidos de corte é que eles aumentam os custos, poluem o meio ambiente e causam doenças profissionais. O custo com sua compra, armazenamento e descarte é elevado, eles podem poluir a

água, o solo e o ar, além de provocarem alergias no aparelho respiratório e doenças de pele como dermatites. Devido esses problemas, a tendência mundial visa a usinagem a seco, que objetiva reduzir de forma significativa custos com a compra dos fluídos, sua destinação final e problemas ocupacionais. Porém, a usinagem a seco trás outro problema que é a redução da vida das ferramentas, já mencionada acima, que acaba aumentando os custos finais, diminuindo as possibilidades de competitividade.

O conceito de mínima quantidade de lubrificante (MQL) tem sido sugerido a mais de uma década como uma forma de abordar as questões ambientais e os riscos profissionais associados a partículas de fluído de corte suspensas no ar em chão de fábrica (KHAN; DHAR, 2006), que pode também abordar os efeitos negativos da usinagem a seco, podendo ser uma saída para as empresas do ramo, principalmente no torneamento de aços temperados.

Neste trabalho procurou-se estudar a usinabilidade do aço ABNT 4340 endurecido com dureza de 50-52 HRc em operações de acabamento, mediante a variação dos parâmetros de corte (velocidade de corte e avanço), do tipo de ferramenta de corte (metal duro revestido pelo processo CVD com cobertura de Ti (C, N) + Al₂O₃ + TiN, cerâmica mista a base de Al₂O₃ + TiC sem revestimento e revestida pelo processo PVD com cobertura de TiN e PcBN revestido pelo processo PVD com cobertura de TiN e com concentração de 50% cBN), e dos métodos de lubrificação (a seco, jorro e MQL). O desempenho da usinabilidade foi analisado através do desgaste de flanco, vida da ferramenta, mecanismos de desgaste e da integridade superficial (rugosidade, microdureza e microestrutura). Os experimentos foram realizados com velocidades de corte convencionais, faixa de transição entre convencional e alta e com alta velocidade de corte, na busca do aumento da produtividade e melhor conhecimento do torneamento com altas velocidades em material endurecido.

JUSTIFICATIVA PARA A REALIZAÇÃO DO TRABALHO

Na fabricação de peças de aço endurecido pelo processo de usinagem, um dos problemas que afetam os resultados como, acabamento superficial e tolerâncias dimensionais, é o desgaste prematuro das ferramentas de corte. Esses desgastes estão diretamente relacionados com o aumento da velocidade de corte, que é um fator de aumento de produtividade.

Fluidos de corte são utilizados para amenizar estes desgastes, através da redução do atrito entre a ferramenta e o cavaco e da refrigeração da peça e ferramenta, aumentando assim sua vida útil. Como esses fluidos acabam aumentando os custos, causando doenças e poluindo o meio ambiente, a tendência tem sido a busca pela usinagem a seco.

Não sendo possível a usinagem totalmente a seco em alguns processos, o método de aplicação de Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL) tem se mostrado uma boa alternativa. Esta técnica utiliza uma vazão muito pequena de fluido de corte (geralmente de 10 a 100ml/h) de óleo de base vegetal, com propriedades interessantes como fluidez, redução de atrito e desgaste, atoxicidade e biodegradabilidade. Bons resultados têm se conseguido com esta técnica.

Sendo a substituição do processo de retificação pelo torneamento de aço endurecido com alta velocidade de corte ainda uma incógnita, buscou-se soluções através da combinação dos parâmetros de corte, ferramentas e métodos de lubrificação.

Assim, este trabalho certamente contribuirá para fornecer maiores informações acerca do processo de torneamento de materiais endurecidos com alta velocidade de corte, através da comparação dos três métodos de lubrificação e das quatro ferramentas de corte utilizadas, em função dos parâmetros de corte utilizados.

3 OBJETIVOS

GERAL:

Estudar a usinabilidade do aço ABNT 4340 endurecido (dureza de 50-52 HRc) no torneamento com alta velocidade utilizando diferentes materiais de ferramentas de corte com diferentes métodos de lubrificação, mediante análise das variáveis velocidade de corte e avanço.

ESPECÍFICOS:

Identificar os mecanismos de desgaste das ferramentas de metal duro revestidas, das ferramentas cerâmicas mistas (com e sem revestimento) e da ferramenta de PcBN revestida com os diferentes métodos de lubrificação.

Analisar a integridade superficial (rugosidade, microestrutura e microdureza) do aço ABNT 4340 endurecido no torneamento com alta velocidade de corte sob diferentes condições de lubrificação.

Analisar o desempenho dos diversos parâmetros de corte e das condições de lubrificação (usinagem a seco, aplicação de fluido de corte por jorro e mínima quantidade de lubrificação).

Apresentar soluções através da combinação do material da ferramenta com as variações dos parâmetros de usinagem e dos métodos de lubrificação.

4 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Esta revisão bibliográfica apresenta temas relacionados com usinagem a alta velocidade, usinagem de materiais endurecidos, ferramentas de corte para usinagem de materiais endurecidos, métodos de lubri-refrigeração, mecanismos de desgaste e integridade superficial (rugosidade, microestrutura e microdureza).

4.1 Usinagem a alta velocidade

Não existe um conceito padrão para o termo usinagem a alta velocidade (HSM, de *high speed machining*, ou HSC, de *high speed cutting*), uma vez que isso depende do material a ser usinado, da ferramenta de corte e da operação.

Segundo COELHO et al., 2009, quando além do aumento da velocidade de corte há também o aumento da velocidade de avanço, causando significativo impacto no desempenho da usinagem, esta técnica é caracterizada como HSM, motivo pelo qual é conhecida ainda como HPM (de *high performance machining*).

Para se investir em equipamentos e tecnologia de HSM, a empresa deverá estar dominando diversas áreas relacionadas com a mesma. Por exemplo, para se utilizar HSM na usinagem de aços endurecidos, devem ser equilibrados a potência e a rotação disponível nos eixos-árvore com a vida das ferramentas de corte. Altas velocidades de corte demandam eixos-árvore com alta rotação e potência, pois a energia específica dos aços endurecidos está entre as maiores. Adicionalmente, as arestas devem sofrer desgastes economicamente viável a altas velocidades. O uso de arestas de nitreto cúbico de boro policristalino (PcBN) pode vir a ser uma necessidade no futuro (COELHO et al., 2009).

Segundo Duan, Dou & Wang, (2010), nos últimos vinte anos a tecnologia de fabricação avançada tem se desenvolvido rapidamente, e a usinagem de alta velocidade pode proporcionar uma elevada eficiência de produção e de baixo custo, bem como melhorar a qualidade da superfície usinada. Além disso, pode melhorar a usinabilidade de materiais de elevada dureza.

Para cortes contínuos como torneamento, com o aumento da velocidade de corte observa-se um imediato aumento da temperatura na região de formação de cavacos. Isso se deve ao crescimento das tensões de ruptura do material e das forças de atrito. Com o aumento da temperatura, a energia específica, ou força de corte específica do material, tende a diminuir. Tal diminuição pode ser tão intensa que venha a resultar em menor energia mecânica. Por outro lado, como a ferramenta possui menor massa e alto calor específico, as conseqüências serão alta temperatura seguida de desgaste acelerado e deterioração da qualidade superficial da peça e, por conseguinte, da produtividade (COELHO et al., 2009).

Ghani, Abukhshim & Sheikh, (2008) investigaram a geração de calor e desgaste na ferramenta no torneamento do aço ferramenta H13 com dureza de 56 HRc na condição a seco utilizando ferramenta de PcBN. Foram utilizados dois valores de velocidade de corte: um convencional (144,26m/min) e outro de alta velocidade (288,52m/min). A profundidade de corte foi de 0,2mm e o avanço de 0,172mm/rot. Com a velocidade convencional a taxa de desgaste de flanco foi alta na primeira passada (comprimento de corte de 85mm) e tempo de corte de 1,57 min. Na segunda passada (comprimento de corte de 170mm) a taxa de desgaste reduziu com a ferramenta entrando no estado estacionário. No início da terceira passada a ferramenta atingiu seu fim de vida, quando o desgaste de flanco VB era de 0,3mm com tempo de corte de 3,33 min. À medida que o corte continuou, o desgaste aumentou a uma taxa elevada, resultando em lascamento no final da passada (255mm de comprimento de corte). A vida útil total para este teste foi de 3,33 min (considerada no início da terceira passada). Utilizando alta velocidade de corte, o desgaste de flanco sofre um aumento acentuado de forma linear, mostrando que não existem regimes distintos de desgaste como na usinagem convencional. A vida útil neste caso foi de 1,67 min.

A temperatura elevada acelera o desgaste na aresta de corte em metais, já que o contato aresta-peça-cavaco é intenso. Essa energia mecânica transforma-se em calor, que se propaga pelos três corpos em contato na região (peça, ferramenta e cavaco), além de se dissipar no meio ambiente e no fluido de corte. Portanto, os bons efeitos do aumento da velocidade de corte nem sempre podem beneficiar os

processos de usinagem em corte contínuo, a não ser que o balanço energético seja favorável para a peça e para a aresta de corte (COELHO, et al., 2009).

A temperatura superior de corte diminui a resistência ao escoamento do material da peça de trabalho, tornando-o mais dúctil. Isto resulta em uma diminuição nas forças de corte e, conseqüentemente, melhora a usinabilidade do material. No entanto, o aumento da temperatura na superfície da peça pode causar problemas como a formação da camada branca (GHANI, ABUKHSHIM & SHEIKH, 2008).

A usinagem a alta velocidade dependerá também do material da ferramenta, que deverá suportar temperaturas de corte mais elevadas. Considera-se, na prática, que a faixa de alta velocidade de corte inicia-se a cerca de três vezes acima da velocidade de corte convencional (MACHADO et al., 2005).

Em operações de torneamento convencional em ligas de titânio, as velocidades de corte não ultrapassam 60m/min, com ferramentas de metal duro. Mas há registros de dois trabalhos em que foi adotada a velocidade de corte de 150m/min na operação de torneamento de liga de Ti-6Al-4V com esta ferramenta, com vida razoável. Em outro trabalho, uma velocidade de corte de 75m/min foi utilizada no torneamento de liga de titânio Ti-6Al-8V com ferramentas de metal duro, PCD e PcBN na condição a seco. Melhor desempenho em termos de vida da ferramenta foi atribuído às ferramentas de PCD, seguido pela PcBN. Outro recente trabalho empregou velocidades de corte consideradas elevadas (100 a 130m/min) na usinagem de liga de titânio Ti-6Al-4V com ferramentas de metal duro e aplicação convencional de fluido de corte, em atmosfera de argônio. A vida útil das ferramentas ficou entre 5 e 8 min, em velocidade de corte de 130m/min, avanço de 0,15mm/rot e profundidade de corte de 0,5mm (MACHADO et al., 2005).

A usinagem de aço endurecido foi colocada em prática na década de 70, principalmente com a utilização de ferramentas de PcBN, substituindo a retificação tradicional. Contudo a velocidade era de no máximo 100 a 120m/min, até 1991. Depois deste ano, passou a ser da ordem de 180m/min (TOMITA, 1999).

Tomita (1999) relata em seu trabalho a maior eficiência das ferramentas de PCBN em relação às cerâmicas. Utilizando um PcBN BNX10 com aglomerante de TiC e 40-50% de cBN, material desenvolvido para executar a usinagem de aço endurecido fabricado pela Sumitomo com velocidades equivalentes as das ferramentas tradicionais (baixas velocidades de corte), o desgaste de sulco na forma de pentes aumenta muito mais que o material tradicional. Como resultado, a rugosidade torna-se pior. Como a usinagem de aço endurecido é, na maioria das vezes aplicada ao processo final de acabamento, é necessário obter uma rugosidade excelente e também a precisão dimensional. O BNX10 deve ser usado com velocidade de no mínimo 150m/min. Além disso, como este material pode ser usado no corte a seco, contribui também para a preservação do meio ambiente. Na usinagem de acabamento de uma carcaça de aço temperado a 60 HRc e de um eixo temperado por indução a 55-61 HRc, com velocidade de 180m/min ou mais, a vida da ferramenta cerâmica é muito curta e irregular. Com ferramentas PcBN, a vida da ferramenta é bastante prolongada e também é possível atingir melhor desempenho com a usinagem a alta velocidade.

No torneamento, a aplicação de HSM tem sido bem sucedida do ponto de vista acadêmico, pois as máquinas-ferramenta permitem rotações de até 9000rpm em diâmetros e comprimentos necessários para a maioria das peças torneadas (GRZESIK, 2003). Máquinas especiais podem ser encontradas com rotações de 12000rpm, porém o diâmetro máximo é bastante reduzido (COELHO et al., 2009).

4.2 Usinagem de aço endurecido

Para aumentar o limite de resistência mecânica e a resistência ao desgaste, componentes de aço altamente solicitados necessitam ser endurecidos. Distorções inadmissíveis devem ser esperadas, particularmente no caso de peças de geometria complexa. Quando houver altas exigências como acabamento superficial e precisão dimensional, a peça tem que ser acabada depois do tratamento térmico. O processo de retificação é geralmente utilizado para acabamento de materiais com valores de dureza superior a 60 HRc, mas o desenvolvimento de modernos materiais de

ferramentas com aresta de corte geometricamente definida vem permitindo a melhoria dos processos (KONIG, KLINGER & LINK , 1990).

Entende-se como usinagem de materiais endurecidos a usinagem de materiais temperados com dureza acima de 45 HRc (MACHADO et al.,2009). No passado, peças de aço que recebiam tratamento térmico para endurecimento, necessitavam ter um sobre-metal para serem acabadas pelo processo de retificação, pois o tratamento térmico de endurecimento dificultava a usinabilidade, comprometendo a qualidade do acabamento superficial, a precisão dimensional e a forma. Não existindo ferramentas com dureza suficiente, resistência ao desgaste e a altas temperaturas de corte, estas não podiam ser acabadas pelo processo de usinagem convencional. Hoje com os materiais de ferramentas ultra-duros e máquinas mais rígidas, a usinagem de materiais endurecidos tornou-se possível (MATSUMOTO & DINIZ, 1998).

A capacidade dos materiais de peças de se deixarem usinar é definido como usinabilidade. Alguns materiais podem ser trabalhados com grande facilidade enquanto outros oferecem grandes dificuldades de se deixarem usinar. Dependendo da composição química, da existência de impurezas ou dureza elevada, a usinabilidade pode ficar comprometida. Dentre os elementos de liga presentes no aço ABNT 4340 que afetam a usinagem, podemos citar o alumínio, o carbono, o cromo, o cobalto, o manganês, o níquel e o nióbio. Segundo MACHADO et al.(2009), eles afetam a usinagem da seguinte forma:

- Alumínio: induz ductilidade em ligas de níquel, necessitando o controle do cavaco e forma nitretos em contato com o nitrogênio em altas temperaturas, produzindo superfícies endurecidas;
- Carbono: forma carbonetos com o ferro, cromo e vanádio, aumentando a resistência ao desgaste abrasivo;
- Cromo: aumenta a resistência mecânica, o endurecimento e a resistência ao desgaste abrasivo;
- Cobalto: aumenta a resistência mecânica a quente e forma carbonetos;
- Manganês: induz o encruamento e o surgimento de APC;

- Níquel: aumenta a dureza, a resistência mecânica e tendem a formar APC e desgaste de entalhe;
- Nióbio: aumenta a resistência mecânica e permite usinagem somente a baixas velocidades.

Além da presença desses elementos que são comprometedores, quando temperado para uma dureza elevada dificultam ainda mais o desempenho da usinabilidade.

Apesar disso, a usinagem de materiais endurecidos pode substituir a retificação no acabamento das peças, sendo uma alternativa bastante atrativa para as empresas do ramo de usinagem, uma vez que pode reduzir custos de fabricação, tempo de produção, melhorar a qualidade das peças e reduzir danos ao meio ambiente. Em comparação com a retificação, no torneamento de material endurecido os custos por peça podem ser reduzidos em mais de 60% (MOMPER, 2000).

O torneamento duro tornou-se um grande interesse a partir de 1970, pois oferece uma alternativa à retificação convencional em usinagem de alta precisão e de componentes de alta dureza.

Em um processo de usinagem tradicional, depois da usinagem de desbaste as peças são tratadas termicamente e, em seguida, acabadas através do processo de retificação. A retificação leva cerca de três vezes o tempo normal de processamento em comparação com o torneamento duro. Além disso, para os materiais duros, antes da usinagem de desbaste é necessário recozer a peça. Assim, o torneamento duro elimina duas etapas complexas do processo, ou seja, recozimento antes da usinagem de desbaste e endurecimento após, reduzindo o tempo do processo. As taxas de remoção de material podem ser muito maiores do que na retificação, reduzindo o tempo de usinagem em 60%, facilitando os sistemas flexíveis de produção e proporcionando tamanho de lotes reduzidos, que estão se tornando de grande importância na indústria (SINGH et al., 2012).

Segundo Gonzaga & Abrão (2005), os primeiros estudos sobre a substituição da retificação pelo torneamento de aço endurecido ocorreram nos anos 60. Em 1970, quando as ferramentas à base de nitreto cúbico de boro policristalino (PcBN) tornaram-se comercialmente viáveis, essa técnica passou a ser aplicada pela

indústria automotiva, proporcionando uma redução de custo de fabricação de peças em 40%, aumentando a produção em 30%. Segundo Manokhin, klimenko, Mel'nichuk (2011), a usinagem de materiais endurecidos é caracterizada por uma produtividade relativamente baixa, causada pelo desgaste intenso das ferramentas de corte. A maior eficiência na usinagem desses materiais é exibida com ferramentas equipadas com nitreto cúbico de boro policristalino (PcBN).

No torneamento de aços endurecidos a ferramenta de corte é um fator de extrema importância, por que a dispersão da vida é muito grande e o custo é elevado. Assim, além da escolha adequada, é desejável que se saiba o momento certo de fazer a substituição. Uma maneira de se determinar o momento exato da troca é adotar um critério de vida da ferramenta, como por exemplo, a rugosidade das peças, e medir a rugosidade até se atingir o valor adotado como critério de vida (MATSUMOTO & DINIZ, 1998).

Na usinagem do aço AISI E52100 de dureza média 60 HRc e utilizando ferramentas cerâmica mista $Al_2O_3 + TiC$ (CC650 da Sandvik), Matsumoto & Diniz (1998), adotaram um critério de vida da rugosidade da peça, interrompendo-se o processo quando esta atingia o valor de $R_a = 0,6\mu m$ (valor típico de uma operação de retífica). Os ensaios foram realizados com avanço de 0,08mm/rot, profundidade de corte de 0,4mm e velocidade de corte de 130m/min. Como resultado obtiveram uma qualidade dimensional e superficial equivalente ao processo de retificação com uma vida da ferramenta razoavelmente longa. Neste mesmo trabalho, constataram que houve uma diminuição da força de corte com o crescimento da velocidade, tendência esta já verificada por outros autores e tendo como causa o aumento da temperatura que faz cair a dureza do material na região de corte.

No exemplo de torneamento de material endurecido de um pinhão, os custos por aresta de ferramenta cerâmica mista totalizam aproximadamente apenas 12% de um gume de cBN. Foi torneado um material 20MnCr5 (com dureza de 60 a 62 HRc) na condição a seco, com pastilhas SNGN 120716T de cBN e de cerâmica mista, com velocidade de corte de 165m/min, avanço de 0,08mm e profundidade de 0,125mm (tempo de corte: 0,22 min); qualidade superficial como critério para o fim da vida útil. Para ambos os materiais, as velocidades de corte econômicas situam na faixa de

120 a 200m/min. A usinagem pode ser realizada a seco ou com fluido de corte, sem prejudicar a produtividade (MOMPER, 2000).

Wang & Rajurkar (2000) realizaram uma técnica para usinagem de cerâmica avançada (RBSN), liga de titânio (Ti6Al4V), liga de inconel (718) e ferramenta de metal duro com tântalo com refrigeração de nitrogênio líquido, utilizando três ferramentas de corte de PcBN (CBN50 da Sandvik, VC734 e VC 722 da Valenite) e uma de metal duro (H13A da Sandvik). Os parâmetros de corte utilizados para a usinagem da cerâmica com os PcBN foram $v_c = 133,8$ m/min, $a_p = 0,5$ mm e $f = 0,1$ mm/rot. A ferramenta de metal duro foi utilizada na usinagem da liga de titânio com $v_c = 132$ m/min, $a_p = 1$ mm e $f = 0,2$ mm/rot, na usinagem da liga de inconel com $v_c = 312$ m/min, $a_p = 0,76$ mm e $f = 0,11$ mm/rot e na usinagem do metal duro com tântalo com $v_c = 21$ m/min, $a_p = 0,08$ mm e $f = 0,08$ mm/rot.

A técnica de nitrogênio líquido mostrou-se bastante eficiente na usinagem de materiais de difícil usinagem, com uma melhoria na vida das ferramentas e da qualidade superficial.

4.3 Ferramentas de corte para usinagem de materiais endurecidos

Nos processos de usinagem o excesso de material das peças é removido com a utilização de ferramentas de corte. Essas ferramentas devem ser fabricadas em materiais mais duros que os das peças e resistentes a altas temperaturas.

Na usinagem de materiais endurecidos, as ferramentas de corte devem ter dureza mais elevadas, resistindo ao calor na região de corte e ao desgaste por abrasão inerentes ao processo de usinagem desses materiais, e aos desgastes por oxidação e difusão quando se aumenta a velocidade de corte e/ou o avanço.

A fabricação de ferramentas com diferentes composições químicas, refinamento de grãos e revestimentos diversos trouxe um avanço nesse setor, se tornando possível a usinagem de peças temperadas de elevadas durezas.

Dentre as ferramentas utilizadas na usinagem de materiais endurecidos, podemos citar:

- Metal duro com e sem revestimento;
- Cerâmicas;
- Nitreto cúbico de boro policristalino.

4.3.1 Ferramentas de metal duro

Fabricado pela metalurgia do pó, é composto de carboneto de tungstênio (WC) e cobalto (Co), ou com adições de carbonetos de titânio (TiC), tântalo (TaC), e/ou nióbio (NbC). Os carbonetos de titânio, tântalo e nióbio por ter maior dureza que os carbonetos de tungstênio proporcionam ao metal duro maior resistência ao desgaste abrasivo, por ter menor solubilidade diminui a difusão, e têm maior estabilidade química reduzindo a dissolução.

Os metais duros são classificados da seguinte forma, segundo a Norma ISO 513 (2004)

- Classe K para materiais que formam cavacos curtos, como os ferros fundidos;
- Classe P para materiais que formam cavacos longos, como os aços;
- Classe M para usinagem de aços inoxidáveis austeníticos;
- Classe N para materiais não ferrosos;
- Classe S para superligas e titânio;
- Classe H para materiais endurecidos.

As ferramentas de metal duro da classe K contêm WC + Co, as da classe P contêm adições de TiC, TaC e/ou NbC, e as da classe M contêm adições dos carbonetos citados pela classe P em menores quantidades.

Em um sistema de cores de especificação internacional, a classe K tem coloração vermelha, a P azul, a M amarela, a N verde, a S marrom e a H cinza.

A letra de designação das classes do metal duro é sempre seguida de um número que representa a tenacidade e a resistência ao desgaste. Quanto maior o número, maior a tenacidade e menor a resistência ao desgaste e vice-versa. Normalmente, os números menores são de ferramentas indicadas para acabamento, números médios para usinagem média, e números maiores para desbaste, sendo que estes variam de 01 a 50. A Tabela 4.1 aponta essa designação.

Tabela 4.1 - Classificação dos metais duros segundo Norma ISO 513 (2004) (MACHADO et al., 2009).

Principais classes			Classes de aplicação			
Letra de identificação	Cor de identificação	Materiais a serem usinados	Metais duros		Dureza X Tenacidade	
P	Azul	Aços: Todas as ligas de aços e aços fundidos, exceto aços inoxidáveis com estrutura austenítica.	P01	P05	↑ a	↓ b
			P10	P15		
			P20	P25		
			P30	P35		
M	Amarelo	Aço inoxidável: Aço inoxidável austenítico e aço duplex (austenítico/ferrítico) e aço fundido.	M01	M05	↑ a	↓ b
			M10	M15		
			M20	M25		
			M30	M35		
K	Vermelho	Ferro fundido: Ferro fundido cinzento, ferro fundido com grafita esferoidal, ferro fundido maleável.	K01	K05	↑ a	↓ b
			K10	K15		
			K20	K25		
			K30	K35		
N	Verde	Metais não ferrosos: Alumínio e outros metais não ferrosos, materiais não metálicos.	N01	N05	↑ a	↓ b
			N10	N15		
			N20	N25		
			N30			
S	Marrom	Superligas e titânio: Ligas especiais resistentes ao calor à base de ferro, níquel e cobalto, titânio e ligas de titânio.	S01	S05	↑ a	↓ b
			S10	S15		
			S20	S25		
			S30			
H	Cinza	Materiais duros: Aços endurecidos, ferros fundidos endurecidos, ferros fundidos resfriados.	H01	H05	↑ a	↓ b
			H10	H15		
			H20	H25		
			H30			

a - Aumento da velocidade de corte, aumento da resistência ao desgaste do material da ferramenta.
b - Aumento do avanço, aumento da tenacidade do material da ferramenta.

4.3.2 Ferramentas de metal duro revestido

As ferramentas de metal duro revestidas têm um desempenho bem superior as de metal duro sem revestimento. Essas ferramentas recebem revestimentos pelos processos de deposição física a vapor (PVD, do inglês *Physical Vapour Deposition*) e deposição química a vapor (CVD, *Chemical Vapour Deposition*). Esses

revestimentos podem ser de TiC, TiN, diamante e Al_2O_3 . Esses revestimentos podem ser aplicados em substratos de quaisquer classes de metal duro.

Os materiais de revestimento tais como o TiN, TiC e Al_2O_3 agem como uma camada protetora contra o desgaste a abrasão, corrosão e oxidação na superfície da ferramenta. Hoje em dia, a maior parte dos materiais de revestimentos contém uma combinação de multi-camadas de TiN, TiC, Ti (C, N) e Al_2O_3 , que para melhorar a vida da ferramenta são depositados em diferentes sequências (RAMESH, KARUNAMOORTHY & PALANIKUMAR, 2012).

A Tabela 4.2 apresenta uma comparação entre ferramentas de metal duro revestidas pelos dois processos.

Tabela 4.2 - Comparação de ferramentas revestidas pelos processos CVD e PVD.

	CVD – Deposição química de vapor	PVD – Deposição física de vapor
Temperatura de revestimento	Aproximadamente 1000°	Aproximadamente 500°C
Tenacidade	Reduzida	Não é afetada
Aresta de corte	Arredondamento requerido	Pode ser quina viva
Espessura do revestimento	Até 12 μ m	Até 4 μ m
Camadas	Multicamadas TiC – TiN, TiN – TiCN – TiN, TiC – Al_2O_3	TiN, TiCN, TiAlN
Principais aplicações	Torneamento e mandrilamento	Fresamento, roscamento e furação
Vantagens	Maior resistência ao desgaste Maior resistência à craterização maior vida da ferramenta	Substitui ferramentas sem revestimento: com mesma tenacidade, mesma configuração de aresta e mesma precisão Reduz APC Maior vida na ferramenta

Fonte: MACHADO et al., 2009, p.202.

O revestimento pode ser uma única camada de TiC ou, mais comumente, um triplo revestimento de TiC, TiCN e TiN, e de TiC, Al_2O_3 e TiN, mas existem, registros de ferramentas com até doze camadas de diferentes revestimentos. Cada camada tem uma função específica e a sua associação permite oferecer um material com todas as vantagens possíveis de se obter com a técnica. Normalmente, o TiC ou o TiCN

são revestimentos muito utilizados como primeira camada, pois garantem uma coesão muito boa com o substrato. Além disso, o TiC é um dos mais duros revestimentos utilizados, o que garante alta resistência ao desgaste (QUINTO In: MACHADO et al., 2009).

O Al_2O_3 é outro revestimento muito empregado segundo Machado et. al (2009), com grandes vantagens de apresentar inércia química e dureza, portanto, resistência ao desgaste, e redução da condutividade térmica, diminuindo a quantidade de calor que chega ao substrato. A condutividade térmica do TiC e do TiN apresenta comportamentos inversos do Al_2O_3 , como mostra a Figura 4.1.

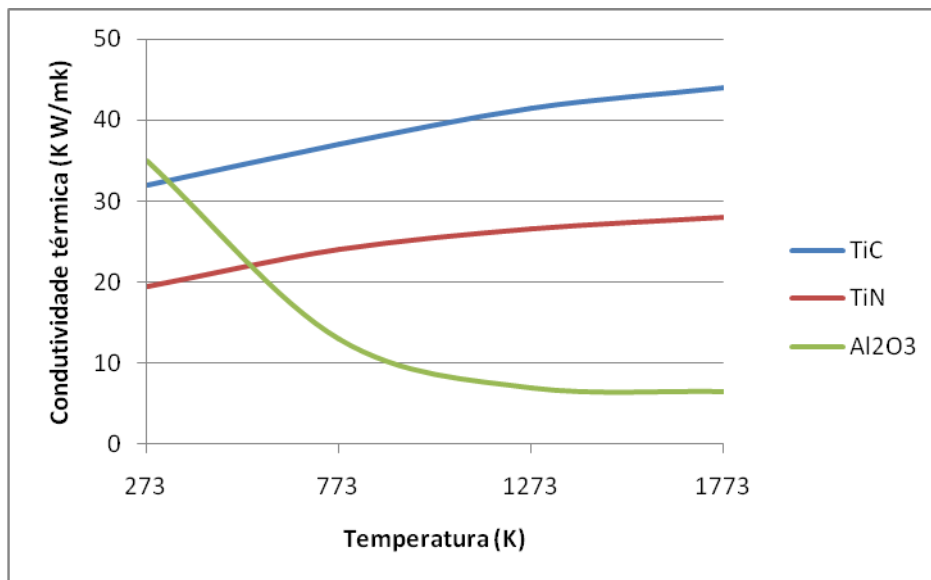


Figura 4.1 - Influência da temperatura na condutividade térmica dos principais revestimentos utilizados nas ferramentas de corte (WERTHEIM et al., 1982 In: MACHADO et al., 2009, p.203).

O TiN se apresenta, normalmente, como a camada externa, pois proporciona baixos coeficientes de atrito entre a ferramenta e o cavaco. Esse material garante menores comprimentos de contato ferramenta/cavaco, devido à menor tendência de adesão dos materiais ferrosos. A Figura 4.2 apresenta diversas classes de metal duro revestidas e comumente utilizadas na indústria (MACHADO et al., 2009).

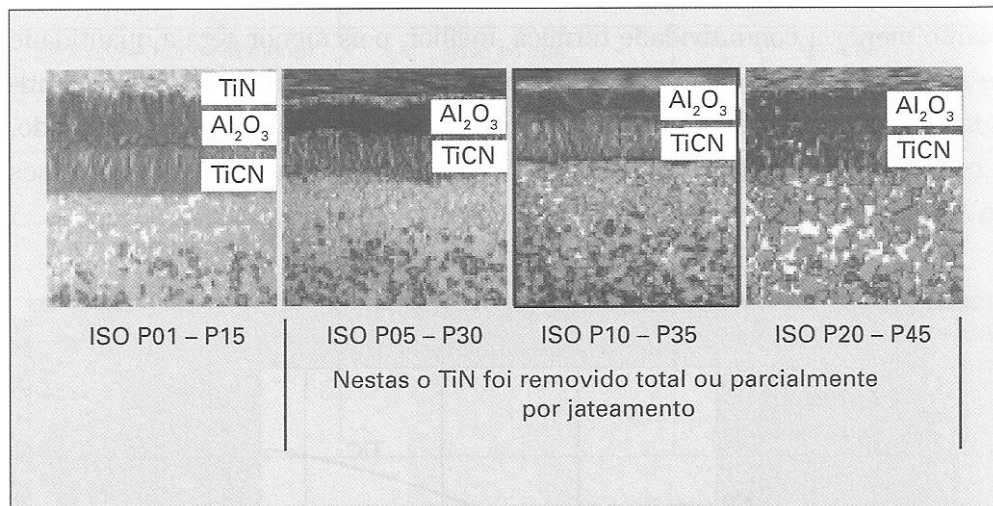


Figura 4.2 - Exemplos de ferramentas de metal duro revestidas (SANDVIK, 2007 In: MACHADO et al., 2009, p.204).

Ávila et al. (2008) analisaram o desgaste de cratera em ferramentas de metal duro sem revestimento, revestidas com camada única de (Ti, Al)N, TiN e TiCN, no torneamento do aço AISI 4340 para uma dureza média de 30 HRc, a seco. Como dados de corte foram utilizados velocidade de corte de 150 m/min, avanço de 0,25 mm/rot e profundidade de usinagem de 1mm. A maior taxa de desgaste entre as ferramentas revestidas foi obtida pela ferramenta revestida com (Ti, Al)N. Segundo os autores, este resultado ocorreu provavelmente devido à elevada quantidade de alumínio no revestimento, o que resultou em uma dureza elevada com aderência e resistência de filme mais baixas, causando assim um desgaste mais severo. Na região de desgaste de cratera para as ferramentas sem revestimento e revestidas com (Ti, Al)N, observou-se uma superfície mais áspera após o corte, característica de um desgaste por deslizamento.

Suresh, Basavarajappa & Samuel (2012), avaliaram o desempenho de ferramentas com multicamadas de revestimento (TiC/TiCN/Al₂O₃) em substrato de metal duro no torneamento do aço AISI 4340 endurecido a 48 HRc. Os parâmetros de corte utilizados foram $v_c = 140; 200$ e 260 m/min, $f = 0,10; 0,18$ e $0,26$ mm/rot e $a_p = 0,60; 0,80$ e $1,0$ mm. Como resultados verificaram que a velocidade de corte tem maior influência sobre o desgaste da ferramenta (75,75%), seguido da taxa de avanço (18,29%) e da profundidade de usinagem (3,99%). O acabamento da superfície melhorou com o aumento da velocidade de corte e piorou com o aumento do avanço. Segundo os autores, a justificativa é que com a velocidade de corte elevada

menos calor foi dissipado para o material da peça, e que a quantidade de calor aumenta com o aumento do avanço por que a ferramenta de corte tem de remover mais volume de material para cortar a peça. Os parâmetros ótimos para obter melhor acabamento da superfície são obtidos com maior velocidade de corte e baixa taxa de avanço. A contribuição percentual indica que o fator de avanço foi de 83,79%, velocidade de corte 10,08% e profundidade de usinagem 3,22%.

4.3.3 Ferramentas cerâmicas

Cerâmicas são compostos de materiais metálicos e não metálicos, geralmente , na forma de óxidos, carbonetos ou nitretos.

O material cerâmico é citado na literatura como ferramenta de usinagem desde a década de 50, quando as principais ferramentas foram utilizadas, mas só passaram a ser um material com uma porcentagem não desprezível do mercado de ferramentas de corte na década de 80, depois dos desenvolvimentos conseguidos no campo das propriedades da cerâmica. O material cerâmico possui algumas propriedades que são muito interessantes para uma ferramenta de usinagem, tais como: dureza a quente e a frio, resistência ao desgaste e excelente estabilidade química, o que evita o desgaste por difusão, o que é muito importante quando se usina em altas velocidades e temperaturas (SILVA, 1998).

As cerâmicas são divididas em dois grupos: à base de óxido de alumínio e à base de nitreto de silício. As cerâmicas à base de Al_2O_3 possuem um alto grau de dureza, resistência ao desgaste e estabilidade química, embora com baixa tenacidade. São utilizadas em usinagem no acabamento de materiais fundidos e em aços endurecidos, exigindo máquinas rígidas e isentas de vibração. As cerâmicas à base de Si_3N_4 têm dureza inferior em relação às de Al_2O_3 , porém com tenacidade superior. São utilizadas na usinagem de ligas de níquel e ferros fundidos, mas devido a grande interação química com o ferro a elevadas temperaturas, não são geralmente utilizadas na usinagem de aços (MACHADO, et al., 2009).

As primeiras ferramentas cerâmicas com adições apareceram nos anos 1970 e possuíam altos percentuais (podendo chegar a 30%) de ZrO_2 e/ou TiC principalmente, podendo ainda conter TiN, TiO_2 e WC. Essas adições conferem à matriz de Al_2O_3 uma maior tenacidade e, às vezes, melhores propriedades térmicas para suportar maiores impactos mecânicos e choques térmicos, situações inerentes a certos processos de corte (MACHADO, et al., 2009).

As ferramentas cerâmicas de Al_2O_3 adicionadas com ZrO_2 e as cerâmicas mistas com TiC e TiN podem ser utilizadas para usinagem de alta velocidade reduzindo o tempo de usinagem. A produtividade assim é melhorada reduzindo o custo de fabricação (KUMAR, DURAI & SORNAKUMAR, 2003).

Outra introdução no mercado, na década de 1980, que teve grande receptividade é a ferramenta cerâmica, também à base de Al_2O_3 , reforçada com SiC (*whiskers*). Esses carbonetos são adicionados em até 20% na alumina, na forma de cilindros de 0,5 μ m a 6 μ m de diâmetro, e de 10 μ m a 80 μ m de comprimento (KOMANDURI, 1989, In: MACHADO, et al., 2009).

Um dos materiais cerâmicos à base de Si_3N_4 , comercializado com a marca SIALON (nome que tem origem no símbolo dos elementos que contém: Si, Al, O e N), tem mostrado bons resultados na usinagem de aços e excelentes aplicações nas superligas de níquel. A adição de Al e O às ferramentas desse grupo diminui as interações com o ferro e permite aplicações em aços (BULJAN & SARIN, 1985, In: MACHADO et al., 2009).

Para compensar a deficiência de menor dureza, as cerâmicas à base de Si_3N_4 podem ser revestidas com Al_2O_3 ou TiC, aumentando sua resistência ao desgaste. A Figura 4.3 apresenta a redução de desgaste conseguida com o revestimento de Al_2O_3 de uma cerâmica à base de Si_3N_4 .

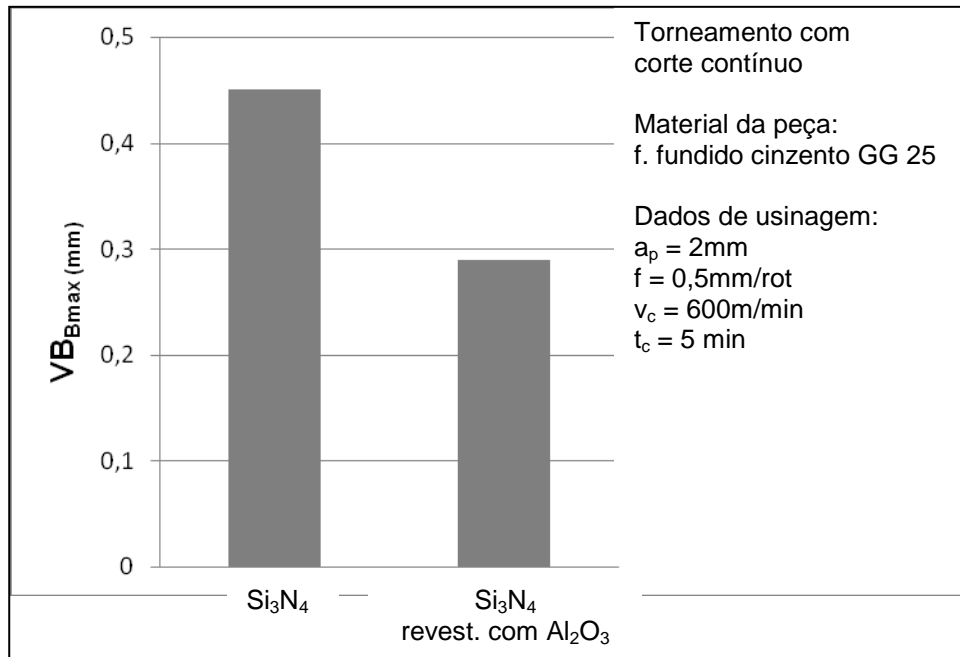


Figura 4.3 - Influência do revestimento de Al_2O_3 em uma ferramenta a base de Si_3N_4 no torneamento de ferro fundido cinzento GG 25. (KRUPP WIDIA – Tech. Inf. HVT 78.521 In: MACHADO et al., 2009, p.215).

Sahin & Motorcu (2008) estudaram o desenvolvimento da rugosidade no torneamento a seco do aço AISI 1050 temperado com dureza de 484 HV, utilizando ferramenta cerâmica mista $Al_2O_3 + TiC$ (KY1615) e cerâmica revestida pelo processo PVD com uma matriz de $Al_2O_3 + TiCN$ (KY4400), ambas do fabricante Kennametal. Os resultados mostraram melhores resultados de rugosidade para a cerâmica sem revestimento, onde a rugosidade R_a média da superfície ficou em $0,926\mu\text{m}$ contra $1,089\mu\text{m}$ para a cerâmica revestida.

Kaewkuekool & Keawinsuan (2010) estudaram os fatores de influência que afetam a ferramenta cerâmica revestida pelo processo PVD no torneamento do aço para trabalho a frio DC53, com dureza de 54-57 HRC. Segundo os autores, as ferramentas revestidas pelo processo PVD proporcionam melhor rugosidade da superfície e vida útil mais longa. Os parâmetros de corte utilizados foram: $v_c = 75; 110$ e 150m/min ; $f = 0,05; 0,10$ e $0,15\text{mm/rot}$ e $a_p = 0,1; 0,2$ e $0,3\text{mm}$. Os resultados indicaram que as melhores combinações dos parâmetros de corte para uma maior vida da ferramenta foi para a velocidade de corte de 150 m/min , avanço de $0,05\text{ mm/rot}$ e profundidade de usinagem de $0,3\text{mm}$.

Em estudo realizado sobre a vida, os mecanismos de desgaste e o acabamento superficial no torneamento do aço AISI 52100 (~63HRc) utilizando ferramentas cerâmicas com e sem revestimento, os autores concluíram que o revestimento de TiN aumenta significativamente a resistência ao desgaste das ferramentas e melhora a qualidade da superfície. Observaram ainda que os lascamentos ocorreram menos nas ferramentas revestidas, e que o revestimento de TiN triplicou a vida da ferramenta de corte (ASLANTAS, UCUN & CICEK, 2012).

4.3.4 Ferramentas de nitreto cúbico de boro policristalino (PcBN)

O nitreto cúbico de boro (cBN, do inglês Cubic Boron Nitride) monocristalino, e o nitreto cúbico de boro policristalino (PcBN, do inglês Polycrystalline Cubic Boron Nitride), são, juntamente com os diamantes, considerados materiais ultraduros para ferramentas de corte. Esta denominação é dada a materiais com dureza superior a 3000 HV (MACHADO et al., 2009).

O nitreto cúbico de boro policristalino têm tenacidade bem superior ao monocristalino, sendo assim mais utilizados como ferramentas de corte, apesar da maior dureza e resistência ao desgaste dos monocristalinos.

Segundo Machado et al. (2009), pouco tempo depois de os diamantes sintéticos serem produzidos nos anos 1950, o hBN (nitreto hexagonal de boro) também foi transformado em cBN (nitreto cúbico de boro).

As ferramentas policristalinas de cBN (PcBN) são obtidas pelo processo da metalurgia do pó usando cristais de cBN. São adicionados catalisadores para acelerar a sinterização. Naturalmente, durante o tratamento térmico, toda a massa do produto deve estar contida dentro da fase cúbica do respectivo diagrama de equilíbrio para evitar a reversão da fase cúbica em hexagonal. Nesse processo, pode-se obter uma variedade imensa nas propriedades finais dos produtos, dependendo do tamanho dos grãos dos monocristais (estes dependem do tempo de permanência na câmara de transformação), do solvente/catalisador empregado, do grau de sinterização etc., sendo, portanto, possível desenvolver produtos para aplicações específicas (HEATH, 1986, In: MACHADO et al., 2009).

O cBN é um material sintético e quimicamente mais estável que o diamante, podendo, portanto, usinar ligas ferrosas sem o problema de grande desgaste por difusão. Sua tenacidade é cerca de cinco vezes a da alumina. Sua dureza só é superada pelo diamante, sendo quase duas vezes a dureza da alumina. O custo do inserto de cBN é mais alto que o material cerâmico, mas devido à maior vida da ferramenta de cBN, o custo do ferramental muitas vezes é compensado por uma maior produtividade (MASON, 1993).

Segundo Dawson & Kurfees (2000), o custo do cBN é de 3 a 4 vezes maior do que o metal duro, enquanto que a vida do cBN é de 4 a 20 vezes maior do que as das pastilhas de metal duro.

O uso de ferramentas de corte de PcBN em acabamento de torneamento de ligas de aço endurecido é hoje uma operação de produção bem estabelecida que continua a crescer e a se desenvolver. Uma quantidade significativa de pesquisas têm se dedicado a compreender a mecânica desse processo de corte de metal e estes trabalhos têm contribuído para o sucesso do uso de PcBN na indústria (LAHIFF, GORDON & PHELAN, 2007).

A principal vantagem do PcBN é a sua dureza a quente extremamente alta (aproximadamente 1800 HV a 1000°C) combinado com a sua solubilidade no ferro relativamente baixa e a sua tenacidade à fratura ($6,3 \text{ MPa m}^{1/2}$). Essas propriedades permitem seu uso eficaz para usinar ligas de ferro temperadas na faixa de 50 a 65 HRc (ABRÃO, ASPINWALL & WISE, 1993, In: SILVA, 1998).

Konig, Klinger & Link (1990) usinaram por torneamento a seco um aço utilizado em rolamentos de rolos, o 100Cr6, temperado com dureza de 61-63 HRc. Os parâmetros de corte foram $v_c = 120 \text{ m/min}$, $a_p = 0,4 \text{ mm}$ e $f = 0,08 \text{ mm/rot}$. As ferramentas foram PcBN, PcBN com carboneto metálico e cerâmica mista ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$). Os critérios de fim de vida da ferramenta foram $\text{VB}_{\text{Max}} = 0,15 \text{ mm}$ e $R_a = 0,6 \mu\text{m}$. Em comparação com o PcBN convencional e com a cerâmica mista, o PcBN com elevado percentual de carboneto metálico provou ser significativamente superior,

atingindo o desgaste de flanco de 0,15mm em aproximadamente 120 min, sem superar o critério de rugosidade de 0,6 μ m, enquanto que para o PcBN convencional o desgaste foi atingido com menos de 10 min e a cerâmica mista com menos de 60 min.

Bartarya & Choudhury (2012) relatam em seu trabalho que a ferramenta de PcBN revestida com TiN, utilizada no torneamento duro do aço AISI 4340, proporciona menor desgaste de cratera que a ferramenta de PcBN sem revestimento, devido o lubrificante de TiN na camada revestida.

4.4 Desgastes das ferramentas de corte

Nos processos de usinagem, um dos fatores que afetam a produtividade, aumentando os tempos de usinagem, são os desgastes das ferramentas. Estes acontecem, às vezes prematuramente, sempre que a perda de material da ferramenta ultrapasse um limite pré-estabelecido, que é favorecido pelas altas temperaturas de corte, inerentes a esses processos. Quando este limite de desgaste é ultrapassado, a ferramenta deve ser substituída, estabelecendo assim a vida-útil (T) da ferramenta.

Esses desgastes acontecem tanto na superfície de folga quanto na superfície de saída das ferramentas. A Figura 4.4 apresenta as principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte.

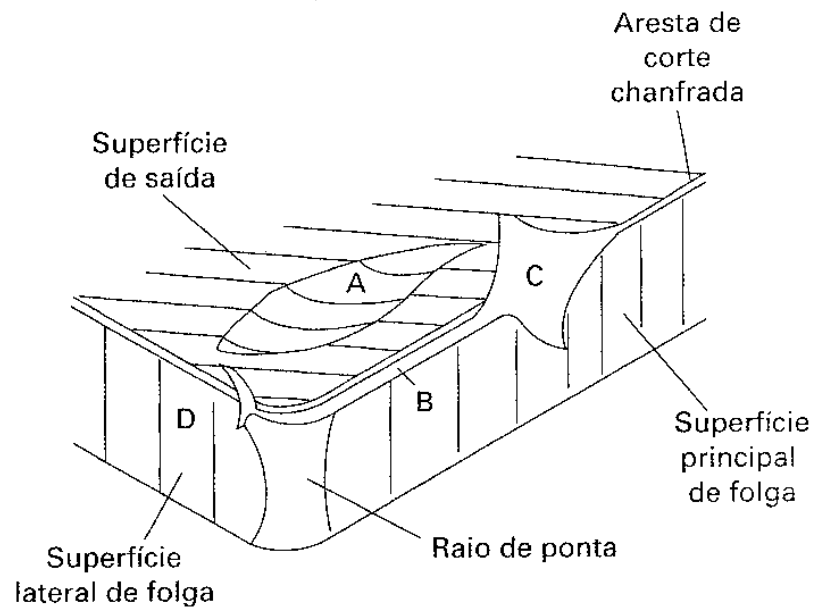


Figura 4.4 - Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte (DEARNLEY & TRENT, 1982
In: MACHADO, et al., 2009, p. 247).

Pode-se perceber três formas de desgaste na Figura 4.4:

- Desgaste de cratera (área A).
- Desgaste de flanco (área B).
- Desgaste de entalhe (*notch wear*, áreas C e D).

A Figura 4.5 aponta os parâmetros utilizados pela Norma ISO 3685 (1993) para quantificar esses desgastes. Os principais são:

KT = profundidade de cratera

VB_B = desgaste de flanco médio

VB_{Bmax} = desgaste de flanco máximo

VB_N = desgaste de entalhe

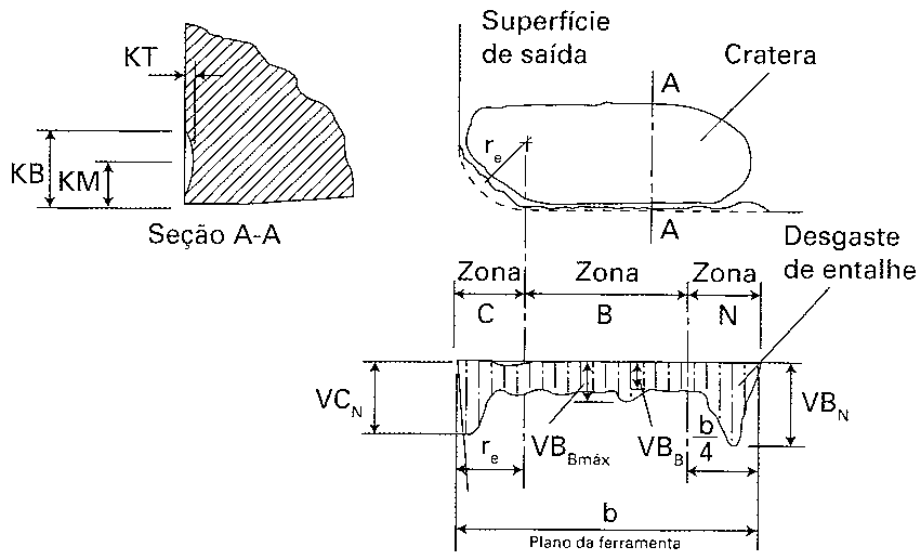


Figura 4.5 - Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte (MACHADO et al., 2009, p. 248).

Em usinagem, normalmente, as arestas de corte se desgastam seguindo uma curva padrão, representada na Figura 4.6. Na ordenada, o desgaste pode ser apresentado por qualquer um dos parâmetros que identificam as formas de desgaste: flanco, cratera ou entalhe, como mostrado na Figura 4.5 (VB_B , $VB_{Bmáx}$, VB_N ou KT).

Na evolução do desgaste, podem se distinguir três estágios:

- *Estágio I*, onde a ferramenta sofre um desgaste acelerado de adequação ao sistema tribológico envolvido, com posterior acomodação da cunha cortante e desaceleração do desgaste.
- *Estágio II*, com taxa de desgaste constante com a ferramenta totalmente adequada ao processo.
- *Estágio III*, em que um início de aceleração do desgaste é observado com acentuado aumento até a quebra, devido às altas temperaturas e tensões.

A evolução desta curva deve ser observada a fim de se evitar o estágio III, que leva a ferramenta à quebra muito rapidamente.

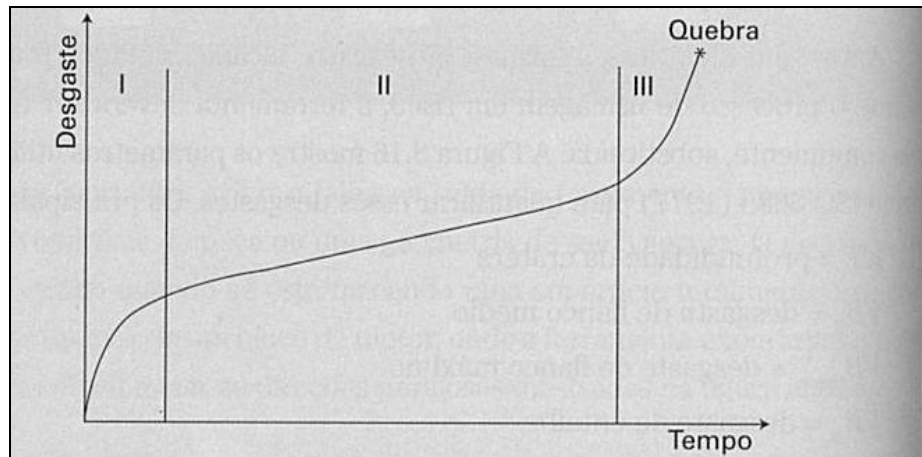


Figura 4.6 – Comportamento do desgaste de uma ferramenta de corte com o tempo de corte (MACHADO, et al., 2009, p. 248).

Os critérios de fim de vida recomendados pela ISO 3685 (1993) para ferramentas de aço rápido, metal duro e cerâmica, em operações de desbaste são:

- Desgaste de flanco médio ($VB_B = 0,3\text{mm}$).
- Desgaste de flanco máximo ($VB_{BMAX} = 0,6\text{mm}$).
- Profundidade de cratera ($KT = 0,06 + 0,3f_c$), onde f_c é o avanço de corte em mm/rev.
- Desgaste de entalhe (VB_N e $VC_N = 1\text{ mm}$).
- Falha catastrófica

Em operações de acabamento, a norma recomenda critérios baseados em parâmetros de rugosidade, como o R_a . Na indústria, esses parâmetros podem assumir valores diferentes, podendo estabelecer o fim da vida-útil da ferramenta levando-se em consideração os limites de tolerância e acabamento superficial.

Todas as formas de desgaste citadas acontecem devido a vários mecanismos. A Figura 4.7 apresenta um diagrama clássico com diversos mecanismos de desgaste em função da temperatura.

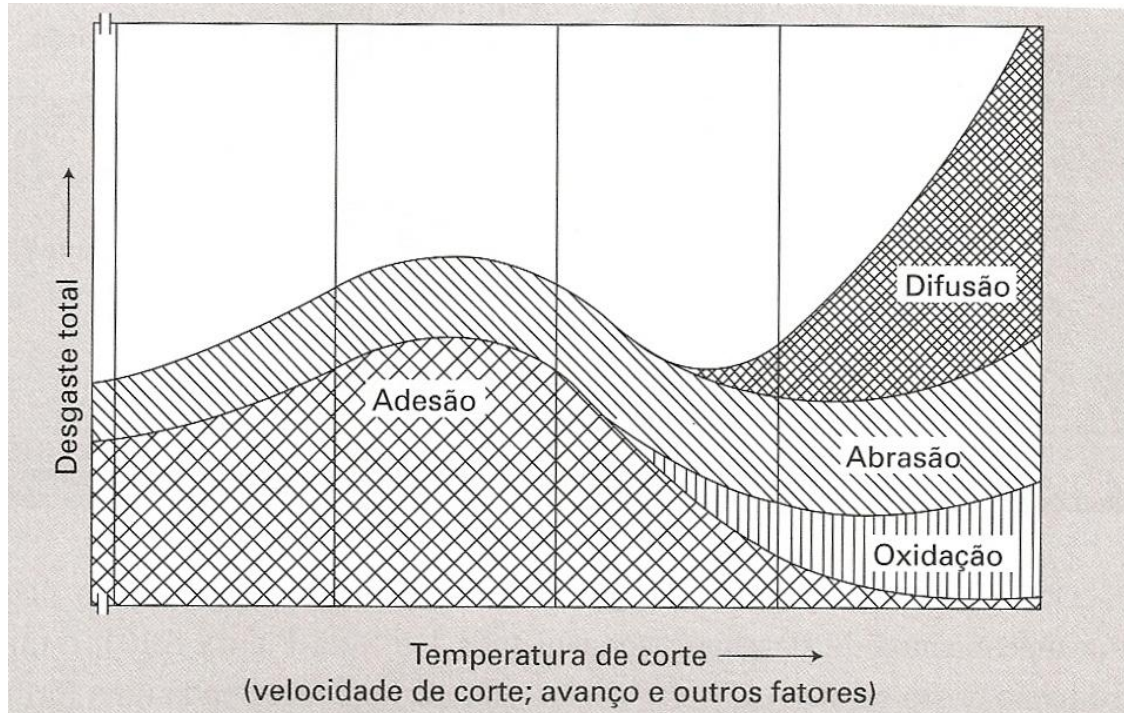


Figura 4.7- Diagrama dos mecanismos de desgaste das ferramentas de corte em função da temperatura (VIEREGGE, 1970 *apud* KÖNIG & KLOCKE, 1997, *apud* MACHADO et al., 2009, p. 251).

No diagrama da Figura 4.7, os mecanismos de abrasão, adesão, difusão e oxidação são apresentados em função da temperatura de corte ou de qualquer parâmetro que a influencie, principalmente a velocidade de corte. Em temperaturas mais baixas de corte ocorrerão adesão e abrasão, e em temperaturas mais altas abrasão, oxidação e difusão. A Figura 4.8 apresenta seis mecanismos de desgaste diferentes.

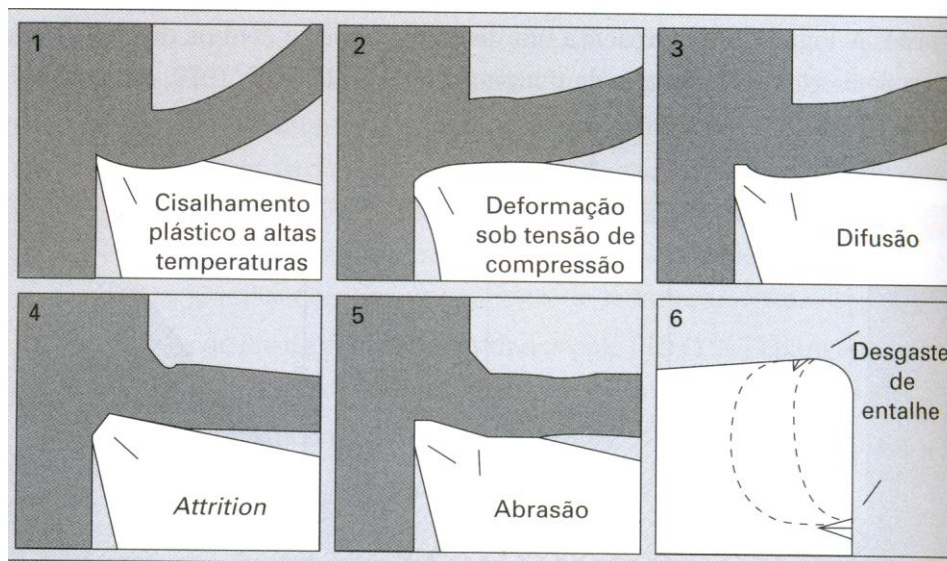


Figura 4.8 – Mecanismos de desgaste que ocorrem nas ferramentas de corte (TRENT & WRIGHT, 2000, adaptado por MACHADO et al., 2009, p. 252)

Cisalhamento plástico a altas temperaturas:

O cisalhamento plástico a altas temperaturas ocorre mais provavelmente na usinagem de metais com alto ponto de fusão, como ferramentas de aço rápido, devido altas temperaturas de corte na interface ferramenta/cavaco que reduzem a resistência ao escoamento do material da ferramenta que é cisalhado com o cavaco formando uma cratera.

Deformação plástica sob tensão de compressão:

A deformação plástica sob tensões de compressão ocorre na usinagem de materiais de elevada dureza. Ocorre normalmente a altas velocidades de corte e de avanço, principalmente quando o material da peça é muito resistente e o da ferramenta pouco resistente, e leva a uma falha catastrófica.

Difusão:

O mecanismo de difusão ocorre quando há afinidade química entre o material da ferramenta e da peça. A existência de uma zona de aderência na interface cavaco ferramenta é que torna possível a ocorrência de difusão nos processos de usinagem. As temperaturas nesta zona podem chegar a 1200°C e existe um gradiente de velocidades que assume valor zero, tornando possível a promoção do processo difusivo. As áreas desgastadas por difusão têm uma aparência lisa, como apresentada na Figura 4.9.

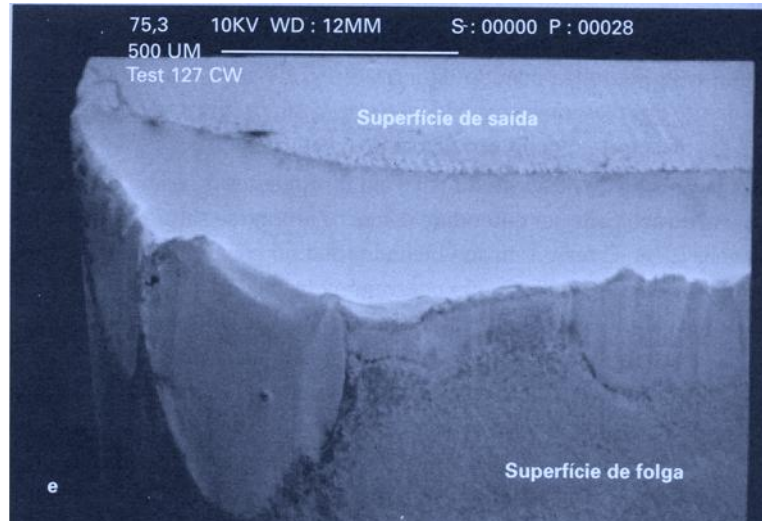


Figura 4.9 – Vista geral do desgaste de difusão de uma ferramenta de metal duro K20 após usinar TiAl4V (MACHADO et al., 2009, p. 258)

Attrition:

O mecanismo de *attrition* ou adesão, como é conhecido na literatura, ocorre geralmente a baixas velocidades de corte, nas quais o fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta se torna irregular. Fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto ao fluxo de material adjacente à interface, favorecidos pela presença de APC (arestas postiças de corte). Ao contrário do processo de difusão, o mecanismo de *attrition* deixa uma aparência áspera na ferramenta, conforme Figura 4.10.

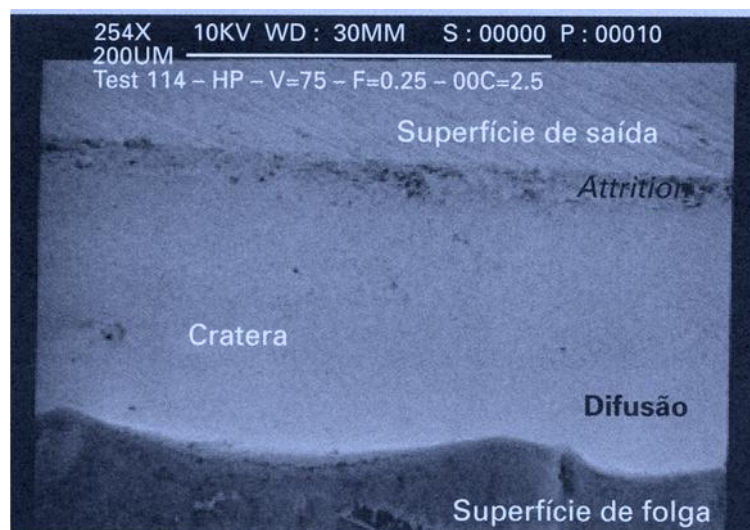


Figura 4.10 – Detalhe de cratera formada em ferramenta de metal duro K20 após usinar Ti6Al4V a 75m/min (MACHADO et al., 2009, p. 260)

Em um trabalho realizado para avaliar os mecanismos de desgaste na usinagem de assentos de válvulas de motor de combustão interna utilizando ferramentas de PCBN, Rocha et al. (2004) observaram que o mecanismo de difusão prevaleceu com velocidade média de corte (160,77m/min), enquanto que com a velocidade mais baixa (128,61m/min), prevaleceu o mecanismo de *attrition*. O material da peça era o M657BA12T fabricado pela metalurgia do pó. Os parâmetros de corte foram $v_c = 128,61; 160,77$ e $192,92\text{m/min}$, $f = 0,0495; 0,055$ e $0,0605\text{mm/rot}$, e $a_p = 0,1$ e $0,2\text{mm}$. Com a velocidade de corte de 160,77m/min a ferramenta apresentou melhor desempenho, com um aspecto liso, sem evidência de deformação plástica na aresta de corte, sugerindo que apenas o mecanismo de difusão havia acontecido. Por outro lado, a pior condição foi para a velocidade de corte de 128,61m/min e a aresta de corte apresentou forte evidência de perda de material pelo mecanismo de *attrition*. Segundo os autores, este mecanismo é ativado sob condições de fluxo descontínuo de cavacos, inerente a baixas velocidades de corte.

Abrasão:

Em sistemas tribológicos de um modo geral, o desgaste abrasivo ocorre quando o material é removido ou deslocado da superfície por partículas duras que podem estar soltas entre duas superfícies com movimento relativo, ou que pertencem a uma das superfícies. Ambos podem ocorrer em usinagem. No primeiro caso as partículas abrasivas são precipitados duros (óxidos, carbonetos, nitretos ou carbonitretos) que, se pertencentes ao material da peça ou do cavaco, desgastam a ferramenta. No segundo caso as partículas abrasivas podem pertencer a ambos, peça e cavaco, que se desprendem por *attrition* e são mergulhadas no fluxo de material. Este mecanismo resulta em microssulcamento, microcorte e microlascamento, sendo muito comum em ferramentas de aço rápido, ferramentas revestidas, cerâmicas puras e mistas. A Figura 4.11 apresenta a aparência deste desgaste.

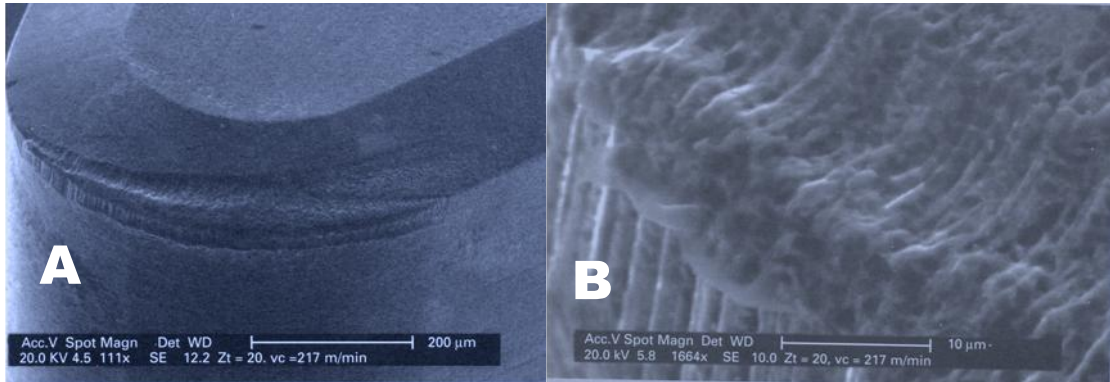


Figura 4.11 – A: Desgaste abrasivo em ferramentas de PCBN após usinar aço ABNT 5140 (DIN 19MnCr5) endurecido a 58 HRc, B: sulcos característicos da região desgastada por abrasão (CAMPOS In: MACHADO et al., 2009, p. 261 - 262)

Chao & Xing (2010) avaliaram o desempenho de duas ferramentas de metal duro, uma sem revestimento (YBG102) e outra revestida (CP200) no torneamento de uma superliga resistente ao calor (GH2132) com alta velocidade de corte na condição a seco, estudando a temperatura de corte e os mecanismos de desgaste. O critério adotado para o fim de vida das ferramentas foi o desgaste de flanco médio (VB_B) igual a 0,3mm. A velocidade de corte foi variada de 80 a 210 m/min, a profundidade de usinagem de 0,1 a 0,3mm e o avanço foi fixado em 0,10 mm/rot. Como resultados perceberam que a ferramenta sem revestimento aqueceu mais que a revestida (de 30 a 120°C dependendo da velocidade de corte), e que os mecanismos de desgaste predominante foram os abrasivos e adesivos para a sem revestimento e adesivo e oxidação para a revestida.

Yang, Xing & Zhanqiang (2010), estudaram os mecanismos de desgaste no torneamento de alta velocidade com o corte a seco, de uma superliga a base de níquel fabricada pela metalurgia do pó com dureza de 35-40 HRc, utilizando uma ferramenta de metal duro revestida com uma camada interna de TiAlN e uma externa de TiN. Os critérios de fim de vida foram desgaste de flanco médio VB_B de 0,3mm e rugosidade R_a de 1,6 μ m. Os parâmetros de usinagem foram a_p de 0,1 e 0,2mm, f de 0,1mm/rot e v_c de 30 a 80m/min. Como resultados concluíram que a vida da ferramenta aumenta com a velocidade de corte até cerca de 40m/min, e a partir daí começa a diminuir. Verificou-se que o revestimento da ferramenta é removido no corte a baixa velocidade devido à força de corte elevada e baixa temperatura de corte, e o desgaste predominante foi o de abrasão. Aumentando-se

a velocidade de corte, uma camada de proteção resultante da difusão começa a se formar na interface cavaco/ferramenta, formando uma barreira de difusão reduzindo assim a taxa de desgaste, prolongando a vida da ferramenta. No entanto, quando a velocidade de corte é ainda maior, a temperatura de corte torna-se o fator dominante em vez da força de corte. A velocidade de corte elevada causa a tensão de cisalhamento não homogênea, e uma transição do cavaco contínuo para cavaco serrilhado, destruindo o revestimento da ferramenta.

Desgaste de entalhe:

O desgaste de entalhe não é propriamente um mecanismo, mas uma forma, e aparece sempre nas regiões coincidentes com as laterais do cavaco. As prováveis causas podem ser:

Presença de uma camada encruada de material na superfície da peça usinada.

- Concentração de tensão devido a um gradiente de tensão na superfície livre.
- Formação de trincas térmicas devido a um alto gradiente de temperatura na superfície livre.
- Presença de uma rebarba na aresta da superfície previamente usinada.
- Presença de uma camada abrasiva de óxido na superfície.
- Fadiga da ferramenta por causa da flutuação de força na superfície livre que acompanha os pequenos movimentos laterais das arestas dos cavacos.
- Partículas da ferramenta depositadas na superfície da peça, se previamente usinada, as quais agem como pequenas ferramentas de corte induzindo ao desgaste.

A Figura 4.12 apresenta o aspecto do desgaste de entalhe.

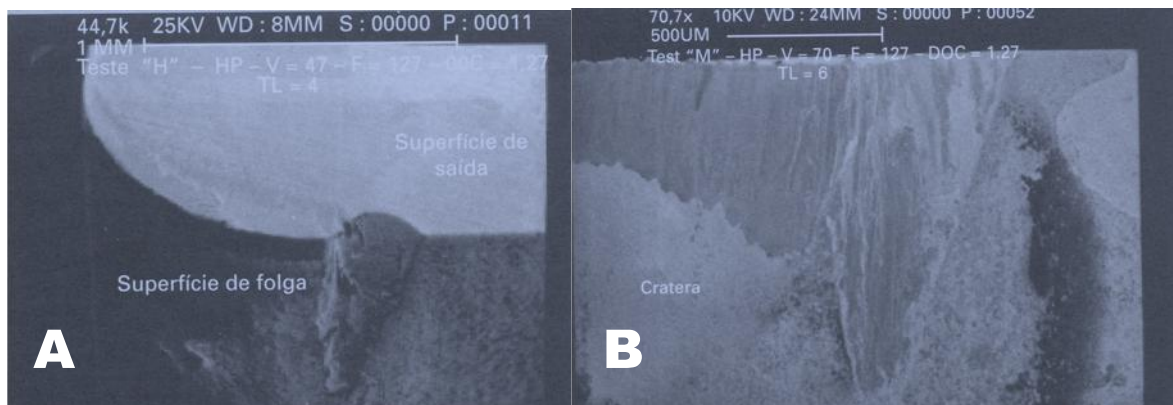


Figura 4.12 A – Desgaste de entalhe observado em uma ferramenta de metal duro K20 após usinagem de Inconel 901 e B - vista do desgaste de entalhe na superfície de folga (MACHADO et al., 2009, p. 263 e 265)

Barry & Byrne (2001) investigaram os mecanismos de desgaste na ferramenta cerâmica mista a base de Al_2O_3 com TiC no torneamento do aço BS 817M40 (semelhante ao AISI 4340) temperado e revenido com dureza de 52 HRC, de diferentes composições químicas. Os parâmetros de corte foram $v_c = 150\text{m/min}$, $f = 0,10\text{mm/rot}$ e $a_p = 0,10\text{mm}$. Perceberam que na usinagem do material contendo níveis mais alto de Ca, o mecanismo de desgaste dominante aconteceu devido inclusões de óxidos mistos formando uma reação com a fase da alumina que era depositado na ferramenta. No material com níveis muito baixo de Ca ou com um teor de inclusão muito baixa, o desgaste da ferramenta parece ser em grande parte com base na deformação plástica superficial da ferramenta.

4.5 Sistemas de lubrificação

Em 1894, Frederick Winslow Taylor observou que aplicando grande quantidade de água na região de corte, era possível aumentar a velocidade de corte em 33%, sem prejuízo para a vida da ferramenta (RUFINO, 1977). Desde então, grandes avanços tecnológicos foram obtidos, tanto no que diz respeito aos materiais quanto ao que se refere às máquinas-ferramentas, fazendo a demanda por fluídos de corte crescer consideravelmente (MACHADO et al., 2009).

Segundo Machado et al. (2009), o objetivo final em se utilizar fluídos de corte é reduzir o custo total de fabricação ou aumentar a taxa de produção. Além disso, o fluído de corte pode evitar alterações microestruturais na peça decorrente de elevadas temperaturas de usinagem. Outros benefícios do emprego de fluído de corte são:

- Aumento da vida da ferramenta;
- Redução das forças de usinagem e, portanto, da potência de usinagem;
- Melhoria do acabamento da peça;
- Facilidade de remoção dos cavacos da região de corte;
- Redução do risco de distorção da peça.

Os fluidos podem ser lubrificantes, refrigerantes ou exercer as duas funções ao mesmo tempo. Como lubrificantes, agem para reduzir a área de contato entre o cavaco e a ferramenta, e como refrigerante diminuem a temperatura de corte, tanto pelo aumento da dissipação quanto pela redução da geração de calor. Para cumprir a sua finalidade, o fluído deve penetrar até a ponta da ferramenta na interface cavaco-ferramenta (ALMEIDA et al., 2008).

4.5.1 Classificação dos fluidos de corte

Os fluidos de corte são classificados em:

- Óleos integrais;
- Emulsões;
- Soluções;
- Gases.

4.5.1.1 Óleos integrais

Os óleos integrais mais utilizados como fluído de corte em usinagem são os minerais, que são hidrocarbonetos obtidos a partir do refino do petróleo. Podem ser empregados puros ou com aditivos. Estes tipos de fluidos de corte estão sendo substituídos por óleos emulsionáveis devido seu alto custo, baixo ponto de fulgor (risco de incêndio), ineficiência a altas velocidades de corte, baixo poder

refrigerante, formação de fungos e riscos à saúde do operador. Os aditivos empregados podem ser à base de cloro e/ou enxofre para garantir alta pressão ao fluido, e fósforo e matérias graxas para reduzir atritos (MACHADO et al., 2009).

Na fabricação dos fluidos de corte são usadas bases parafínica ou naftênica. Os fluidos de base parafínicas derivam do refino do petróleo com alto teor de parafinas (ceras), resultando em excelentes fluidos lubrificantes. Já os fluidos de base naftênicas são derivados do refino do petróleo naftênico. Os parafínicos são menos agressivos à pele, à borracha e ao plástico, têm maior resistência à oxidação e mantêm a viscosidade constante a altas temperaturas, por isso são mais utilizados (MACHADO et al., 2009).

4.5.1.2 Emulsões

As emulsões podem ser fluidos emulsionáveis (compostos bifásicos de óleos minerais adicionados à água com agentes emulsificantes ou surfactantes para garantir a uniformidade da mistura), ou semi-sintéticos (óleos minerais com aditivos e compostos químicos que se dissolvem na água e formam moléculas individuais).

Os semi-sintéticos apresentam coloração menos leitosa e mais transparente, com vida útil maior e menos riscos à saúde, devido a menor quantidade de óleo mineral e presença de biocidas.

Os fluidos de corte semi-sintético constitui, segundo Fernandes (2007), uma categoria que visa boa capacidade de lubrificação com menos quantidade de óleo, para isto combina as dos fluidos sintéticos e dos emulsionáveis. Desta forma este fluido acaba influenciando na melhoria da vida do sistema de lubri-refrigeração.

De acordo com Runge e Duarte (1990) os fluidos semi-sintéticos poderiam ser chamados de óleos solúveis com baixo teor de óleo, pois apresentam teor de óleo mineral menor que os solúveis. Outras características também são apontadas pelos autores para este tipo de fluido, as quais são:

- Melhores propriedades de umectação que óleos solúveis;
- Permitem trabalhar com velocidades mais altas e avanços maiores;
- Boa capacidade de lubrificação para aplicações;

- Baixo potencial de corrosão e de ataque bacteriano;
- Possuem usualmente melhores propriedades de decantação e limpeza do que os óleos solúveis convencionais.

Ávila & Abrão (2001) analisaram os efeitos do fluido de corte na usinagem do aço AISI 4340 com dureza de 49 HRc, utilizando ferramenta cerâmica mista ($Al_2O_3 + TiC$). Nos testes de desbaste os melhores resultados de vida da ferramenta foram para a utilização de emulsão sem óleo mineral seguido do corte a seco e do fluido sintético. Os piores resultados foram obtidos para a emulsão contendo óleo mineral. A mesma tendência foi observada no torneamento de acabamento. O melhor desempenho para a emulsão sem óleo mineral deve ser atribuído segundo os autores, pela presença de graxa na sua composição que é responsável pela melhor ação lubrificante na maioria das operações de corte.

A redução da concentração do fluido sem óleo mineral de 5 para 3% utilizando baixa velocidade de corte (200m/min), não resultou em efeito significativo no fim de vida da ferramenta. A vida útil foi aproximadamente a mesma para ambas as concentrações, entretanto, aumentando a velocidade de corte para 300m/min, a concentração de 5% proporcionou maior vida da ferramenta. Com a alta velocidade de corte (400m/min), o melhor desempenho foi para a concentração de 3%. A variação da concentração de fluido não apresentou alteração significativa nos valores de rugosidade, independente da velocidade de corte. Segundo os autores, provavelmente essa variação na concentração não foi suficiente para reduzir o atrito e as forças de corte.

4.5.1.3 Soluções

São compostos monofásicos de óleos que se dissolvem completamente na água, não havendo necessidade de adição de agentes emulsificantes. São também chamadas de “fluidos sintéticos” e são isentas de óleo mineral. Consistem de sais orgânicos e inorgânicos, aditivos de lubricidade, biocidas, inibidores de corrosão, entre outros, quando adicionados à água. Apresentam vida mais longa, uma vez que são menos atacáveis por bactérias e reduzem o número de trocas da máquina. Possuem agentes umectantes que melhoram bastante as propriedades refrigerantes da solução e são estáveis, mesmo em água dura (MACHADO et al., 2009).

4.5.1.4 Gases

De acordo com Silva (apud Fernandes, 2007) o fluido gasoso mais comum é o ar e em alguns casos também são utilizados gases como hélio e o nitrogênio. A grande vantagem deste é a capacidade de refrigeração na região de corte, ausência de contaminantes da peça e do cavaco. Entretanto quando o ar é usado o benefício da lubrificação do fluido é perdido.

Apesar dos benefícios de se usar fluidos de corte nas operações de usinagem, “sua utilização acarreta custos associados à sua aquisição, armazenamento, preparo, controle de serviço e, finalmente, descarte” (MACHADO et al., 2009).

De acordo com Kopac (1988), a utilização de fluidos de corte representa 16% do custo total de fabricação da peça. Além disso, deve-se levar em consideração o fato de que, ao se aplicar um fluido de corte, este pode tanto proporcionar vantagens quanto ser inócuo ou mesmo prejudicial ao processo, dependendo da operação, das condições de corte, do material da peça e da ferramenta.

Embora seja, praticamente, muito difícil eliminar por completo o emprego de fluidos de corte, Batzer & Sutherland (1998) e Graham (2000) recomendam que, nos casos em que sua aplicação é questionável (ou quando as perdas são passíveis de amortização), a questão ambiental seja colocada em primeiro plano. Os fluidos de corte são facilmente contaminados por microorganismos, corroem as peças em contato com ele, sofrendo uma redução drástica de vida útil uma vez que a degradação causada ocorre de forma acelerada. As bactérias também estão sendo associadas ao surgimento de reações alérgicas nos operários expostos ao aerossol. Essas infecções são, na maioria dos casos, dermatites causadas por fungos, alergias no aparelho respiratório provocados por bactérias e, menos comum, aumento da mortalidade por diversos tipos de câncer (THOMÉ et al., 2008).

A alternativa de alguns fabricantes é o retorno de produtos a base vegetal (biodegradáveis), que apresentam maior compatibilidade com a pele humana, menos formação de vapor, fumaça e névoa proporcionando melhor qualidade do ar (MACHADO et al., 2009).

A tendência mundial visa a usinagem a seco, que objetiva reduzir de forma significativa custos com a compra dos fluídos e sua destinação final, bem como problemas ocupacionais, tais como doenças de pele (dermatites) e variações de sintomas respiratórios, e relacionados com o meio ambiente, onde os fluídos de corte tornam-se graves poluentes da água, solo e ar (ZEILMANN, 2008).

Há mais de 15 anos a usinagem a seco transformou-se em uma das tendências tecnológicas mais importantes da usinagem, e abrange, num sentido mais amplo, os processos com mínima quantidade de lubrificação (MQL). Tanto por parte das universidades quanto da indústria, grandes esforços buscaram estudar e desenvolver o conceito. Houve grandes progressos neste sentido e, atualmente, a maioria dos materiais já pode ser usinado a seco (KALHÖFER & KRANZEN, 2008).

A usinagem a seco de peças de aço exige um estudo detalhado dos tempos de operação de uma aresta de corte. Em testes com modelos, no torneamento de um aço para beneficiamento 42CrMoV4, com a utilização de um metal duro revestido com Al_2O_3 comprovou-se que, elevando as velocidades de corte e os avanços, o torneamento pode ser substituído pela usinagem a seco, com prejuízo mínimo da vida útil, conforme apresentado na Figura 4.13. A camada de Al_2O_3 com espessura de $14\mu\text{m}$ funciona como isolante térmico, facilitando a irradiação de calor através dos cavacos e protegendo o substrato contra sobrecarga térmica. Nesta aplicação, a boa estabilidade química é responsável pela resistência ao desgaste do material de corte (MOMPER, 2000).

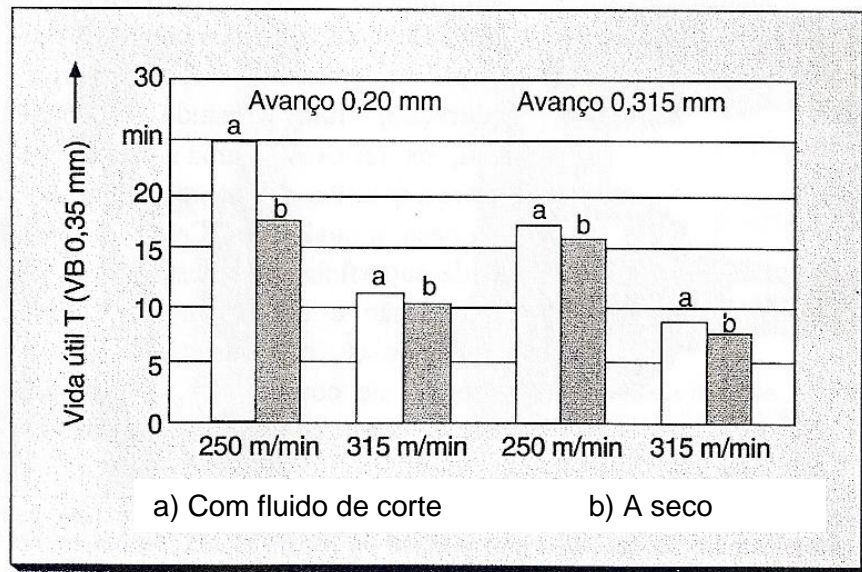


Figura 4.13 – Vida útil no torneamento do aço para beneficiamento 42CrMo4, com fluido de corte e a seco (MOMPER, 2000).

Ainda assim, na maioria dos casos, a usinagem totalmente a seco provoca a drástica redução da vida das ferramentas e acaba aumentando os custos finais, diminuindo as possibilidades de competitividade.

4.5.2 Mínima Quantidade de Lubrificante - MQL

O conceito de mínima quantidade de lubrificante (MQL) tem sido sugerido a mais de uma década como uma forma de abordar as questões ambientais e os riscos profissionais associados a partículas de fluidos de corte suspensas no ar no chão de fábrica (KHAN & DHAR, 2006), que pode abordar também os efeitos negativos da usinagem a seco, podendo ser uma saída para as empresas do ramo, principalmente no processo de torneamento.

Segundo Bandyopadhyay & Endapally (2009), um estudo recente aponta que o consumo anual de fluido de corte usado em trabalhos de metal é de aproximadamente 600 milhões de galões em todo o mundo. Os Estados Unidos consome 175 milhões de galões. Apesar dos benefícios desses fluidos na usinagem, recentemente o uso tem sido questionado. O descarte inadequado pode resultar em danos do solo e dos cursos d'água, causando sérios problemas para o meio ambiente; os operadores de máquinas podem ser afetados com problemas

respiratórios e doenças de pele e o custo da utilização é de aproximadamente 15% do custo operacional de um processo de usinagem. Como o corte totalmente a seco é menos eficaz para a usinagem de maior eficiência e quando se exige melhor acabamento superficial, a usinagem com mínima quantidade de lubrificação (MQL) está sendo considerada por várias empresas, pois permite cortes nos custos com lubri-refrigeração e protege os trabalhadores e o meio ambiente.

Segundo Zhong et al. (2010), a fabricação verde é o tema do século 21 na indústria de usinagem. As tentativas de diminuir o fluxo de fluido de corte sem prejudicar a qualidade dos produtos, é um grande foco de pesquisa na área de usinagem atualmente.

Na técnica da MQL é utilizado fluido de corte vegetal sem adição de água. Entre eles, são citados insumos como ésteres vegetais (ácidos graxos) derivados da cultura de oleaginosos. Os óleos vegetais efetivamente acumulam propriedades interessantes: fluidez, capacidade de reduzir os atritos e desgastes, alto ponto de fulgor, boa resistência ao cisalhamento, atoxicidade e biodegradabilidade. Os sprays de fluido de corte podem ser formados pela mistura de ar e líquido a pressões controladas, ou até mesmo com a simples pulverização do fluido de corte. A vazão do fluido de corte geralmente deve estar entre uma faixa de 10 a 100ml/h. Os resultados já obtidos com a técnica comprovam a viabilidade do seu uso (DIAS, PANZERA & RUBIO, 2008).

Em estudo realizado para avaliar os efeitos da mínima quantidade de lubrificação no torneamento da liga de aço AISI 9310, utilizando ferramenta de carboneto metálico sem revestimento, verificou-se que com a técnica MQL com óleo vegetal foi possível diminuir a taxa de crescimento do desgaste de flanco médio. Segundo os autores, a causa pode ser atribuída à redução da temperatura que ajudou a reduzir o desgaste por abrasão, reduzindo também o desgaste por adesão e difusão, tornando os resultados da usinagem realizada com MQL superior em comparação com a usinagem a seco e com fluido convencional (KHAN, MITHU & DHAR, 2009).

Em um trabalho realizado para avaliar os efeitos da lubrificação e arrefecimento no desgaste das ferramentas torneando um aço inoxidável austenítico (316L), comparando o torneamento a seco com o torneamento com MQL, esta última

mostrou um efeito limitado sobre o desgaste de flanco da ferramenta em relação à primeira, mas melhorou as condições do fluxo do cavaco sobre sua superfície de saída. Comparando com o torneamento com emulsão, o torneamento com MQL facilitou a eliminação ou redução considerável de aderência de material do cavaco na ferramenta (LEPPERT, 2011).

Em um projeto de usinagem completa com mínima quantidade de lubrificação de caixas de válvulas distribuidoras da montadora Ford dos Estados Unidos, ficou comprovado que este método, prevendo a proteção do meio ambiente, não fica atrás, nem em produtividade nem em qualidade da lubri-refrigeração convencional com fluido convencional. E em um estágio prévio do planejamento do programa de produção do câmbio (transmissão) foram analisados os custos operacionais. Ficaram comprovadas as vantagens econômicas da usinagem com MQL tanto no que se refere aos investimentos em máquinas quanto aos custos operacionais. O resultado indica significativos potenciais de economia, conforme ilustra a Figura 4.14 (STOLL, 2008).

Um dos empecilhos usados para a aplicação do método de MQL é a poluição do ambiente de trabalho. Porém, em artigo publicado sobre a prática deste método, utilizada pela Ford dos Estados Unidos, em que esta foi contemplada pela SAE com o prêmio de excelência ambiental em transporte, na categoria energia estacionária, emissão e inovações de processo, deixa clara suas vantagens ambientais (FURNESS, SEBASTIAN & STOLL, 2009).

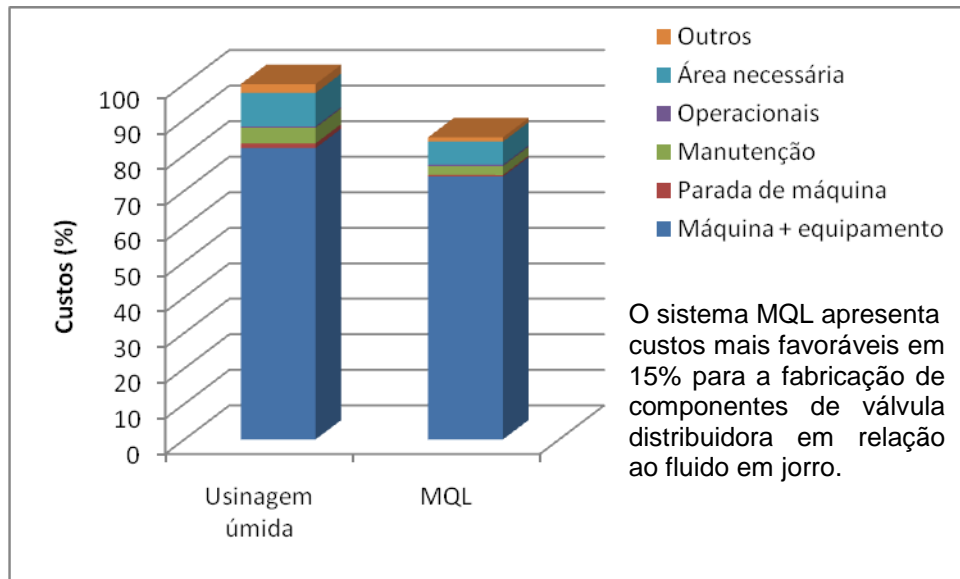


Figura 4.14 – Comparação de custos operacionais entre usinagem úmida e por MQL (STOLL, 2008).

4.6 Integridade superficial

A condição final de uma superfície usinada é resultado de um processo que envolve deformação plástica, ruptura, recuperação elástica, geração de calor, vibração, tensões residuais e, às vezes, reações químicas. O termo integridade superficial engloba além da textura outras características da superfície em serviço e de camadas abaixo desta. A textura ou acabamento se refere a ondulações, falhas e rugosidade, enquanto que as alterações subsuperficiais se referem a fatores mecânicos e metalúrgicos (MACHADO et al., 2009).

4.6.1 Rugosidade

A superfície de uma peça de acordo com Kopac & Babor (1999) apresenta de uma maneira geral desvios aleatórios, irregularidades ou saliências que podem ser macro ou micro geométricos, não importando, portanto o quão lisa e brilhante seja a sua superfície ou o quanto suave tenha sido o processo de corte, uma superfície usinada não é totalmente isenta de irregularidades. Desta forma existe sempre a necessidade de determinar os valores adequados que assegurem a obtenção das características de uma superfície.

Dentre os métodos que quantificam a integridade superficial de uma peça, a rugosidade é o procedimento mais adequado, pois além de ser rápido é um método satisfatório para determinar a qualidade do acabamento superficial (ULUTAN & OZEL, 2011). Além disso, a medição da rugosidade também é empregada nos processos de fabricação como uma variável de saída, determinante para o controle estatístico dos processos e para avaliação de sua eficiência, já que qualquer alteração no processo poderá seguramente refletir sobre os valores de rugosidade (WHITEHOUSE, 2001).

A rugosidade de uma superfície é composta de irregularidades finas ou de erros microgeométricos resultantes da ação inerente ao processo de corte (marcas de avanço, aresta postiça de corte, desgaste da ferramenta, etc.) (MACHADO et al., 2009). A rugosidade média R_a pode variar desde $0,10\mu\text{m}$ para super acabamento até $50\mu\text{m}$ para superfícies em operações de desbastes. No torneamento de aços endurecidos tem-se reportado sobre níveis de rugosidade similares àqueles obtidos no processo de retificação, dependendo dos parâmetros de corte.

A análise superficial é afetada por um elevado número de parâmetros, que de acordo com os estudos de Dong, Sullivan & Stout (1994); e Gadelmawla et al., (2002) podem ser agrupados quanto a sua funcionalidade. Estes grupos são definidos como parâmetros de amplitude, parâmetros de espaço, parâmetros híbridos e parâmetros funcionais.

De acordo com Gadelmawla et al. (2002) os parâmetros de amplitude são os mais utilizados para caracterização topográfica dos materiais. Dentre eles o mais conhecido e utilizado para o controle da rugosidade é o parâmetro universal R_a , definido como desvio médio absoluto da rugosidade a partir da linha média sobre um comprimento de amostragem como é mostrado na Figura 4.15.

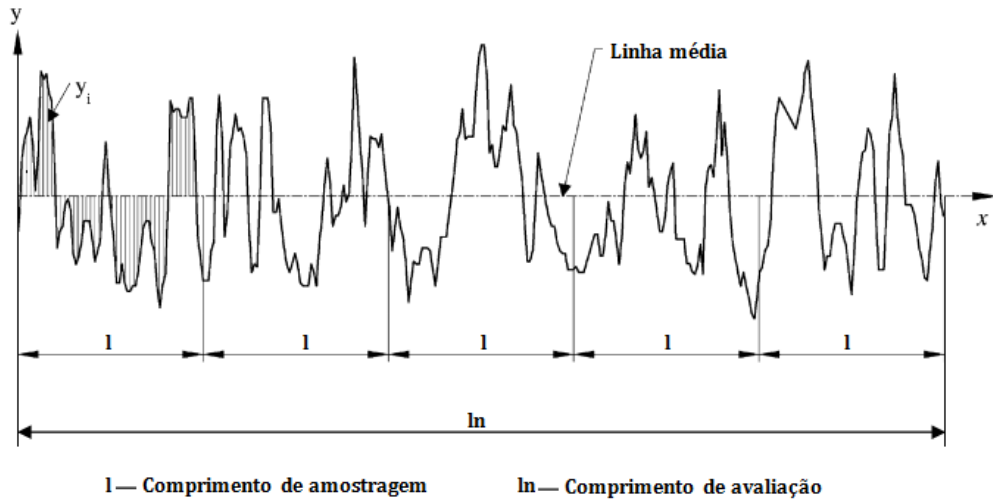


Figura 4.15 - Parâmetro de rugosidade R_a
 Fonte : Gadelmawla et al., 2002 (adaptada)

O parâmetro R_a , embora tenha suas vantagens, quando analisado isoladamente não permite uma correta avaliação do perfil de rugosidade, pois superfícies com diferentes características podem apresentar o mesmo valor de R_a mais não o mesmo desempenho quando em serviço (MACHADO et al., 2009).

Já o parâmetro R_t ou R_{max} , é utilizado quando se pretende determinar a altura máxima da rugosidade. Este parâmetro é muito sensível aos picos mais altos e mais baixos da superfície e é, portanto definido como a distância vertical entre o pico mais alto e o vale mais profundo do perfil avaliado conforme está representado na Figura 4.16 (GADELMAWLA et al., 2002).

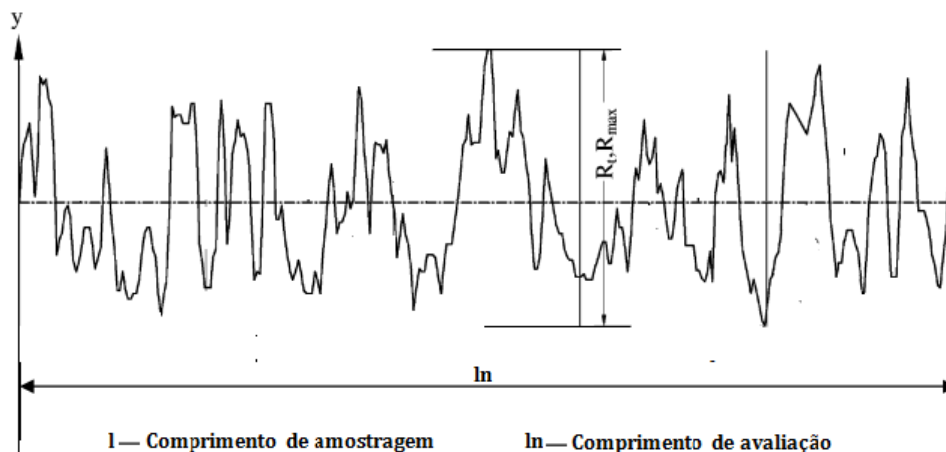


Figura 4.16 - Parâmetro de rugosidade R_t
 Fonte : Gadelmawla et al., 2002 (adaptada)

Segundo Machado et al. (2009), os parâmetros R_a e R_t podem ser calculados teoricamente, embora esses valores sejam apenas indicativos, uma vez que os valores reais estarão acrescidos de diversos outros fatores, como vibração e desgaste das arestas de corte, por exemplo. No processo de torneamento, se o avanço (f) é menor que o raio da ponta da ferramenta (r_ϵ), os valores R_a e R_t são calculados, aproximadamente, pelas Equações 1 e 2 respectivamente.

$$R_a = f^2 / 18\sqrt{3}. r_\epsilon = f^2 / 31,2. r_\epsilon \quad (\text{Eq. 1})$$

$$R_t = f^2 / 8. r_\epsilon \quad (\text{Eq. 2})$$

Em uma operação de usinagem na qual a ferramenta é nova, existe pouco contato entre as superfícies, não ocorre vibração e não há formação de aresta postiça de corte, então, a rugosidade será, teoricamente, formada pelas marcas de avanço deixadas na peça pela ferramenta (MACHADO et al., 2009).

A rugosidade sofre influência de vários parâmetros de usinagem, incluindo a geometria da ferramenta de corte, a geometria da peça, a rigidez da máquina-ferramenta, o material da peça, as condições de corte e o material da ferramenta (Nakaiama et al., 1966; Shouckry, 1982, In: MACHADO et al., 2009).

Grzesik (2008) avaliou a influência do desgaste da ferramenta na rugosidade no torneamento de aço endurecido, utilizando diferentes geometrias de ferramentas cerâmicas, e concluiu que as ferramentas de geometria *wiper* (multi-raios) proporcionam um melhor acabamento superficial quando trabalhando com avanços equivalentes aos da ferramenta de geometria convencional. Dobrando-se o avanço, a primeira ferramenta apresenta as mesmas marcas (aumento da rugosidade) que a segunda. Outro fator que contribuiu para o aumento da rugosidade, que está diretamente ligado ao tempo de corte é o desgaste da ferramenta. Os sulcos (entalhes) destas provocados pelo desgaste são copiados para o perfil da peça.

Ozel, Hsu & Zerem (2004) estudaram os efeitos da geometria da aresta de corte, da dureza da peça, do avanço e da velocidade de corte na rugosidade R_a da superfície do aço AISI H13 endurecido. Foram utilizadas ferramentas de PCBN com arestas chanfradas e arredondadas. As peças tiveram dureza de 51,3 e 54,7 HRc. Os

avanços foram de 0,05; 0,1 e 0,2mm/rot. As velocidades de corte foram 100 e 200 m/min. Os resultados indicaram que o efeito da geometria da aresta de corte é notavelmente significativo na rugosidade. As interações da dureza da peça com geometria da aresta, do avanço com a geometria da aresta, da velocidade de corte com o avanço são também importantes. Especialmente, a interação da aresta arredondada com a peça de menor dureza resultou em melhor rugosidade da superfície.

Sales & Ferreira (2005), usinando um aço comercialmente denominado de 300M, que é um melhoramento do aço AISI 4340, temperado e revenido com uma dureza média de 51 HRC, utilizando ferramentas cerâmicas CC650 de geometria convencional e raio de ponta alisador, avaliaram o comportamento da rugosidade R_a em função do número de peças usinadas. Para uma velocidade de 150m/min a ferramenta alisadora foi muito superior à geometria convencional. A partir da 19ª peça com a ferramenta convencional o limite de rugosidade ficou fora do proposto (R_a máximo de 0,60 μ m). Já com a ferramenta de ponta alisadora o resultado não ultrapassou em nenhum momento esse limite. Com esta ferramenta, avanço $f = 0,3$ mm/rot e profundidade a_p de 0,2mm, a 36ª peça (última usinada), a rugosidade R_a foi de 0,44 μ m. A experiência mostra que a rugosidade não aumenta linearmente com o desgaste das ferramentas. As curvas de valores de rugosidade oscilam à medida que as peças vão sendo usinadas. Segundo os pesquisadores isto é explicado pelo fato de os pequenos lascamentos “afiarem” a aresta de corte, que volta a uma condição ideal de corte.

4.6.2 Alterações subsuperficiais

As alterações subsuperficiais são provenientes de tensões residuais, mecânicas e altas temperaturas de corte envolvidas no processo. Podem ser:

- Deformação plástica;
- Alterações na microdureza;
- Micro ou macro trincas;
- Tensões residuais;
- Recristalização;

- Transformações de fases.

4.6.2.1 Deformação plástica

Quando submetidos a cargas os metais se deformam, e dependendo da resistência destes após cessar essas cargas, podem retomar sua forma original. Aumentando essas cargas, chega um ponto que estes se deformam plasticamente, ou seja, não mais recuperam suas formas.

De uma perspectiva atômica, a deformação plástica corresponde à quebra de ligações com os átomos vizinhos originais, seguida pela formação de novas ligações com novos átomos vizinhos, na medida em que um grande número de átomos ou moléculas se movem uns em relação aos outros; com a remoção da carga, eles não retornam a suas posições originais (CALLISTER, 2008).

Deformações plásticas geram rebarbas nas arestas usinadas de superfícies, que são consideradas como regiões propícias para início de trincas, portanto produzem uma integridade superficial de baixa qualidade (FARIAS, 2009).

A deformação plástica ocorre quando as forças do evento unitário de usinagem excedem a tensão média de escoamento do material, de tal modo, que a estrutura do material é deformada. Se a deformação de cisalhamento na superfície é severa aos grãos adjacentes à superfície, nenhum tipo de estrutura pode ser definido. A isto se dá o nome de camada branca de deformação plástica, conforme Figura 4.17. Se o processo de deformação for contínuo, trincas podem ocorrer (JAVIDI, RIEGER & EICHLSEDER, 2008).

Javidi, Rieger & Eichlseder (2008) analisaram a estrutura do material ABNT 4340 tratado termicamente para dureza de aproximadamente 350 HV e usinado no processo de torneamento. A Figura 4.18 apresenta uma micrografia com microscopia eletrônica de varredura (MEV) da área sub-superficial onde se pode observar a deformação provocada pelo processo. A região “A” indica a área onde não é possível distinguir a estrutura dos grãos originais, e logo abaixo é possível identificar a deformação plástica sofrida pela estrutura durante o processo.

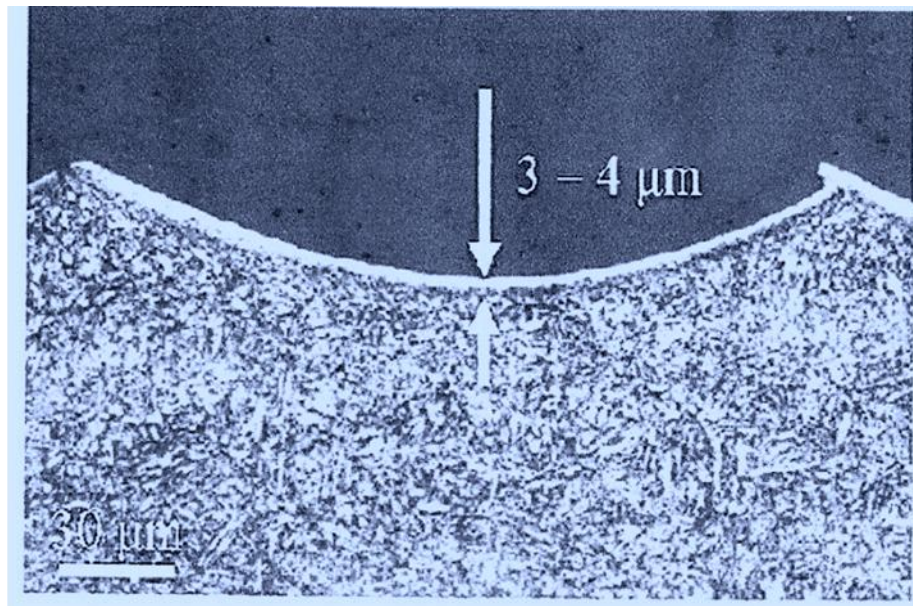


Figura 4.17 - Zona de deformação localizada em subsuperfície usinada (JAVIDI; RIEGER; EICHLSEDER, 2008).

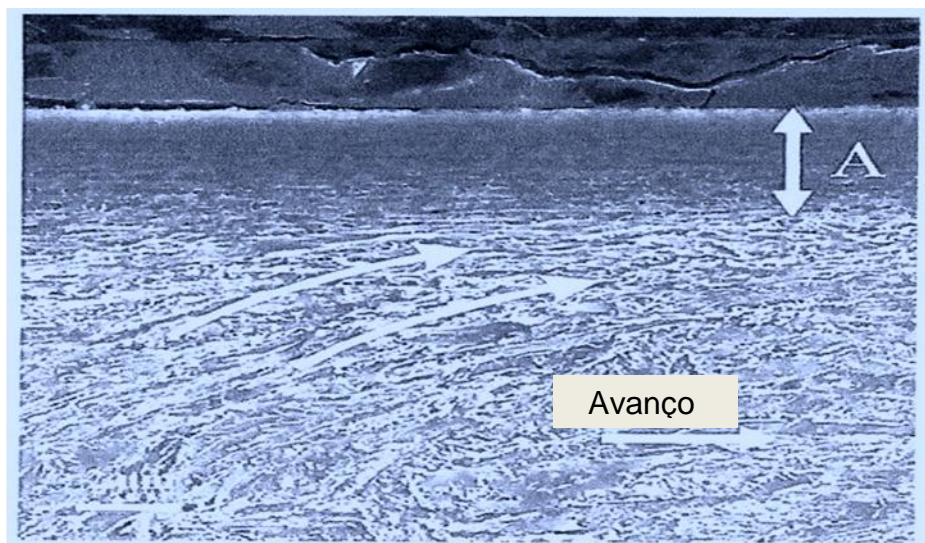


Figura 4.18 - Micrografia MEV da zona de deformação plástica localizada em subsuperfície usinada (JAVIDI; RIEGER; EICHLSEDER, 2008).

Umbrello (2011) observou o aumento da camada branca com o aumento da velocidade de corte no torneamento do aço AISI 52100 temperado e revenido tanto para dureza de 56,5 HRc quanto para dureza de 61 HRc, sendo esta resultado da alteração microestrutural com a geração de uma estrutura martensítica.

De acordo com Fernandes (2007) na retificação de aços temperados e revenidos, a queima gera um aumento da microdureza superficial em função da retêmpera do material que é uma consequência da sua reaustenitização, seguida da formação da martensita (denominada camada branca) não revenida. Estas alterações provocadas na camada superficial da peça acabam elevando sua fragilidade e deixando a peça propensa a fácil propagação de trincas.

4.6.2.2 Alterações na microdureza

Testes de dureza são muito utilizados em controle de qualidade de processos de fabricação e desenvolvimento de pesquisa. Dureza, embora empírica na natureza, pode ser correlacionada com resistência à tração para muitos metais, e é um indicador de resistência ao desgaste e ductilidade. Ensaios de microdureza são empregados em materiais de pouca espessura, para avaliar fases específicas ou alterações de microdureza em pequenas regiões, onde os testes de macrodureza não são viáveis.

No ensaio de microdureza Vickers é usada uma pirâmide de diamante com ângulo de diedro de 136° , que é comprimida com uma força arbitrária “F” < 1kgf contra a superfície do material. Calcula-se a área “A” da superfície impressa pela medição de suas diagonais.

As cargas de ensaio Vickers são normalmente em gramas-força (gf) e as diagonais medidas em micrômetros (μm). A medida de dureza é calculada conforme Equação 3.

$$HV = P/A = 2 P \text{ sen } (136 / 2) / d^2 \quad (\text{Eq. 3})$$

→ $HV = 1854,4 P / d^2$, onde:

P = força (gf),

d = comprimento médio da diagonal (μm).

A distância recomendada entre uma endentação e outra é de no mínimo 2,5 d. (ASTM E384 - 10, 2010).

As alterações na microdureza, em aços, são causadas pela formação de martensita não revenida ou deformação abaixo da temperatura de recristalização. O

reendurecimento é consequência da reaustenitização seguida pela formação de martensita não revenida.

Segundo Abrão & Aspinwall (1996), que executaram investigações de dureza em camadas subsuperficiais de peças temperadas e usinadas em diversas condições, foi identificada variação no perfil de dureza superficial nas amostras usinadas pelo processo de torneamento endurecido. Notou-se que a uma profundidade de aproximadamente 5 μm houve uma queda de dureza de até 200 HV em relação a dureza nominal (aproximadamente 800 HV) anterior ao processo de usinagem.

Kundrak et al (2010), analisaram as alterações de microdureza no torneamento duro com alta velocidade na condição a seco do aço 16MnCr5, equivalente ao AISI 5115, de dureza HV 700-780, 59-63 HRC, utilizando ferramenta de PcBN. Os parâmetros de corte foram $v_c = 180\text{m/min}$, $a_p = 0,05\text{mm}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$. Para as medições de microdureza a carga aplicada foi de 100 g durante 10 s, e a profundidade avaliada foi de até 1mm a partir da superfície. Como resultado foi observado que próximo à camada da superfície até a profundidade de 0,1mm a microdureza aumentou 100-150 HV, segundo os autores porquê a temperatura excedeu o nível de austenitização que para este aço é de 723°C, além da taxa de arrefecimento ter sido maior do que o valor necessário para o desenvolvimento da estrutura martensítica, não dando oportunidade para o desenvolvimento de bainita. Provavelmente segundo os autores, esta camada de superfície também contém alguma austenita retida.

4.6.2.3 Tensões residuais

As tensões residuais são definidas por Rossini et al., (2012) como tensões que permanecem no material após o seu processamento e na ausência de forças externas ou gradientes térmicos, e que podem ser geradas durante os processos de fabricação que envolvem a deformação do material, tratamento térmico, usinagem ou outras operações que transformam ou mudam as propriedades de um material.

A tensão residual é um requisito importante para a integridade superficial de componentes sensíveis a tensões e podem ser geradas principalmente por três efeitos (CHEN, ROWE & MCCORMACK, 2000).

- Tensões causadas pela expansão e contração térmica durante a operação de corte.
- Tensões devido à transformação de fase gerada pela alta temperatura de corte.
- Tensões induzidas pela deformação plástica não uniforme.

Os materiais sujeitos a tensão compressiva sofrem comportamento favorável nas suas propriedades mecânicas, podendo ter elevada a sua resistência à fadiga. Por outro lado, as tensões de tração afetam a resistência mecânica, o desgaste e a corrosão do material (BIANCHI, ALVES & AGUIAR, 2008).

4.6.2.4 Transformações de fases

As transformações de fases são também promovidas pelas altas temperaturas de usinagem. Na usinagem de aços pode ocorrer a formação de martensita frágil e não revenida, além da martensita revenida. Segundo Callister (2008), a transformação martensítica ocorre quando a taxa de resfriamento é rápida o suficiente para prevenir a difusão do carbono. Se o aço martensítico é aquecido até uma temperatura abaixo da eutetóide por um período de tempo específico, ele será revenido.

Vários danos térmicos podem ocorrer em retificação de aço temperado, incluindo a têmpera e re-endurecimento devido à formação de martensita frágil se a temperatura de trabalho é suficientemente elevada para causar a reaustenitização. Estes danos podem ser evitados se o processo de retificação é realizada de tal maneira que a temperatura máxima na zona de trabalho é mantido abaixo do valor mínimo para reaustenitização, normalmente perto da temperatura eutetóide do aço carbono e de muitos aços-liga (Silva et al, 2011).

4.7 Considerações finais

A literatura aponta resultados satisfatórios para as ferramentas de metais duros revestidos, cerâmicas mistas e PcBNs no torneamento de aços endurecidos e, em alguns casos, trabalhando com alta velocidade de corte. Alguns autores apontam maior eficiência para os PcBNs devido sua vida útil bastante prolongada, outros apontam as cerâmicas mistas que proporcionam menor custo por aresta, e existem registros da aplicação dos metais duros revestidos com velocidades acima das convencionais, também com bons resultados.

Com relação aos métodos de lubrificação, a utilização de fluido de corte por jorro proporciona melhores acabamentos superficiais e maior vida da ferramenta. Mas este método eleva os custos, além de causar transtornos ao meio ambiente e doenças de pele e respiratórias aos operadores de máquinas. Elevando-se a velocidade de corte na usinagem de materiais endurecidos, alguns autores verificaram que a força de corte diminui, melhorando a usinabilidade. Entretanto, o aumento da temperatura na região de corte compromete a integridade superficial, aumentando a dureza na subsuperfície usinada. A usinagem totalmente a seco que poderia ser uma solução, acelera o desgaste das ferramentas de corte e precisa ser melhor estudada. O método de Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL) tem a vantagem de se usar em pequenas quantidades óleos vegetais, que são menos agressivos e possuem boas propriedades de fluidez, redução de atrito, atoxicidade e biodegradabilidade. Os bons resultados dessa técnica, como o projeto da montadora Ford dos Estados Unidos, que comprovou sua eficiência em produtividade e qualidade em relação à lubrificação convencional, e a possibilidade de abrandar os efeitos negativos da usinagem a seco, torna esse método bastante promissor (STOLL, 2008).

Através de uma análise de combinação dos parâmetros de corte, levando-se em consideração a economia do processo (velocidade econômica de corte, custo da aresta e com a utilização de fluidos), a preservação do meio ambiente e das condições de saúde e a qualidade final das peças acabadas, o processo de usinagem de aços endurecidos com alta velocidade pode ser uma alternativa à retificação tradicional, que além de poluir o ar eleva muito os custos.

5 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

O trabalho experimental foi realizado no Laboratório de Manufatura do Departamento de Engenharia Mecânica da Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais e no Departamento de Engenharia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais - CEFET/MG.

5.1 Materiais e equipamentos

5.1.1 Corpo de Prova

Os corpos de prova para o desenvolvimento do projeto, Figura 5.1, foi o aço ABNT 4340 temperado e revenido com dureza de 50-52HRc conforme o certificado de qualidade do tratamento térmico. A Tabela 5.1 apresenta a composição química do material.

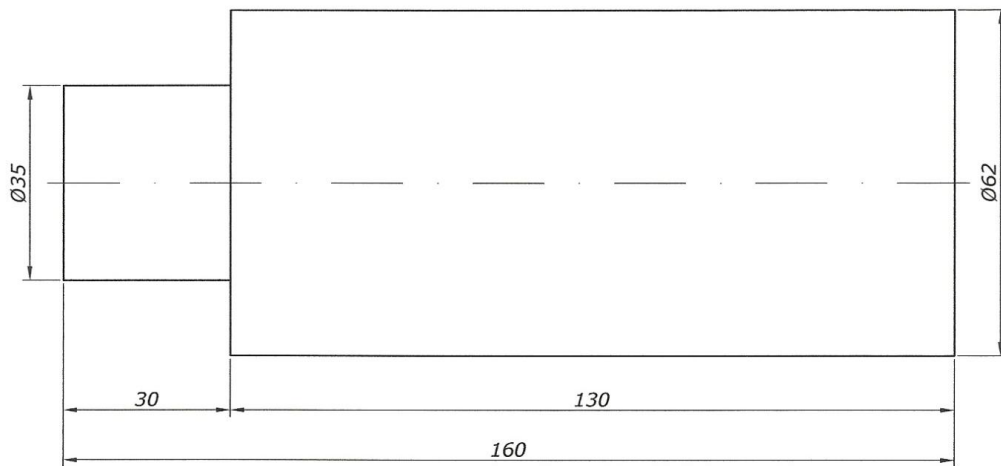


Figura 5.1 Corpo de prova utilizado na experimentação

Tabela 5.1 - Composição química do aço ABNT 4340 em %

C	Mn	P	Si	S	Cr	Ni	Mo	Al
0,38	0,66	0,03	0,21	0,011	0,74	1,66	0,22	0,021
Cu	Co	V	Ti	Sn	N	H	Fe	
0,052	0,04	0,04	0,003	0,0012	0,72ppm	4,7ppm	Balanço	

5.1.2 Ferramentas de corte

Foram utilizadas ferramentas de corte do fabricante SANDVIK, conforme descrição:

- Metal duro sem revestimento com geometria ISO SNMG 120408-SM e classe H13A (ISO H20);
- Metal duro revestido com $Ti(C, N) + Al_2O_3 + TiN$ com geometria ISO SNMG 120408-PM e classe GC4215 (ISO P15);
- Cerâmica mista a base de $Al_2O_3 + TiC$ sem revestimento com geometria ISO SNGA 120408 -T01020 e classe CC650 (ISO H05);
- Cerâmica mista a base de $Al_2O_3 + TiC$ revestida com TiN com geometria ISO SNGA 120408 - S01525 e classe CC6050 (ISO H05);
- PcBN revestido com TiN com concentração de 50% de cBN com geometria ISO SNGA 120408 e classe CB7050 (ISO H25);
- Porta ferramenta: DSSNR 2525M 12.

A ferramenta H13A é uma classe de metal duro sem cobertura. Combina boa resistência ao desgaste por abrasão e tenacidade para torneamento de materiais endurecidos em baixas velocidades. A ferramenta GC4215 é uma classe de metal duro com cobertura CVD para acabamento e desbaste de aços e aços fundidos em aplicações com cortes contínuos a levemente interrompidos. Substrato com gradiente otimizado em dureza e tenacidade e cobertura resistente ao desgaste. É capaz de resistir a altas temperaturas sem sacrifício da segurança da aresta em aplicações com e sem refrigeração, de acordo com o catálogo do fabricante (SANDVIK, 2012).

A ferramenta CC650 é uma cerâmica mista a base de $Al_2O_3 + TiC$ sem cobertura com boas propriedades térmicas e boa resistência ao desgaste. A ferramenta CC6050 é uma cerâmica mista à base de $Al_2O_3 + TiC$ revestida pelo processo PVD com cobertura de TiN com boas propriedades térmicas e boa resistência ao desgaste. São recomendadas primeiramente para acabamento leve e contínuo, de acordo com o catálogo do fabricante (SANDVIK, 2012).

Todas as ferramentas são indicadas pelo fabricante para a usinagem de aços endurecidos.

A Tabela 5.2 apresenta os diversos ângulos após montagem no suporte.

Tabela 5.2 - Ângulos apresentados das ferramentas após montagem no suporte

Ângulo de posição	Ângulo de ponta	Ângulo de saída	Ângulo de inclinação	Ângulo de folga
$X_r = 45^\circ$	$\epsilon_r = 90^\circ$	$\gamma_o = -6^\circ$	$\lambda_s = -5^\circ$	$\alpha_o = 6^\circ$

5.1.3 Equipamentos

A máquina ferramenta utilizada foi um torno CNC marca ROMI modelo Centur 30D com potência do motor 7,35kw e rotação máxima do eixo principal 4000rpm.

Para medição do desgaste das ferramentas foi utilizado um microscópio ferramenteiro da marca Mitutoyo e modelo TM com aumento de 30X e resolução de 0,010mm conforme Figura 5.2.

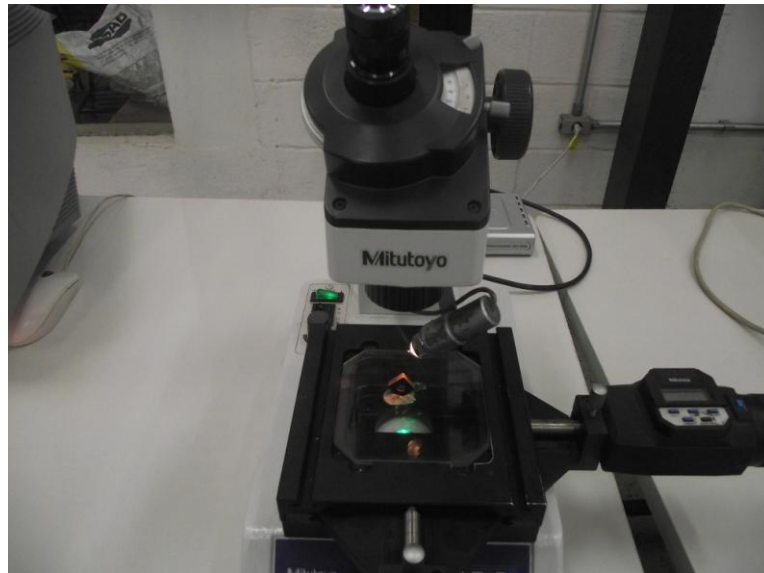


Figura 5.2 Microscópio ferramenteiro utilizado no projeto

A rugosidade dos corpos de prova foi medida com um rugosímetro portátil da marca Taylor Hobson Surtronic 3+, apoiado em prisma em "V", conforme mostra a Figura 5.3.



Figura 5.3 Rugosímetro portátil utilizado no projeto.

A microdureza foi medida com um microdurômetro da marca SHIMADZU ilustrado na Figura 5.4, utilizando um programa de computador que faz a medição direta, calculando as diagonais de impressão e tirando a média, fornecendo a microdureza Vickers, conforme Figura 5.5.

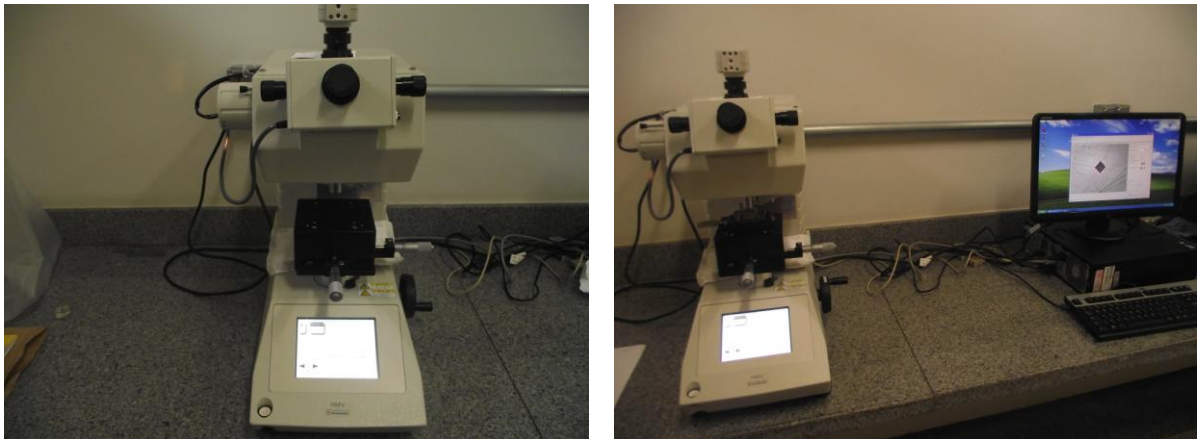


Figura 5.4 Microdurômetro utilizado para análise de microdureza.

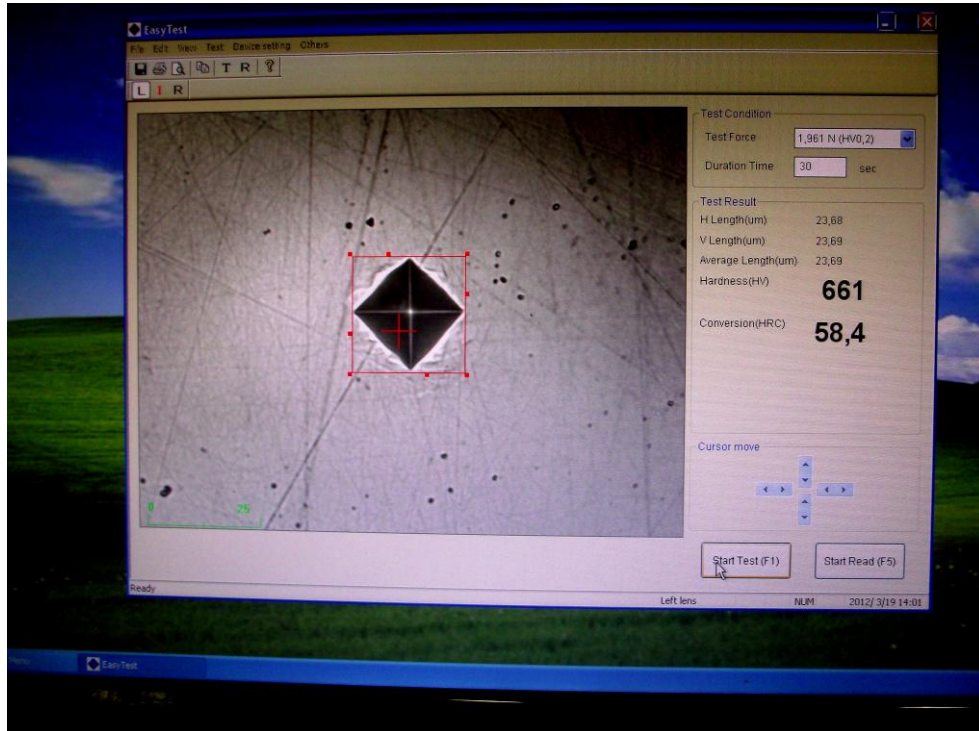


Figura 5.5 Dados de teste de microdureza da peça.

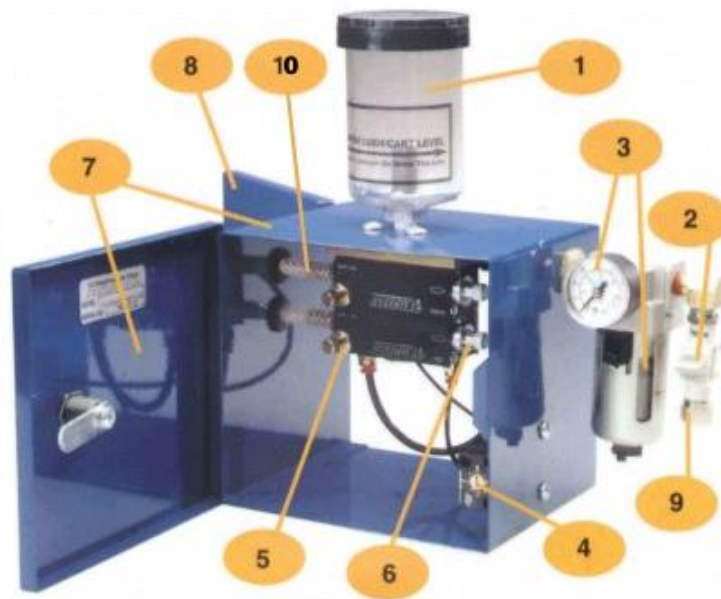
Para avaliação da microestrutura foi utilizado um microscópio eletrônico de varredura da marca SHIMADZU SSX-550, conforme Figura 5.6.



Figura 5.6 Microscópio Eletrônico de Varredura utilizado na avaliação da microestrutura

Para a medição da concentração do fluido de corte aplicado na forma de jorro foi utilizado um refratômetro portátil ATAGO série MASTER- α , Brix 0.0 a 33.0%.

Para a aplicação da técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL) foi utilizado um equipamento aplicador *Accu-Lube* fornecido pela *ITW-Chemical Products Ltda*, conforme Figura 5.7.



1. Reservatório 300 ml;
2. Registro de acionamento;
3. Manômetro e filtro de ar (deve atuar entre 80 e 150 psi ou 5,6 e 10,5 kgf/cm²);
4. Gerador de frequência (sentido horário aumenta frequência);
5. Bomba pneumática de ajuste individual;
6. Ajuste do fluxo de lubrificante;
7. Caixa metálica;
8. Furos de montagem ou bases magnéticas para fixação rápida;
9. Entrada de ar (mínimo 80 psi ou 5,6 kgf/cm²);
10. Saída para o bocal aplicador.

Figura 5.7 - Equipamento utilizado com a técnica de Mínima Quantidade de Lubrificante - MQL (Aplicador *Accu-Lube*[®]).

Para a montagem da unidade de ar comprimido foi construído um cavalete com as finalidades de acoplar o medidor de vazão de ar comprimido e o transporte do

mesmo. Para efetuar a medição com precisão da vazão de ar comprimido foi adquirido um medidor tipo turbina 1/2" - gás SVTG com indicador de vazão ligado à unidade distribuidora de fluido de corte conforme Figura 5.8.

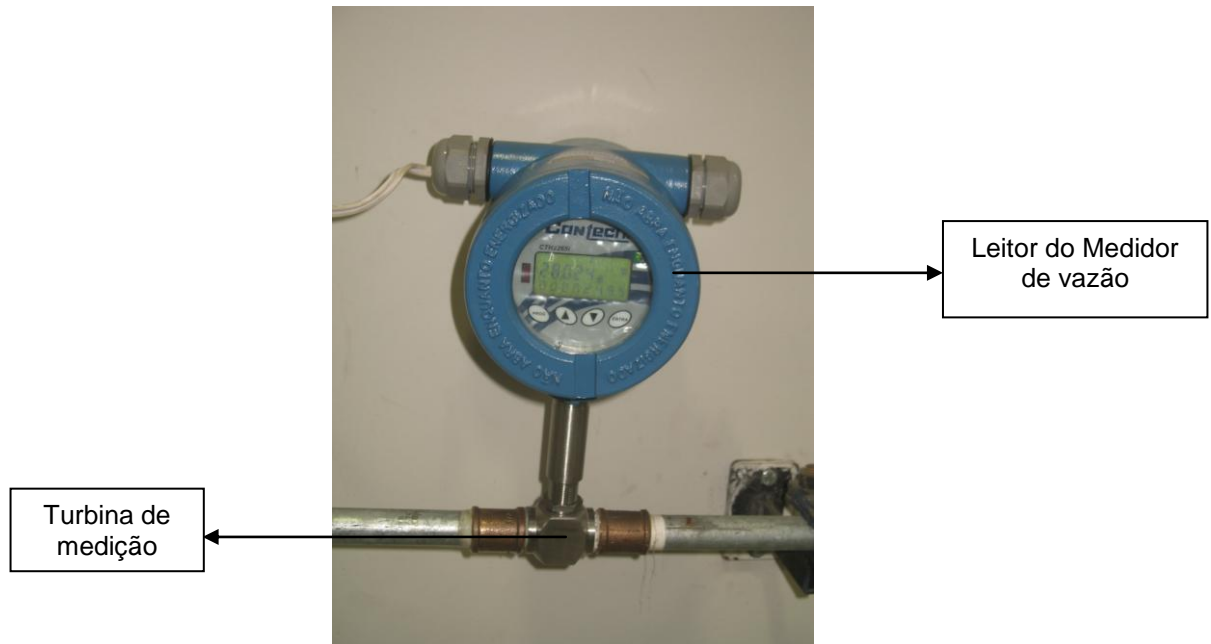


Figura 5.8 - Medidor de Vazão de Ar Comprimido.

Para a utilização da técnica de MQL foi necessário construir um bocal com entradas distintas de ar e óleo, conforme Figura 5.9. O projeto do bocal permitiu um jato (ar + lubrificante) sem a formação de névoa no ambiente de trabalho.

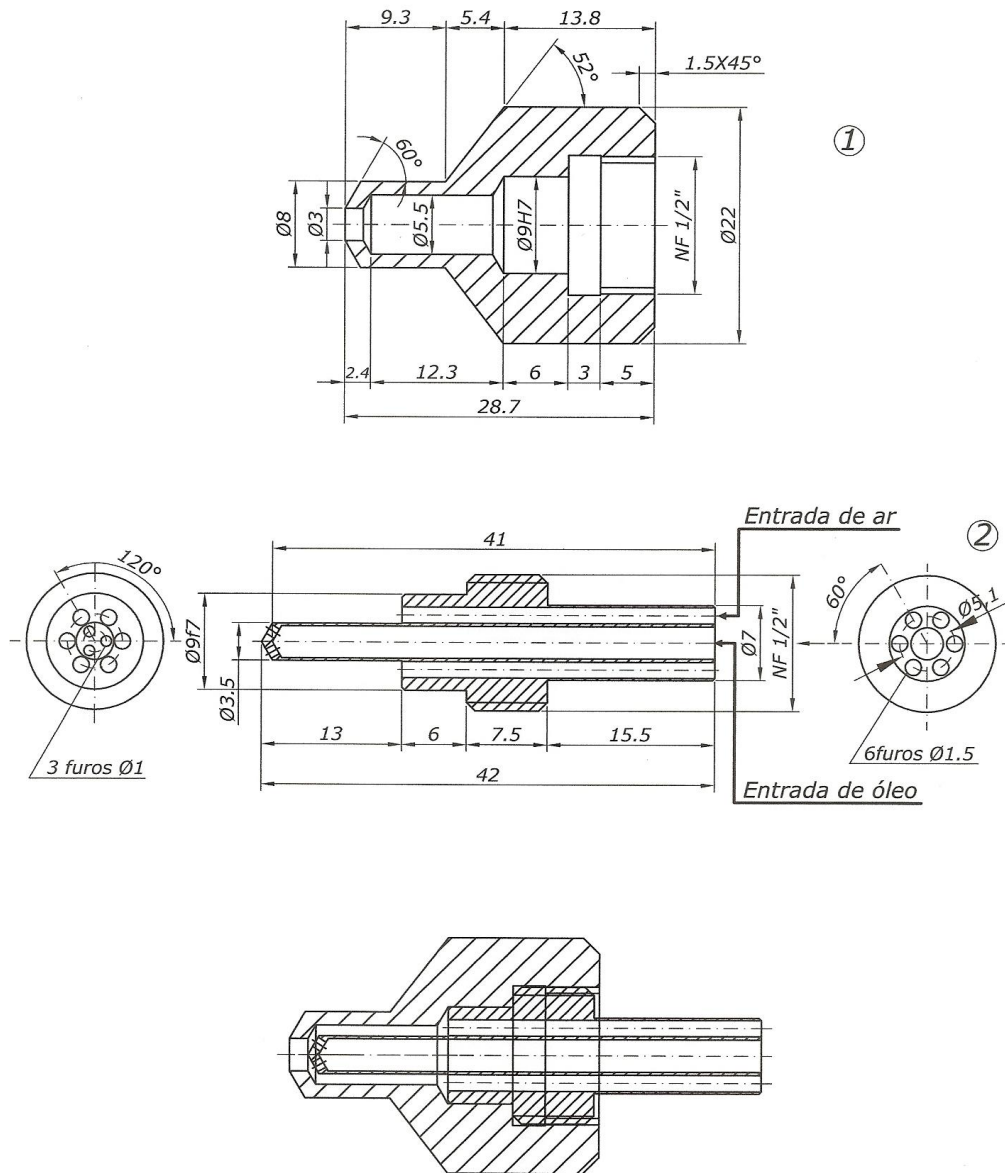


Figura 5.9 Bocal projetado para a utilização da técnica de MQL.

A Figura 5.10 apresenta a montagem para os experimentos, com a fixação da peça, ferramenta e o bico injetor da mistura, utilizado no sistema de MQL.



Figura 5.10 Montagem para realização dos experimentos.

5.2 Metodologia

Para avaliar a rigidez do torno CNC e a eficiência de cada ferramenta, sob vários parâmetros de corte pretendidos amparados por pesquisas já realizadas por outros autores, bem como a influência dos métodos de lubri-refrigeração, foi necessário realizar uma série de pré-testes.

Os pré-testes foram feitos com os mesmos corpos de prova que foram utilizados nos testes definitivos, variando-se a velocidade de corte e o avanço, sendo que a profundidade de corte foi mantida constante. Após cada passada (comprimento de corte de 130mm), foi analisada visualmente o estado da aresta das ferramentas, interrompendo os testes quando o desgaste ficou evidente e/ou o estado de acabamento das peças ficou comprometido, retirando então a ferramenta para medição do desgaste no microscópio ferramenteiro.

Nos testes definitivos com velocidades altas de corte, após cada passada (comprimento de corte de 130mm) foi feita a medição do desgaste e da rugosidade, parâmetros R_a e R_t . Com velocidades de corte baixas as medições foram feitas depois de duas ou três passadas. O rugosímetro foi ajustado para um comprimento de amostragem de 0,8mm. O corpo de prova e a ferramenta foram trocados quando a ferramenta atingiu o fim de vida, adotando ainda um tempo de corte máximo de 30 minutos ou um número de 20 passadas, o que ocorresse primeiro. O critério adotado para fim de vida da ferramenta foi o desgaste de flanco máximo $VB_{Bmax} = 0,6\text{mm}$ conforme recomendação da Norma ISO 3685 (1993). Como algumas ferramentas cerâmicas sofreram nos pré-testes lascamentos pouco antes do fim de vida estabelecido, adotou-se um desgaste máximo de 0,5mm, por precaução.

5.2.1 Parâmetros de corte

Para a realização dos pré-testes foram analisados sob condições de corte a seco, os seguintes parâmetros de corte:

- Velocidades de corte (v_c): 100; 200; 300; 400 e 500m/min
- Avanços (f): 0,05; 0,10; e 0,15 mm/rot
- Profundidade de usinagem (a_p): 0,25mm

Sob condições de fluido de corte por jorro, os seguintes parâmetros:

- Velocidades de corte (v_c): 200; 400 e 500m/min
- Avanço (f): 0,10mm/rot
- Profundidade de usinagem (a_p): 0,25mm

Os parâmetros de corte utilizados nos testes definitivos estão apresentados na Tabela 5.3:

Tabela 5.3. Condições de corte de usinagem

v_c (m/min)	f (mm/rot)	a_p (mm)
100	0,08	0,25
200	0,08	0,25
300	0,08	0,25
450	0,08	0,25
100	0,12	0,25
200	0,12	0,25
300	0,12	0,25
450	0,12	0,25

A profundidade de corte constante de 0,25mm é justificada por ser operação de acabamento. A velocidade de corte de 100m/min foi utilizada com a ferramenta de metal duro revestido. As velocidades de corte de 200 e 300m/min foram testadas com as ferramentas cerâmicas com resultados satisfatórios. A velocidade de corte de 500m/min que também foi utilizada com as cerâmicas provocou a quebra prematura destas e foi substituída pela velocidade de 450m/min. O avanço de 0,08mm/rot foi amplamente usado em pesquisas como avanço de acabamento, e foi adotado nos testes definitivos, já que nos pré-testes o avanço de 0,05mm/rot, com a ferramenta cerâmica CC6050 resultou em vibrações. O avanço de 0,12mm/rot (50% a mais) foi utilizado como avanço máximo para não prejudicar a rugosidade, e verificar a influência do avanço nas variáveis de saída analisadas.

5.2.2 Métodos de lubrificação

Os métodos de lubrificação utilizados nos experimentos foram:

- A seco
- Com fluido de corte por jorro
- MQL (Mínima Quantidade de Lubrificante)

Para o método com fluido de corte por jorro foi utilizado o fluido semi-sintético Mecafuid S2000, fabricado pela Tutela na concentração de 8% em volume com a vazão de aproximadamente 93 l/min.

No método de MQL foi utilizado o lubrificante LB 1000 fornecido pelo fabricante do equipamento, sendo que a vazão do ar foi regulada para 17 m³/h com velocidade de 126 m/s a uma pressão de 6,5 kgf/cm². A vazão do lubrificante foi regulada para 20 ml/h.

5.2.3 Matriz de experimentos

O corpo de prova foi fixado na placa de três castanhas e contra ponta giratória. Após a usinagem cada corpo de prova e cada aresta das ferramentas foram identificados com uma numeração e seus parâmetros de corte, método de lubrificação e ferramenta utilizada, conforme apresentado na Tabela 5.4, para análise dos resultados e discussões.

Para cada teste foi feita uma réplica para assegurar a confiabilidade dos resultados e em alguns casos um terceiro teste.

Tabela 5.4. Matriz de Experimentos com Réplica.

Amostra	Vc	f	Lubri-Refriger.	Ferramenta	Amostra	Vc	f	Lubri-Refriger.	Ferramenta
1	300	0,08	A seco	Cerâmica 6050	52	450	0,12	Com fluido	Cerâmica 6050
2	300	0,08	A seco	Cerâmica 6050	53	300	0,08	Com fluido	PCBN 7050
3	200	0,08	A seco	Cerâmica 6050	54	300	0,08	Com fluido	PCBN 7050
4	200	0,08	A seco	Cerâmica 6050	55	450	0,08	Com fluido	PCBN 7050
5	450	0,08	A seco	Cerâmica 6050	56	450	0,08	Com fluido	PCBN 7050
6	450	0,08	A seco	Cerâmica 6050	57	300	0,12	Com fluido	PCBN 7050
7	300	0,12	A seco	Cerâmica 6050	58	300	0,12	Com fluido	PCBN 7050
8	300	0,12	A seco	Cerâmica 6050	59	450	0,12	Com fluido	PCBN 7050
9	200	0,12	A seco	Cerâmica 6050	60	450	0,12	Com fluido	PCBN 7050
10	200	0,12	A seco	Cerâmica 6050	61	300	0,08	Com fluido	Cerâmica 650
11	450	0,12	A seco	Cerâmica 6050	62	300	0,08	Com fluido	Cerâmica 650
12	450	0,12	A seco	Cerâmica 6050	63	450	0,08	Com fluido	Cerâmica 650
13	300	0,08	A seco	PCBN 7050	64	450	0,08	Com fluido	Cerâmica 650
14	300	0,08	A seco	PCBN 7050	65	300	0,12	Com fluido	Cerâmica 650
15	200	0,08	A seco	PCBN 7050	66	300	0,12	Com fluido	Cerâmica 650
16	200	0,08	A seco	PCBN 7050	67	450	0,12	Com fluido	Cerâmica 650
17	450	0,08	A seco	PCBN 7050	68	450	0,12	Com fluido	Cerâmica 650
18	450	0,08	A seco	PCBN 7050	69	200	0,08	Com fluido	M. Duro 4215
19	300	0,12	A seco	PCBN 7050	70	200	0,08	Com fluido	M. Duro 4215
20	300	0,12	A seco	PCBN 7050	71	200	0,12	Com fluido	M. Duro 4215
21	200	0,12	A seco	PCBN 7050	72	200	0,12	Com fluido	M. Duro 4215
22	200	0,12	A seco	PCBN 7050	73	300	0,08	MQL	Cerâmica 6050
23	450	0,12	A seco	PCBN 7050	74	300	0,08	MQL	Cerâmica 6050
24	450	0,12	A seco	PCBN 7050	75	450	0,08	MQL	Cerâmica 6050
25	100	0,08	A seco	M. Duro 4215	76	450	0,08	MQL	Cerâmica 6050
26	100	0,08	A seco	M. Duro 4215	77	300	0,12	MQL	Cerâmica 6050
27	200	0,08	A seco	M. Duro 4215	78	300	0,12	MQL	Cerâmica 6050
28	200	0,08	A seco	M. Duro 4215	79	200	0,12	MQL	Cerâmica 6050
29	100	0,12	A seco	M. Duro 4215	80	200	0,12	MQL	Cerâmica 6050
30	100	0,12	A seco	M. Duro 4215	81	450	0,12	MQL	Cerâmica 6050
31	200	0,12	A seco	M. Duro 4215	82	450	0,12	MQL	Cerâmica 6050
32	200	0,12	A seco	M. Duro 4215	83	300	0,08	MQL	PCBN 7050
33	300	0,08	Com fluido	Cerâmica 6050	84	300	0,08	MQL	PCBN 7050
34	300	0,08	Com fluido	Cerâmica 6050	85	450	0,08	MQL	PCBN 7050
35	200	0,08	Com fluido	Cerâmica 6050	86	450	0,08	MQL	PCBN 7050
36	200	0,08	Com fluido	Cerâmica 6050	87	300	0,12	MQL	PCBN 7050
37	300	0,08	A seco	Cerâmica 650	88	300	0,12	MQL	PCBN 7050
38	300	0,08	A seco	Cerâmica 650	89	450	0,12	MQL	PCBN 7050
39	450	0,08	A seco	Cerâmica 650	90	450	0,12	MQL	PCBN 7050
40	450	0,08	A seco	Cerâmica 650	91	200	0,08	MQL	M. Duro 4215
41	300	0,12	A seco	Cerâmica 650	92	200	0,08	MQL	M. Duro 4215
42	300	0,12	A seco	Cerâmica 650	93	200	0,12	MQL	M. Duro 4215
43	450	0,12	A seco	Cerâmica 650	94	200	0,12	MQL	M. Duro 4215
44	450	0,12	A seco	Cerâmica 650	95	300	0,08	MQL	Cerâmica 650
45	450	0,08	Com fluido	Cerâmica 6050	96	300	0,08	MQL	Cerâmica 650
46	450	0,08	Com fluido	Cerâmica 6050	97	450	0,08	MQL	Cerâmica 650
47	300	0,12	Com fluido	Cerâmica 6050	98	450	0,08	MQL	Cerâmica 650
48	300	0,12	Com fluido	Cerâmica 6050	99	300	0,12	MQL	Cerâmica 650
49	200	0,12	Com fluido	Cerâmica 6050	100	300	0,12	MQL	Cerâmica 650
50	200	0,12	Com fluido	Cerâmica 6050	101	450	0,12	MQL	Cerâmica 650
51	450	0,12	Com fluido	Cerâmica 6050	102	450	0,12	MQL	Cerâmica 650

5.2.4 Análise da microestrutura

As amostras para análise de microestrutura foram embutidas em acrílico auto polimerizante, lixadas com lixas de granulometria 240, 320, 400 e 600, polidas com pasta de diamante grão 9 μ m e 3 μ m e atacadas com nital a 3%. Após a preparação das amostras estas foram analisadas no microscópio óptico e em seguida no microscópio eletrônico de varredura (MEV).

5.2.5 Medição de microdureza

Para a medição da microdureza foi utilizada uma carga de 200 gramas aplicada durante 30 segundos. As amostras para análise da microdureza foram preparadas como as de microestrutura (embutidas, lixadas e polidas), conforme desenho da Figura 5.12-A, sendo que a distância entre as impressões foi definida após medição da diagonal média, adotando-se um valor maior que duas vezes e meia conforme a norma ASTM E384 - 10 (2010). Foram feitas oito medições e uma réplica em uma superfície que foi aplanada por lixamento e polimento, sendo que a cada medida a impressão afastava-se da superfície torneada em direção ao centro da superfície lixada. Desta forma, quanto mais afastado da superfície torneada em direção ao centro, mais abaixo da camada usinada era feito o teste, como demonstrado na Figura 5.12-B, sendo que a distância da superfície torneada é calculada conforme Equação 4.

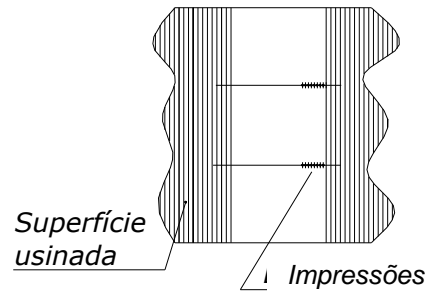
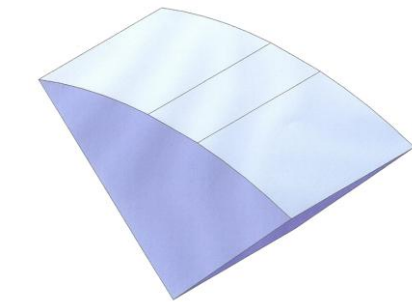
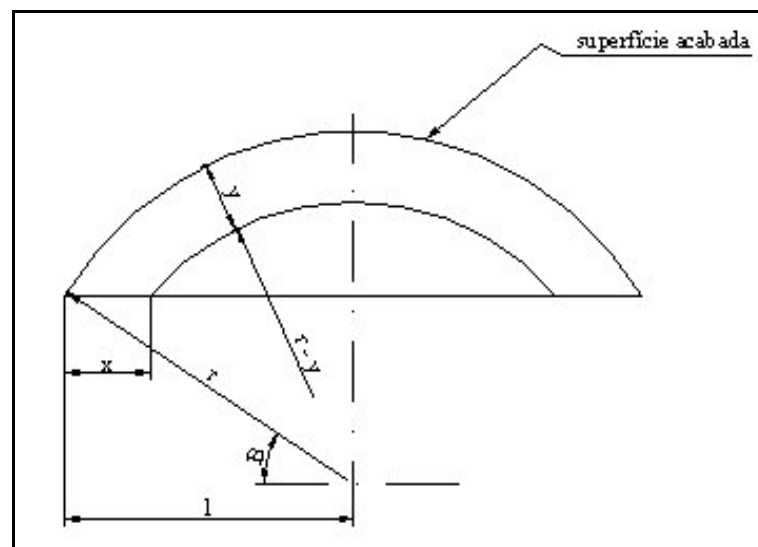
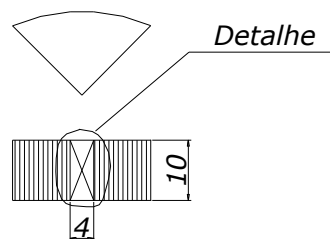
**A****B**

Figura 5.11 - desenho das amostras com o método utilizado para medir microdureza

A diagonal média das endentações ficou na faixa de 0,025mm (25 μ m). Duas vezes e meia esse valor corresponde a 0,0625mm. Adotamos então um valor de 0,080mm para as distâncias entre as endentações (x).

Da lei dos cossenos tem-se que:

$$(r-y)^2 = r^2 + x^2 - 2rx \cos\beta$$

Como $\cos\beta = l/r$, tem-se:

$$(r-y)^2 = r^2 + x^2 - 2xl$$

$$r^2 - 2ry + y^2 = r^2 + x^2 - 2xl$$

$$y^2 - 2ry + (2lx - x^2) = 0$$

Finalmente,

$$y = r - \sqrt{r^2 - (2lx - x^2)} \quad (\text{Eq. 4})$$

A razão x/y representa a taxa de ampliação da área a ser observada.

Como se pode notar pelo esquema, o comprimento x será maior que o comprimento y , logo a razão entre essas duas medidas será maior que um, provando assim que se tem uma ampliação da área a ser observada. O deslocamento de x , em cada medição, foi de 80 a 640 μm , o que proporciona, após o cálculo de y , uma profundidade de 5 a 40 μm aproximadamente.

6 RESULTADOS E DISCUSSÃO

6.1 Desgaste das ferramentas

Em geral, diferentes mecanismos de desgaste são evidentes em todas as ferramentas. O desgaste de flanco prevaleceu, embora tenha sido notados indícios de desgaste de cratera na superfície de saída de algumas ferramentas. Na maioria das ferramentas cerâmicas na condição de avanço mais alto (0,12mm/rot), a ocorrência de lascamento foi muito frequente.

6.1.1 Ferramentas de metal duro H13A e GC4215

As ferramentas de metal duro (H13A e GC4215) foram utilizadas numa faixa de velocidade de transição entre condição convencional e de alta velocidade de corte (100 e 200m/min), pois com a tentativa de velocidade de corte de 300m/min, sofreram lascamento na primeira passada. Comparando o desempenho das ferramentas de metal duro nos pré-testes, a com revestimento (GC4215) teve um melhor desempenho, principalmente com a velocidade de corte de 100m/min, na condição a seco. Com a utilização do fluido de corte, em que foi utilizado apenas a velocidade de corte de 200m/min e avanço de 0,10mm/rot, seu desempenho foi nitidamente superior ao da sem revestimento (H13A), conforme Tabelas 1, 2 e 3 no Apêndice I. Devido o baixo desempenho da ferramenta de metal duro H13A, foi utilizada nos testes definitivos apenas a ferramenta de metal duro GC4215.

6.1.1.1 Condição de corte a seco para ferramenta de metal duro GC4215

Trabalhando a seco com velocidade de corte de 100m/min e avanço de 0,08mm/rot, a ferramenta de metal duro revestido obteve um desempenho excelente, considerando que o corpo de prova tem dureza de 52 HRc e que a velocidade de corte indicada pelo fabricante para o torneamento de aços com dureza de 45 HRc com avanço de 0,10mm/rot é de 65m/min. Depois 1820mm de comprimento, o desgaste era de apenas 0,458mm (Figura 6.1), com um tempo de corte de 39min. O teste foi interrompido, pois estipulou-se um tempo máximo de corte de 30 minutos e/ou 20 passadas.

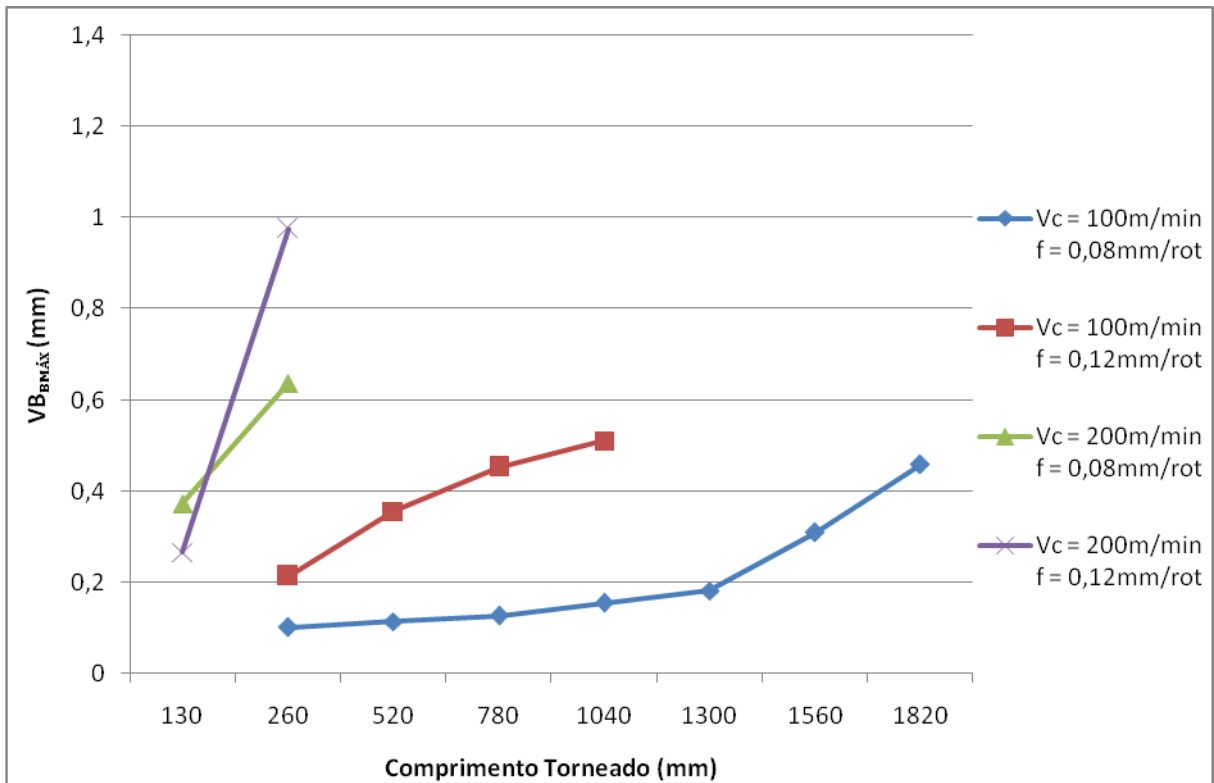


Figura 6.1 – Desgaste $VB_{BMÁX}$ em função do comprimento torneado para a ferramenta de metal duro GC4215 na condição a seco.

Aumentando o avanço para 0,12mm/rot, com 100m/min de velocidade de corte o resultado pode ainda ser considerado satisfatório, já que foi torneado 1040mm com um desgaste de 0,506mm e o tempo de corte foi de 16 min.

Com a velocidade de 200m/min e avanço de 0,08mm/rot, foi possível toronar 260mm com o desgaste chegando a 0,632mm. Com o avanço de 0,12 mm/rot e velocidade de 200m/min com as 2 passadas (260mm), o desgaste chegou a 0,975mm.

De uma maneira geral, os desgastes que ocorreram na ferramenta de metal duro GC4215 não são provenientes de um único mecanismo, mas sim de uma combinação de vários deles. As características do aço ABNT 4340 endurecido (presença de carbeto, resistência à alta temperatura e tendência ao endurecimento por deformação), ocasionaram intenso desgaste nas ferramentas proporcionando um tempo de vida reduzido, principalmente com velocidade de corte de 200m/min a seco e com MQL. Provavelmente o revestimento tenha sido arrancado prematuramente por *attrition* (aderência por arrastamento) ou lascamento.

Podemos verificar pelas Figuras 6.2 e 6.3 que os mecanismos de desgastes predominantes foram provavelmente abrasão e adesão, ocorrendo também possível deformação plástica por cisalhamento a altas temperaturas pelo aspecto da cratera formada.

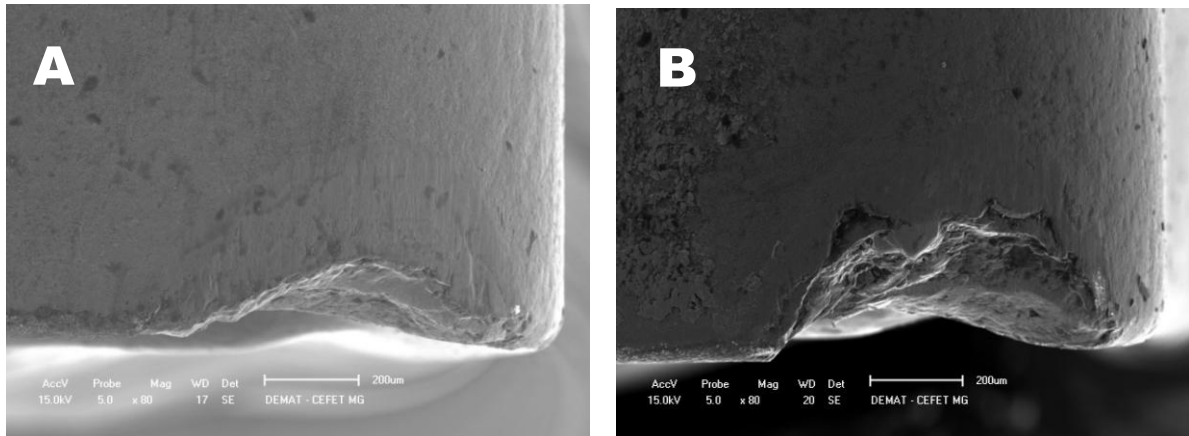


Figura 6.2 – Fotografia MEV do desgaste da ferramenta de metal duro revestido com $v_c = 100\text{m/min}$ a seco. (A) $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $f = 0,12\text{mm/rot}$.

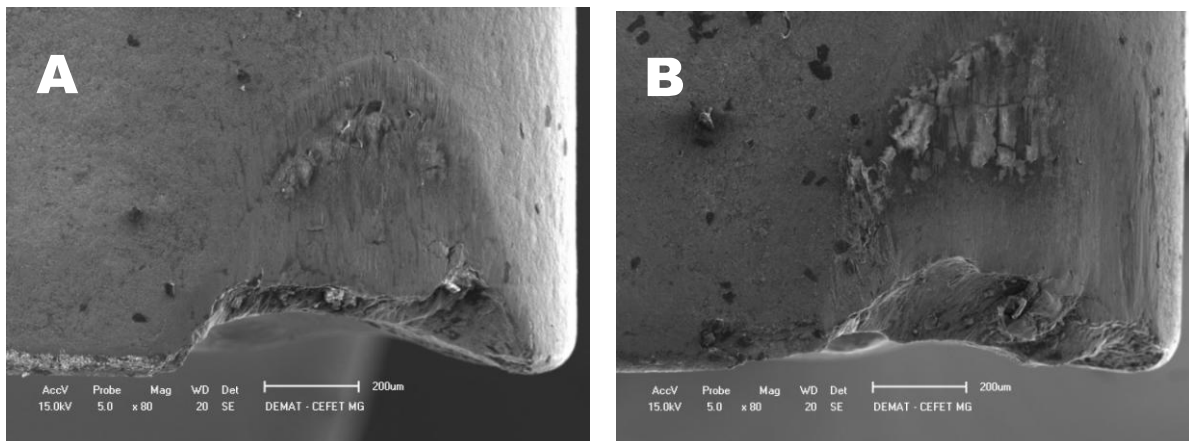


Figura 6.3 – Fotografia MEV do desgaste da ferramenta de metal duro revestido com $v_c = 200\text{m/min}$ a seco. (A) $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $f = 0,12\text{mm/rot}$.

6.1.1.2 Método de lubrificação por jorro para ferramenta de metal duro GC4215

Com a utilização de fluido de corte por jorro, para velocidade de 200m/min e avanço de $0,08\text{mm/rot}$, foi possível toronar 1430mm de comprimento com o desgaste chegando a $0,479\text{mm}$. Aumentando o avanço para $0,12\text{mm/rot}$ foi possível toronar 650mm de comprimento com um desgaste de $0,434\text{mm}$, conforme Figura 6.4.

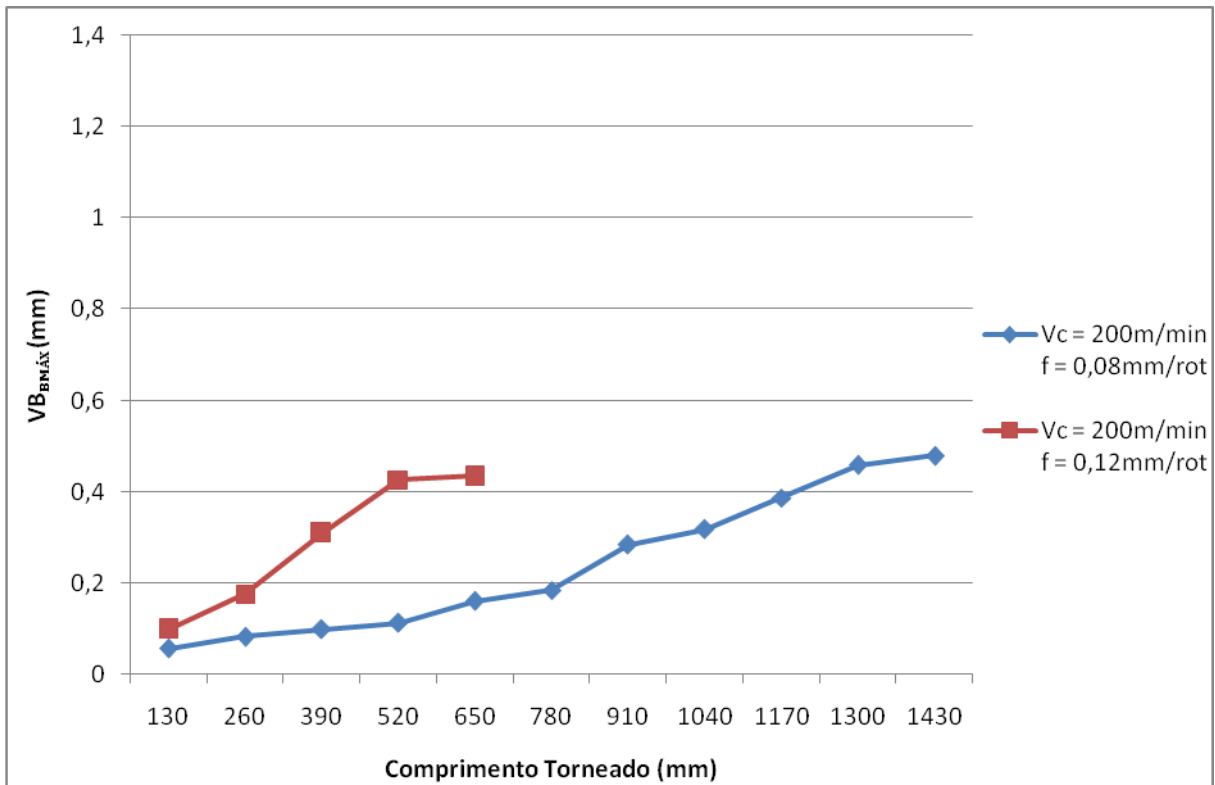


Figura 6.4 – Desgaste $VB_{B_{MÁX}}$ em função do comprimento torneado para ferramenta de metal duro GC4215 na condição de jorro.

Devido ao bom desempenho na condição a seco, não foram realizados experimentos com $v_c = 100\text{m/min}$, $f = 0,08\text{mm/rot}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$ com o emprego de fluido de corte.

Percebe-se um desempenho muito superior com a utilização de fluido de corte, já que foi possível toronar um maior comprimento principalmente com o avanço de $0,08\text{mm/rot}$, sem atingir o desgaste de $0,6\text{mm}$.

Com a utilização de fluido de corte por jorro os desgastes abrasivo, adesivo e deformação plástica por cisalhamento provavelmente continuaram prevalecendo, conforme Figura 6.5.

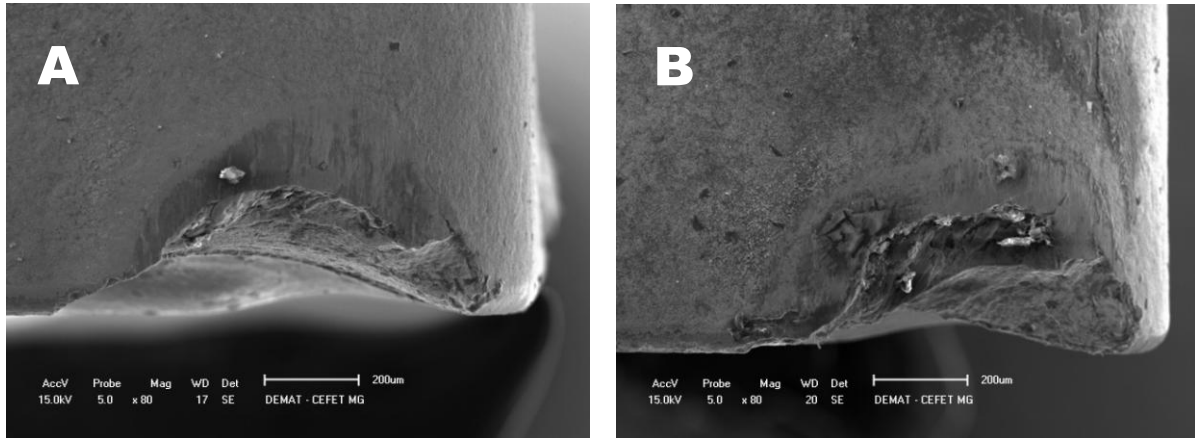


Figura 6.5 – Fotografia MEV do desgaste da ferramenta de metal duro revestido com $v_c = 200\text{m/min}$ com fluido de corte em abundância. (A) $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $f = 0,12\text{mm/rot}$.

6.1.1.3 Método de lubrificação com MQL para ferramenta de metal duro GC4215

Com o método MQL utilizando velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,08 mm/rot, foram cortados 390mm com um desgaste de 0,586mm. Com o avanço de 0,12 mm/rot, foram cortados 260mm com um desgaste de 0,694mm, conforme Figura 6.6.

Comparando o método de MQL com a condição a seco, notamos um desempenho um pouco melhor do primeiro com o avanço de 0,08mm/rot, já que foram cortados 390mm com o desgaste não chegando a 0,6mm. Com o avanço de 0,12mm/rot foram cortados os mesmos 260mm da condição a seco, porém com o desgaste um pouco menor.

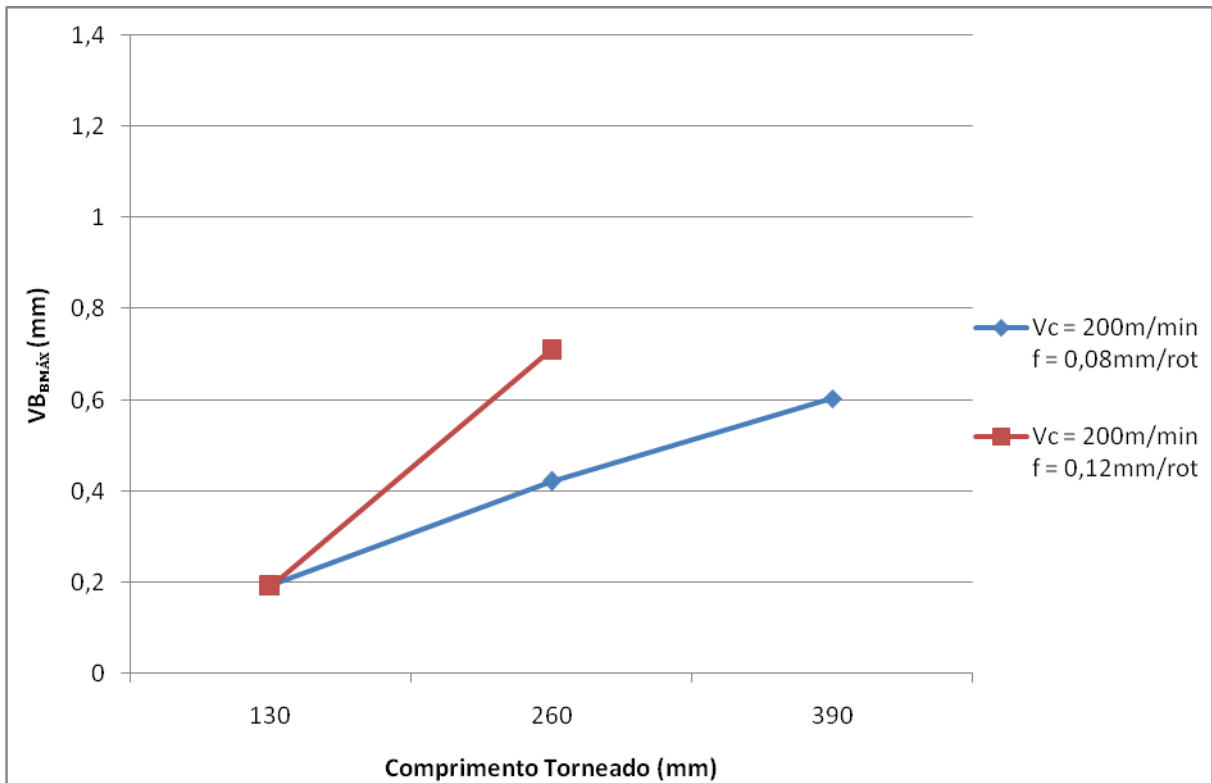


Figura 6.6 – Desgaste $VB_{B_{M_{A_X}}}$ em função do comprimento torneado para a ferramenta de metal duro GC4215 na condição de MQL.

Novamente, devido ao bom desempenho na condição a seco, não foram realizados experimentos com $v_c = 100\text{m/min}$, $f = 0,08\text{mm/rot}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$ na condição de MQL.

Com o método de MQL ainda prevalece os desgastes abrasivo e adesivo com o cisalhamento plástico, conforme Figura 6.7.

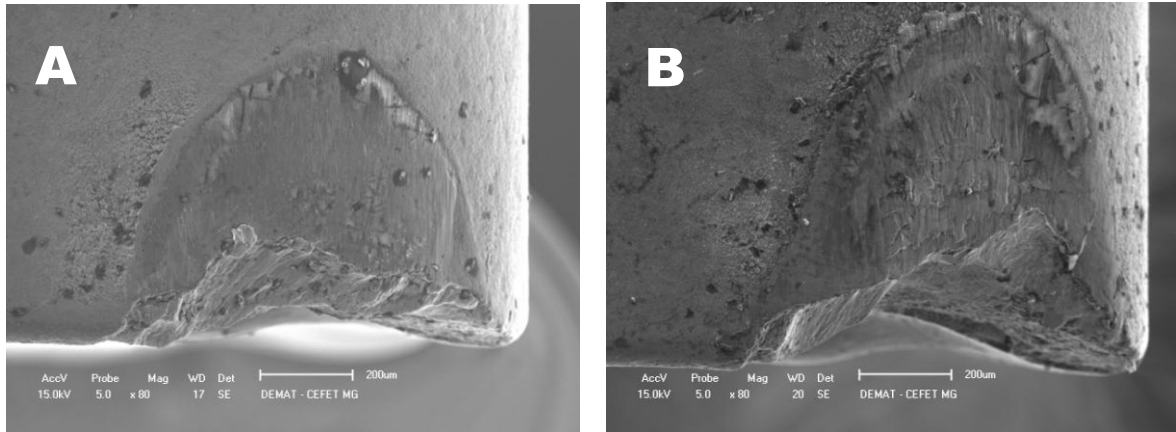


Figura 6.7– Fotografia MEV do desgaste da ferramenta de metal duro revestido com $v_c = 200\text{m/min}$ com MQL. (A) $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $f = 0,12\text{mm/rot}$.

6.1.2 Ferramentas cerâmicas mistas CC650 e CC6050

A ferramenta cerâmica CC650 (sem revestimento) foi testada com velocidades de corte de 300 e 400 m/min nos pré-testes. Com a velocidade de 500m/min, a mesma fraturou na primeira passada.

A ferramenta cerâmica CC6050 (revestida) foi testada com velocidades de corte de 300 e 400 m/min nos pré-testes com resultados satisfatórios e 500 m/min sofrendo quebra prematura em alguns testes.

Analisando as duas ferramentas cerâmicas, a com revestimento (CC6050) foi muito superior à sem revestimento (CC650). Com avanço de 0,15mm/rot, a ferramenta CC650 não resistiu e lascou na primeira passada para ambas as velocidades de corte utilizadas (300 e 400m/min), sob condição de corte a seco. Apenas com avanço de 0,05mm/rot, a ferramenta CC6050 teve baixo desempenho, pois este proporcionou vibrações no torneamento, e nesta condição a ferramenta CC650 foi superior. Quando se utilizou fluido de corte, a ferramenta CC650 também não resistiu na primeira passada e lascou a aresta. Outro resultado interessante é que com a ferramenta CC6050 foi possível em alguns testes trabalhar com velocidade de corte de 500m/min, sendo que a velocidade máxima da ferramenta CC650 foi de 400m/min. Todos os resultados realizados nos pré-testes estão apresentados nas Tabelas 1, 2 e 3 no Apêndice II.

6.1.2.1 Condição de corte a seco para ferramenta cerâmica CC650

A ferramenta cerâmica CC650 não foi testada com velocidade de corte de 200 m/min na condição a seco para reduzir o número de experimentos. Com a velocidade de corte de 300 m/min e avanço de 0,08 mm/rot 910mm de comprimento com um desgaste de 0,307mm e a ferramenta lascando na oitava passada. Aumentando a velocidade para 450 m/min foram 260mm com o desgaste chegando a 0,243mm e lascando na terceira passada. Com a velocidade de 450 m/min e avanço de 0,12 mm/rot, na primeira passada (130mm) o desgaste chegou a 0,120mm, com a ferramenta lascando na segunda passada, conforme Figura 6.8.

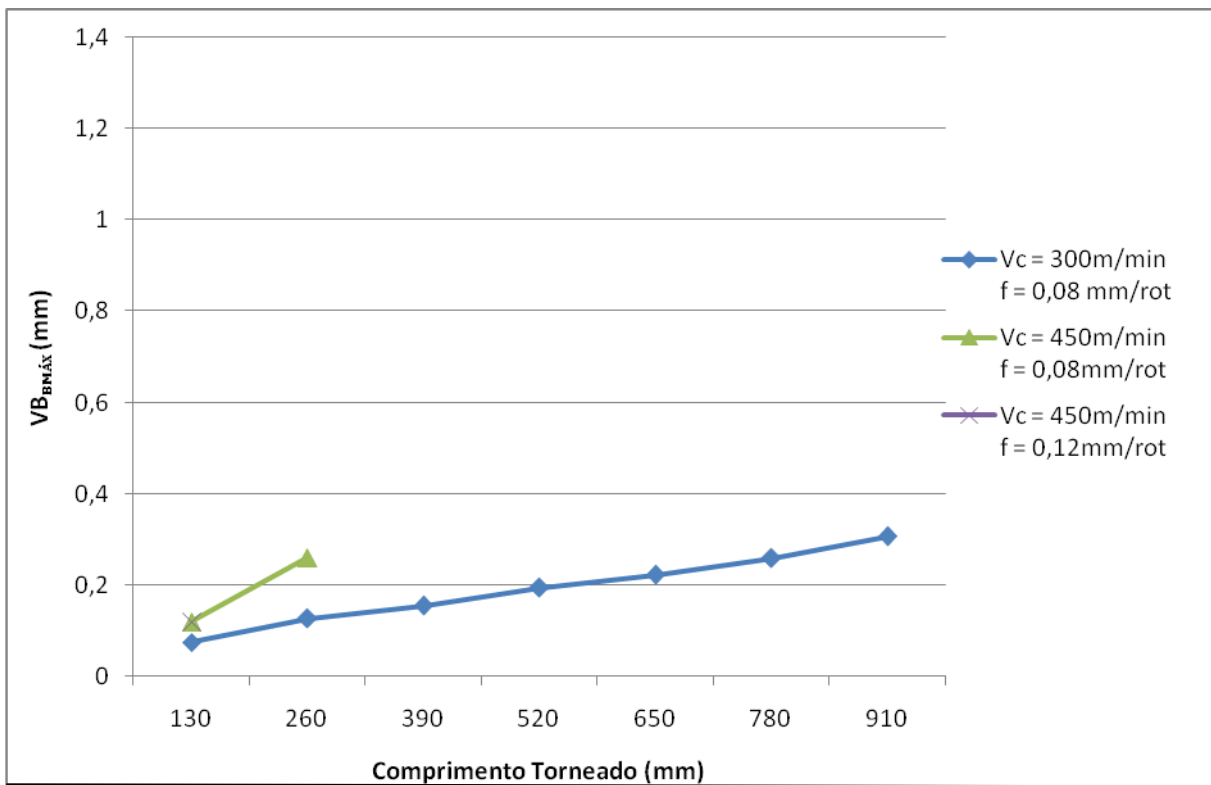


Figura 6.8 – Desgaste $VB_{B_{M_{A_X}}}$ em função do comprimento torneado para ferramenta cerâmica CC650 na condição a seco.

Obs: Nas condições de $V_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$, a ferramenta cerâmica CC650 lascou na primeira passada tanto no teste quanto na réplica impedindo a medição do desgaste.

A Figura 6.9 aponta abrasão, provável adesão lascamento das ferramentas cerâmicas.

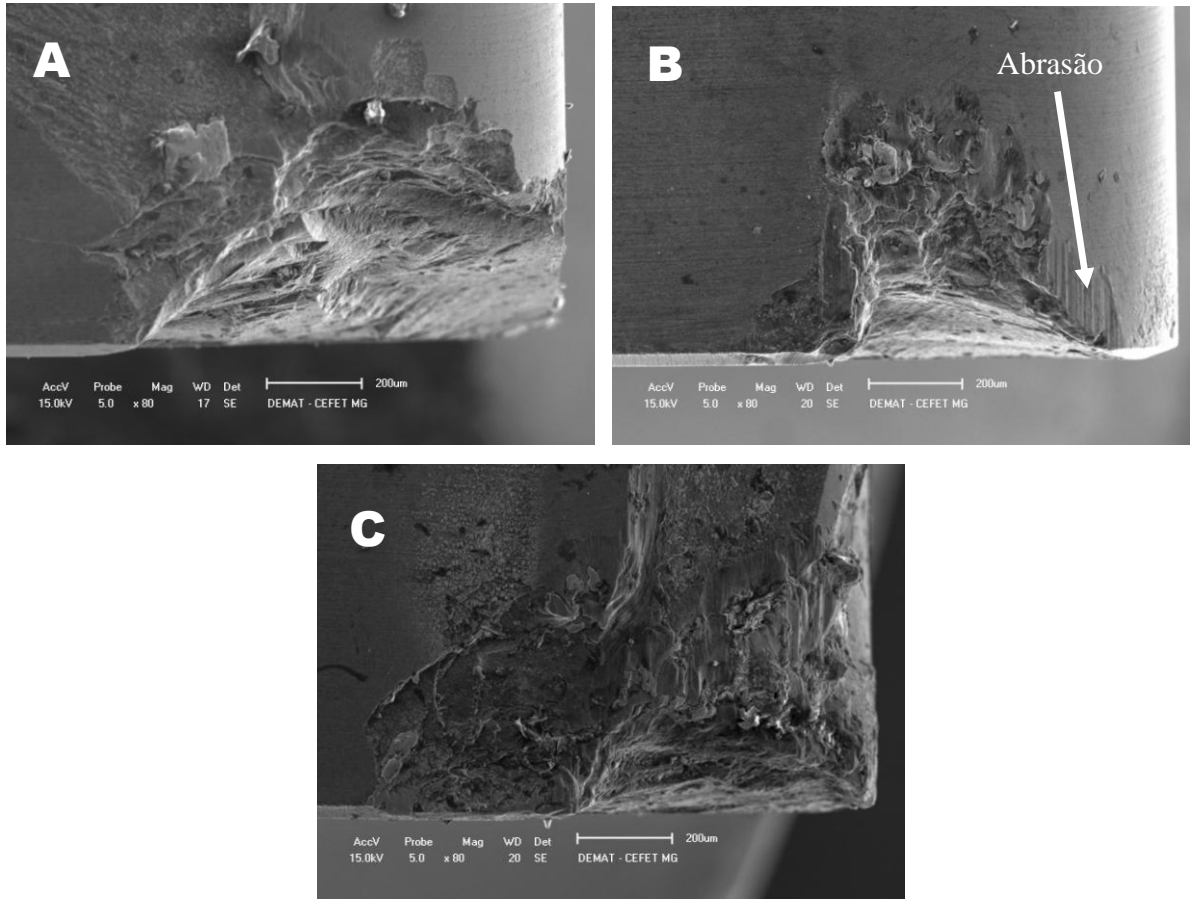


Figura 6.9 – Fotografia MEV do lascamento da ferramenta cerâmica CC650 a seco. (A) $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B), $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$; (C) $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$.

6.1.2.2 Método de lubri-refrigeração com fluido de corte por jorro para ferramenta cerâmica CC650

Com a utilização de fluido de corte, velocidade de corte de 300m/min e avanço de $0,08\text{mm/rot}$, foram 780mm de comprimento com o desgaste chegando a $0,451\text{mm}$. Aumentando o avanço para $0,12\text{mm/rot}$ a ferramenta lascou com 260mm de comprimento. Com velocidade de corte de 450m/min e avanço de $0,08\text{mm/rot}$ foram 650mm com lascamento da ferramenta, conforme Figura 6.10.

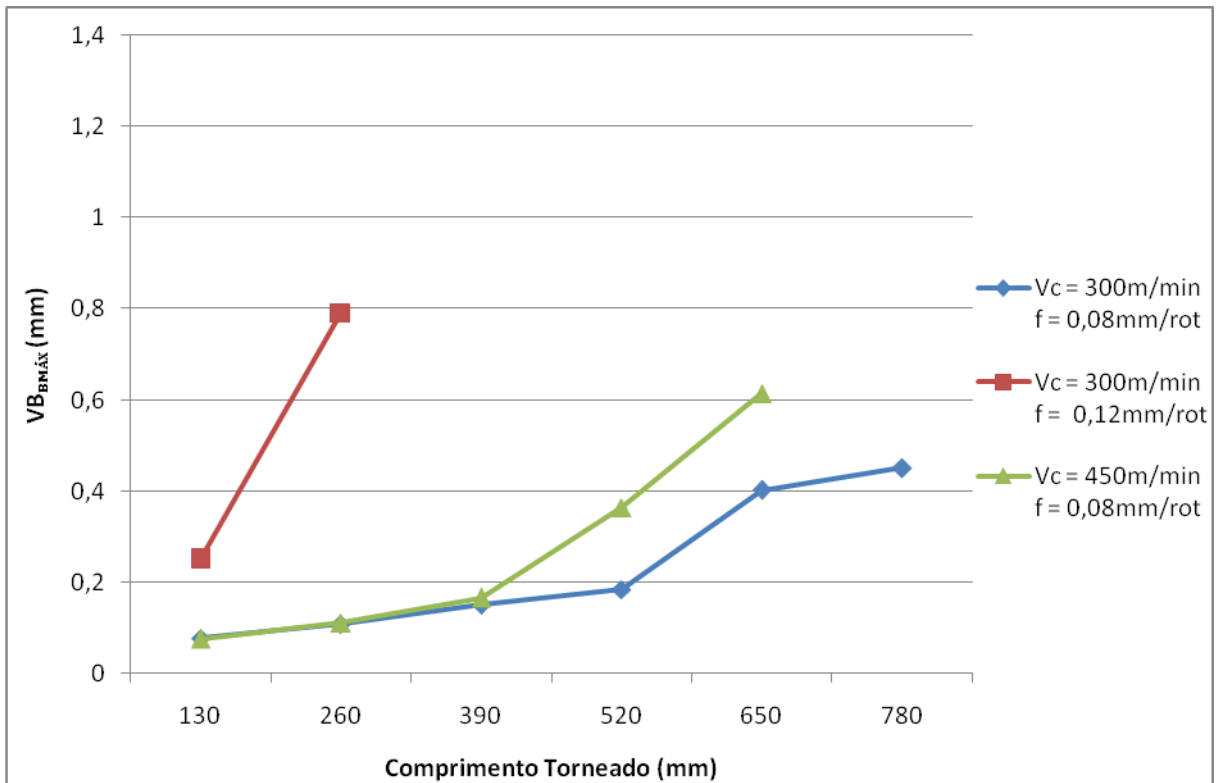


Figura 6.10 – Desgaste $VB_{BMÁX}$ em função do comprimento torneado para ferramenta cerâmica CC650 na condição com fluido de corte por jorro.

Obs: Na condição de $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$ a superfície da peça ficou muito irregular e não foi realizada a medição do desgaste da ferramenta.

Observa-se a redução drástica da vida da ferramenta em aproximadamente 65% com o aumento do avanço. A influência do avanço foi mais significativa em relação à velocidade de corte na condição de $v_c = 300\text{m/min}$.

A condição de corte de $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$ utilizando fluido de corte, obteve um desempenho inferior em relação à condição a seco, conforme observado nas Figuras 6.8 e 6.10.

Podemos verificar pela Figura 6.11(A) que com $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$ o mecanismo de desgaste foi abrasivo e provável adesão com um pequeno lascamento. As imagens B e C apontam a quebra da ferramenta com o aumento do avanço e da velocidade de corte respectivamente.

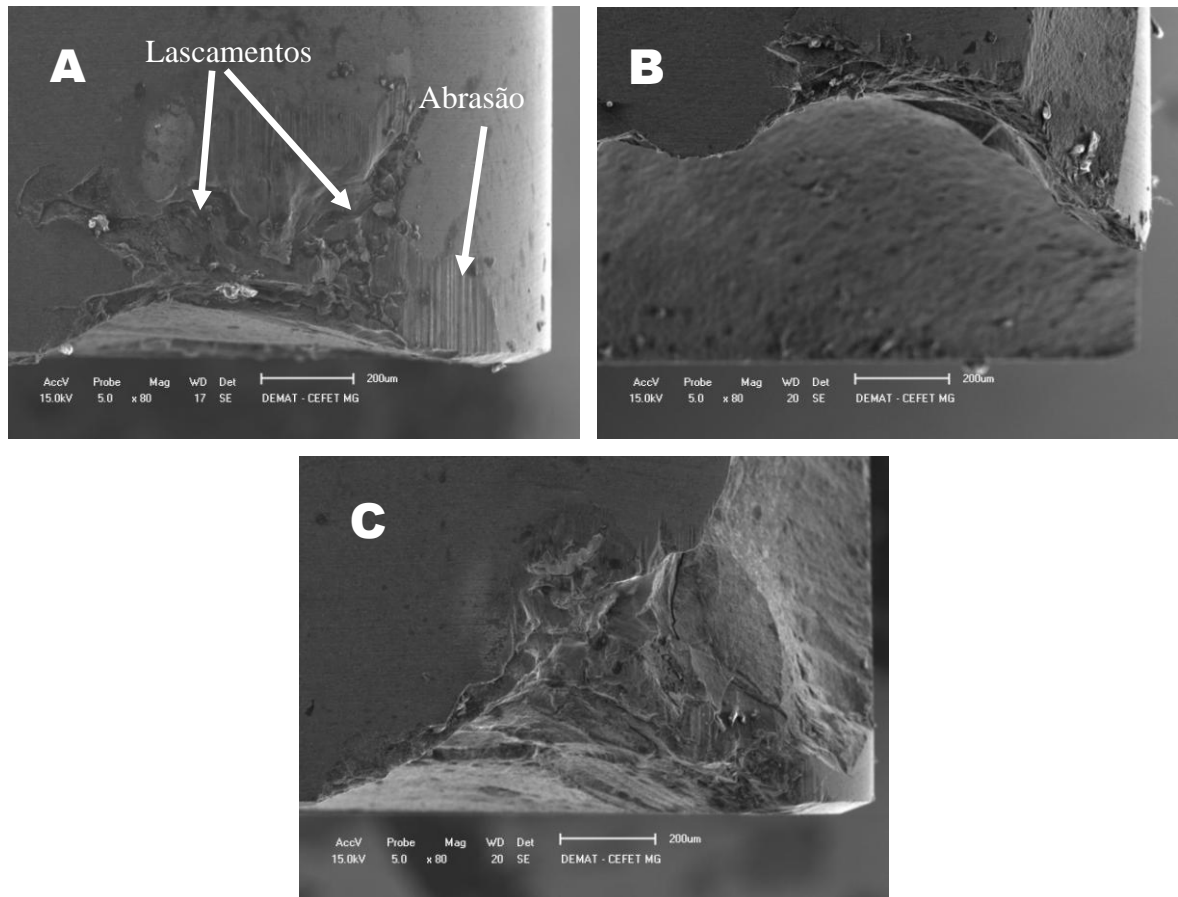


Figura 6.11– Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC650 com fluido de corte por jorro.

(A) $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$; (C) $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$.

6.1.2.3 Método de lubri-refrigeração com MQL para ferramenta cerâmica CC650

Para o método de MQL, com velocidade de corte de 300m/min e avanço de $0,08\text{mm/rot}$, foi torneado 910mm com um desgaste de $0,403\text{mm}$. Aumentando o avanço para $0,12\text{mm/rot}$ apenas com 130mm a ferramenta lascou. Com velocidade de corte de 450m/min e avanço de $0,08\text{mm/rot}$ com 260mm ferramenta lascou. A Figura 6.12 apresenta esses resultados.

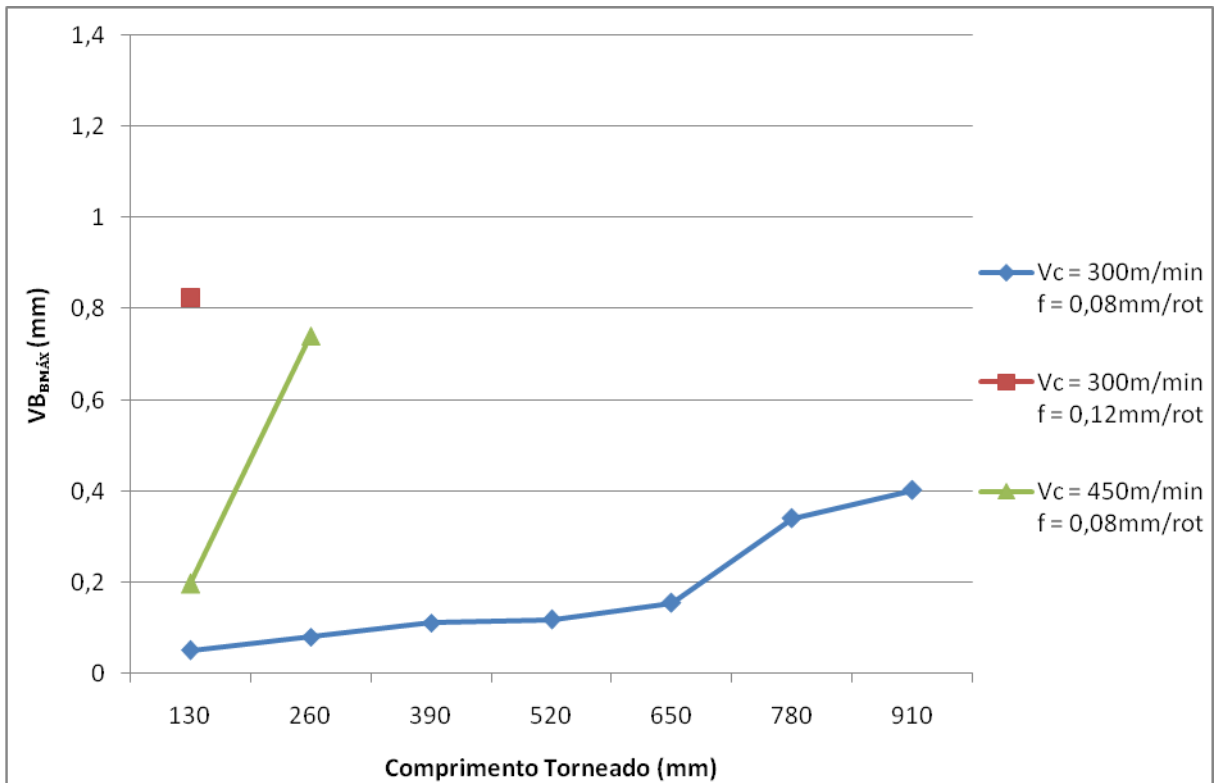


Figura 6.12 – Desgaste V_B_{BMAX} em função do comprimento torneado para ferramenta cerâmica CC650 na condição de MQL.

Com MQL observa-se o mesmo comportamento com utilização de fluido de corte, ou seja, na condição de $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$ a ferramenta quebrou/lascou no experimento e na réplica. No geral, o desempenho com o método de MQL foi semelhante à condição a seco.

Com relação ao mecanismo de desgaste, com o método de MQL o fato se repetiu como no método a seco. A Figura 6.13 aponta o desgaste abrasivo e provavelmente o *attrition* "A" e o lascamento "B" e "C".

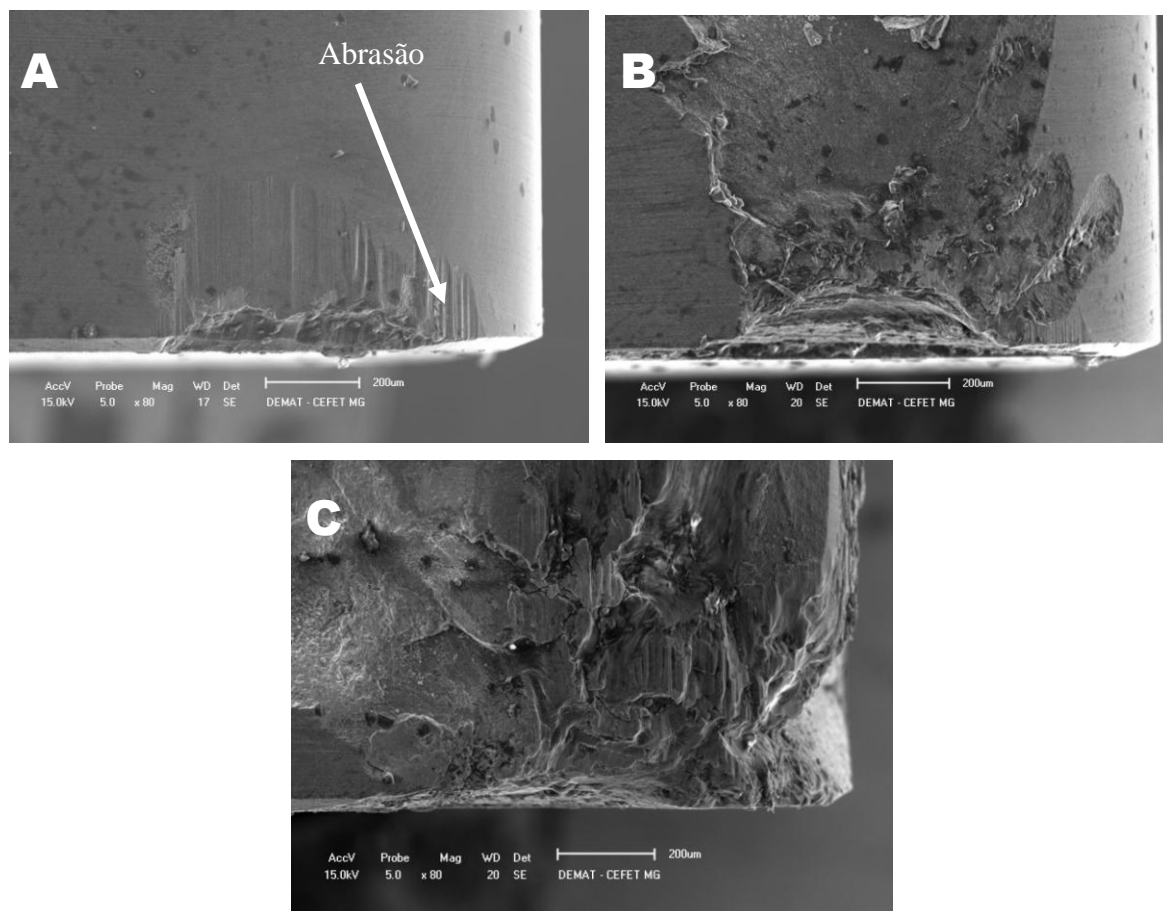


Figura 6.13 – Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC650 com MQL. (A) $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$; (C), $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$.

De uma maneira geral, para a ferramenta cerâmica sem revestimento (CC650), a ocorrência de lascamentos principalmente com o avanço de $0,12\text{mm/rot}$ foi muito elevada. Provavelmente a presença do mecanismo de desgaste *attrition* (aderência com arrastamento) na superfície de folga das ferramentas conduziu-as para lascamentos prematuros, além da fragilidade dessa cerâmica diante de uma máquina convencional.

6.1.2.4 Condição de corte a seco para ferramenta cerâmica CC6050

Os experimentos na condição a seco com velocidade de corte de 200m/min e avanços de $0,08$ e $0,12\text{mm/rot}$ a ferramenta alcançou resultados similares. Por outro lado, nas primeiras passadas, a condição de avanço de $0,08\text{mm/rot}$ apresentou um desgaste inferior. Foram 1300mm de comprimento torneado com desgastes de $0,518$ e $0,514\text{mm}$ respectivamente, conforme Figura 6.14.

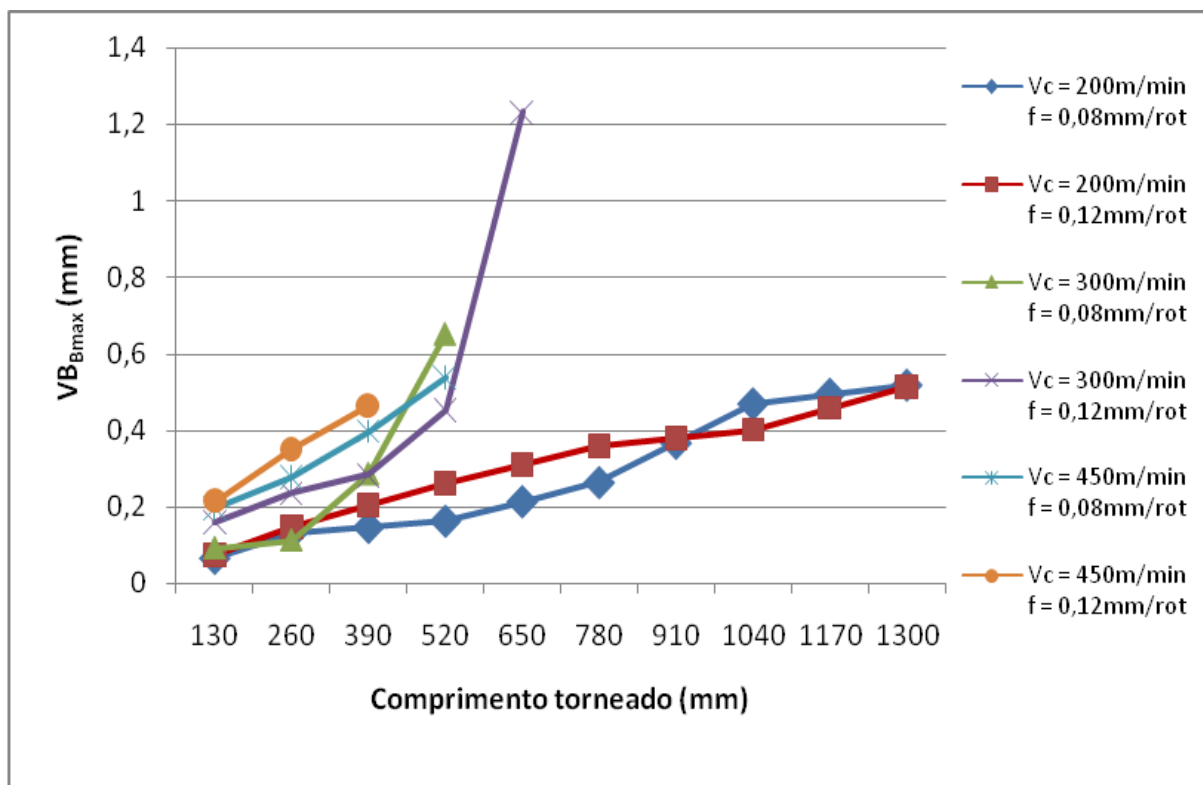


Figura 6.14 – Desgaste VB_{BMAX} em função do comprimento torneado para ferramenta cerâmica CC6050 na condição a seco.

Com 300 m/min de velocidade de corte o resultado com ambos os avanços (0,08 e 0,12mm/rot) até um comprimento de 520mm (4 passadas) os desgastes foram também similares. Na tentativa de uma quinta passada com o avanço de 0,12 mm/rot a ferramenta lascou. Elevando-se a velocidade para 450 m/min o aumento do desgaste para ambos os avanços teve um comportamento idêntico até 390 de comprimento torneado, sendo que o de 0,08 mm/rot proporcionou 520mm e um desgaste de 0,538mm. O de 0,12 mm/rot resultou em 390mm (3 passadas), lascando na quarta passada.

Nota-se que aumentando a velocidade de corte de 300 para 450m/min na condição de avanço de 0,08mm/rot, obtém-se o mesmo desempenho de desgaste da ferramenta. O melhor desempenho é observado quando se utiliza velocidade de 200m/min em ambos avanços.

Observa-se que utilizando a maior velocidade de corte (450m/min), a ferramenta CC6050 obteve um desempenho muito superior em relação à ferramenta cerâmica

CC650. Por outro lado, na condição de $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$, o desempenho da ferramenta CC6050 foi inferior.

Na condição a seco, o desgaste abrasivo é predominante em todas as situações de corte, com exceção da situação de $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$ em que houve o lascamento da ferramenta, conforme Figuras 6.15 a 6.17.

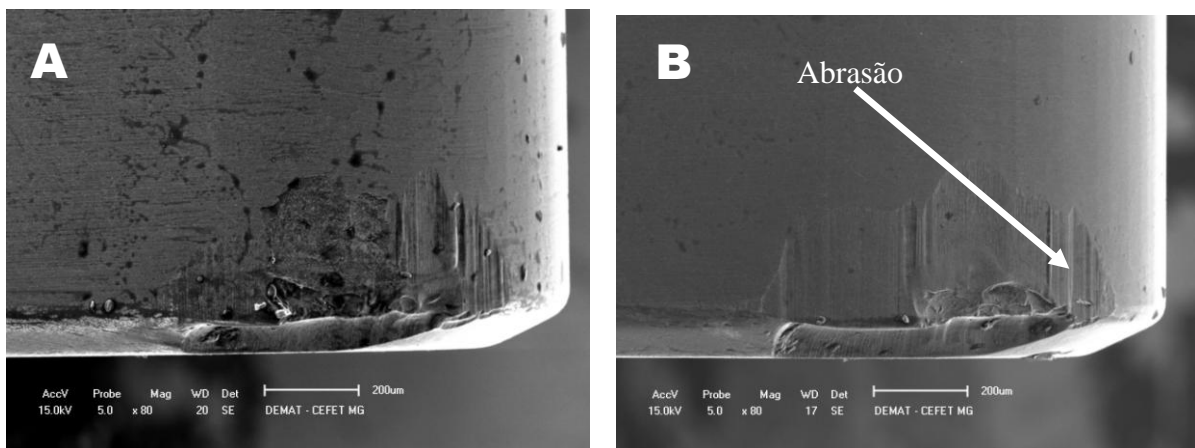


Figura 6.15 – Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC6050 a seco com $v_c = 200\text{m/min}$. (A) $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $f = 0,12\text{mm/rot}$.

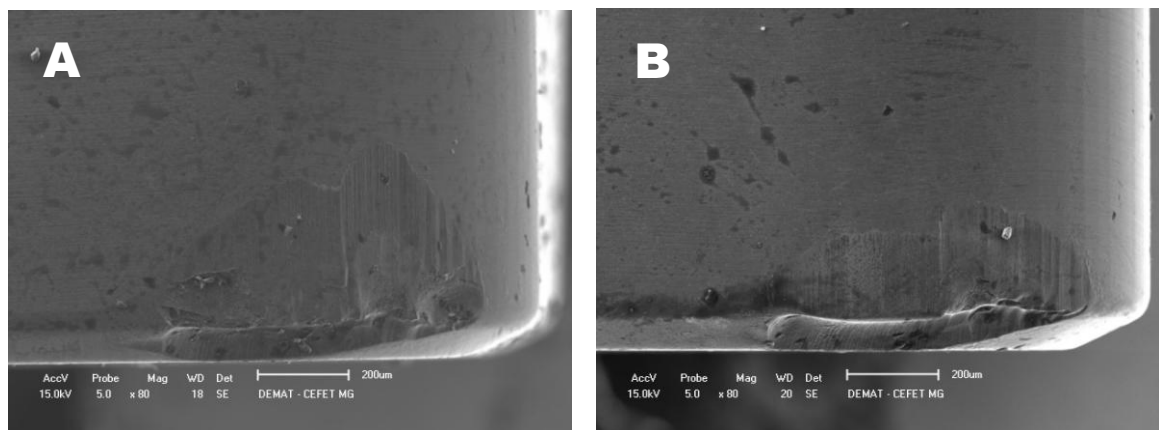


Figura 6.16 – Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC6050 a seco com $v_c = 300\text{m/min}$. (A) $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $f = 0,12\text{mm/rot}$.

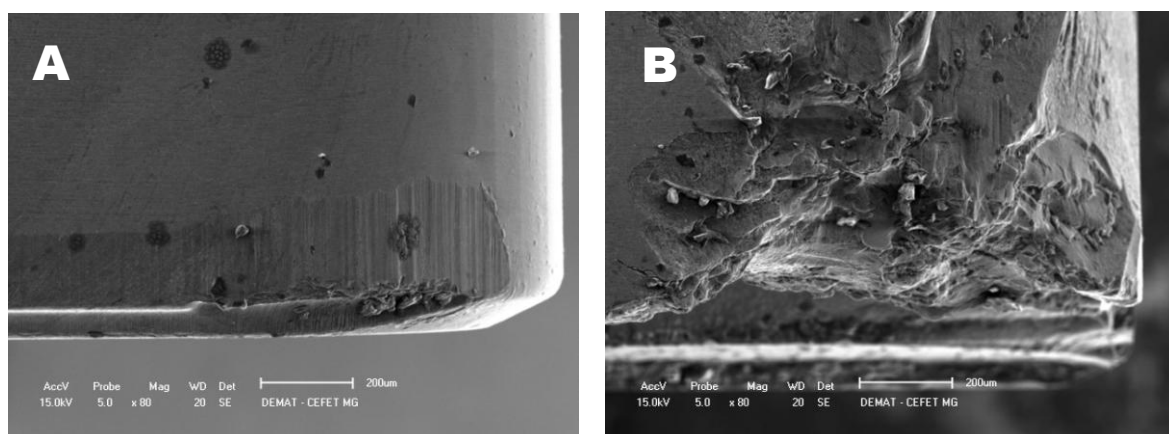


Figura 6.17– Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC6050 a seco com $v_c = 450\text{m/min}$. (A) $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $f = 0,12\text{mm/rot}$.

6.1.2.5 Método de lubrificação com fluido de corte por jorro para ferramenta cerâmica CC6050

Com a utilização de fluido de corte, velocidade de corte 200 m/min e avanço $0,08\text{ mm/rot}$, foram 1560mm e o desgaste foi de $0,449\text{mm}$. Aumentando-se o avanço para $0,12\text{mm/rot}$ foi possível aumentar o comprimento torneado para 2340mm com um desgaste de $0,489\text{mm}$. Nesta condição o aumento do avanço foi favorável à vida da ferramenta, o que não é observado com as demais ferramentas e condições testadas.

Com a velocidade de 300m/min e avanço de $0,08\text{mm/rot}$ o desempenho da ferramenta ainda foi bom, proporcionando um comprimento torneado de 1430mm com um desgaste de $0,463\text{mm}$. Com o avanço de $0,12\text{mm/rot}$ foram 1170mm com um desgaste de $0,539\text{mm}$. Já com a velocidade de 450m/min a ferramenta não teve um bom desempenho na condição de avanço de $0,08\text{mm/rot}$, sendo torneado apenas 520mm com desgaste de $0,329\text{mm}$ e muita vibração. Aumentando-se o avanço para $0,12\text{mm/rot}$, o desempenho foi muito superior em relação à ferramenta cerâmica CC650 na condição com fluido de corte, proporcionando um torneamento de 650mm (5 passadas) com a ferramenta lascando na sexta passada, conforme Figura 6.18.

O avanço não obteve um comportamento padrão quando da utilização das três velocidades de corte, mas, no geral, aumentando o avanço foi possível aumentar o número de passadas. Por outro lado, aumentando-se a velocidade de corte obtém-se redução da vida da ferramenta.

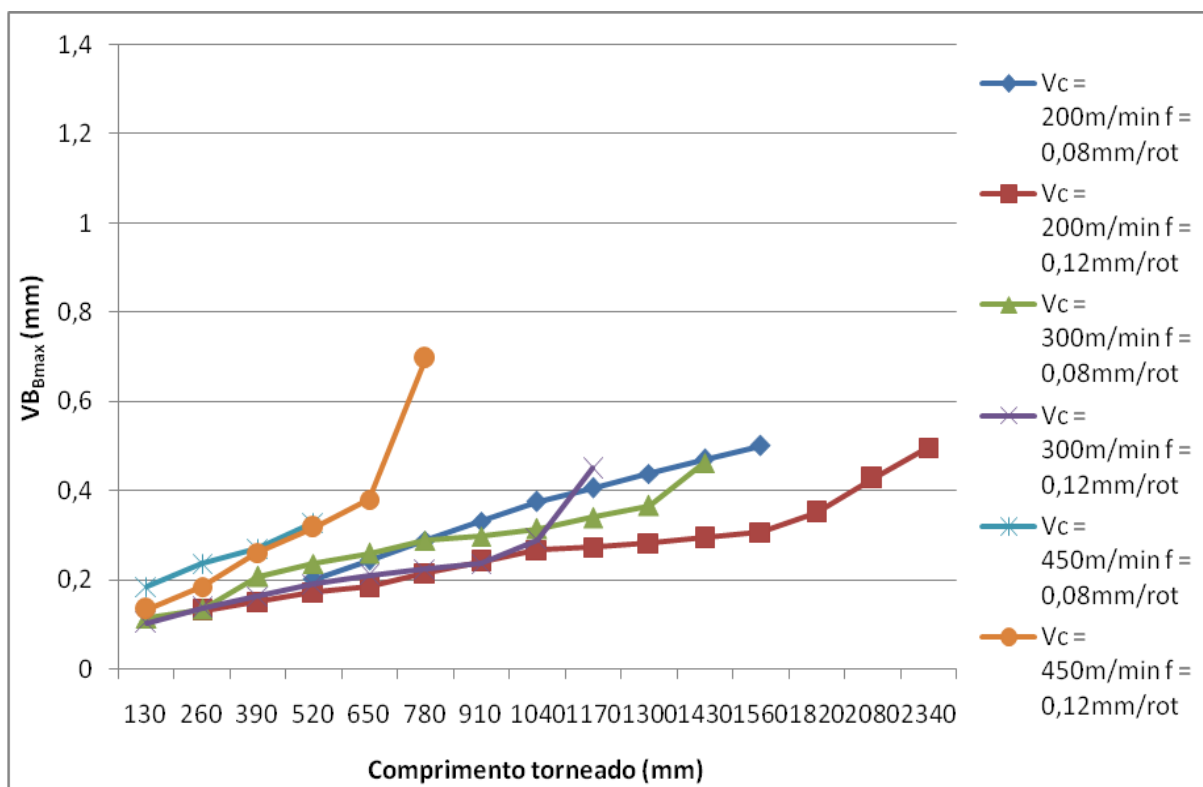


Figura 6.18 – Desgaste VB_{BMAX} em função do comprimento torneado para ferramenta cerâmica CC6050 na condição com fluido de corte por jorro.

Com a utilização de fluido de corte os mecanismos de desgaste voltam a ser abrasão e provavelmente *attrition*. Nas Figuras 6.19 a 6.21 são evidentes os mecanismos. Para o método por jorro mais uma vez o lascamento ocorreu com a velocidade e avanço mais altos.

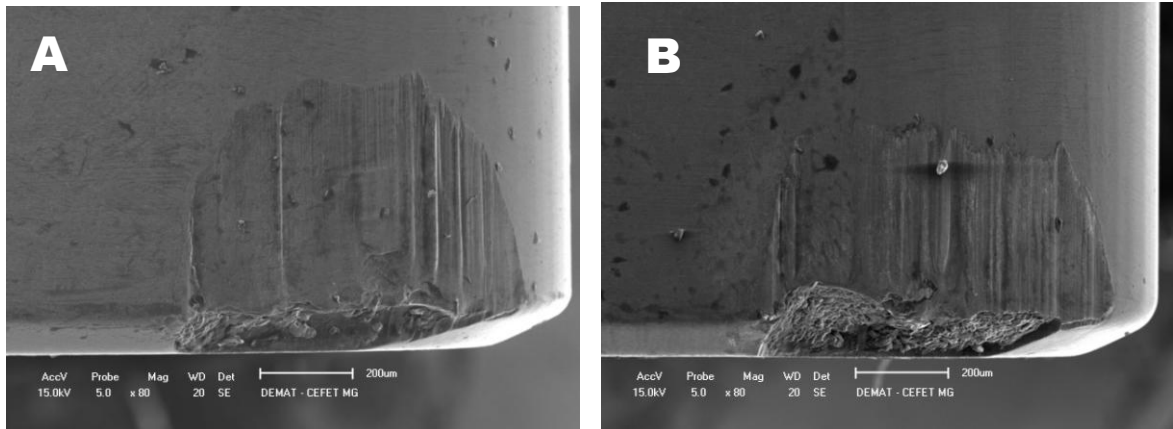


Figura 6.19– Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC6050 com fluido de corte por jorro com $v_c = 200\text{m/min}$. (A) $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $f = 0,12\text{mm/rot}$.

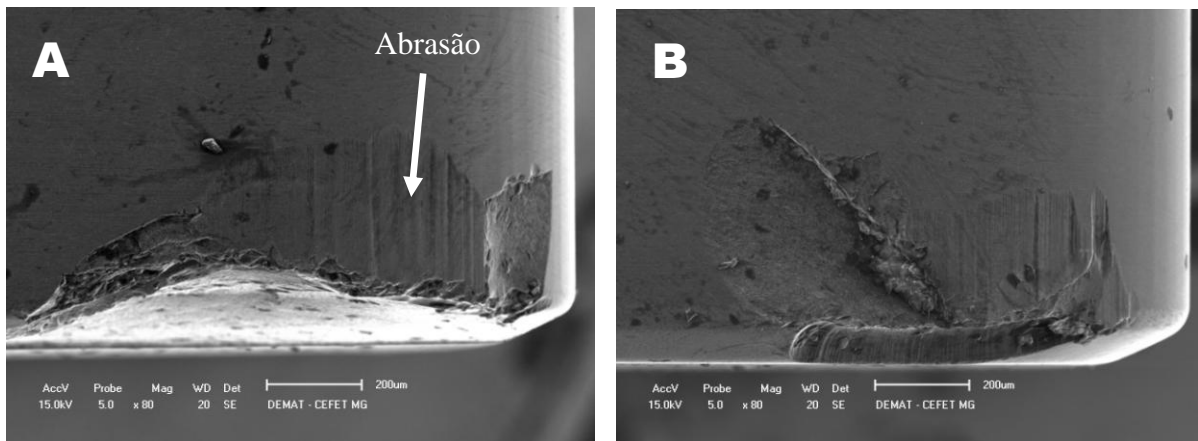


Figura 6.20 – Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC6050 com fluido de corte por jorro com $v_c = 300\text{m/min}$. (A) $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $f = 0,12\text{mm/rot}$.

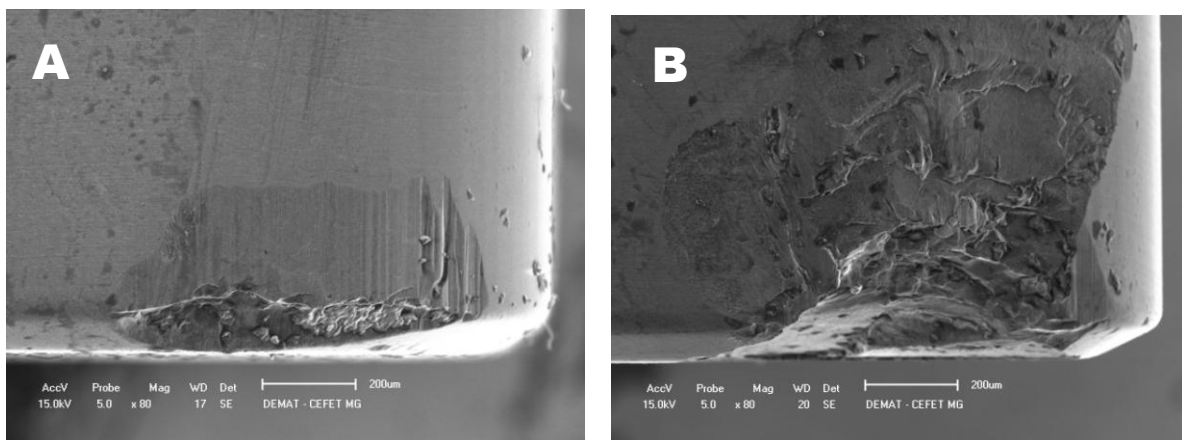


Figura 6.21 – Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC6050 com fluido de corte por jorro com $v_c = 450\text{m/min}$. (A) $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $f = 0,12\text{mm/rot}$.

6.1.2.6 Método de lubrificrefrigeração com MQL para ferramenta cerâmica CC6050

Na condição de velocidade de corte de 200m/min e avanço 0,12mm/rot o desempenho foi muito superior ao método de lubri-refrigeração a seco. Foram 2080mm e desgaste de 0,465mm. Com esta condição o desempenho foi de aproximadamente 40% sob a condição a seco. Aumentando-se a velocidade de corte para 300 m/min e reduzindo o avanço para 0,08 mm/rot, o comprimento torneado reduziu-se 780mm com um desgaste de 0,611mm e a ferramenta sofrendo um lascamento. Nesta condição a técnica de MQL também obteve melhor desempenho que a condição a seco. Aumentando-se o avanço para 0,12 mm/rot o comprimento torneado aumentou para 1040mm com desgaste de 0,394mm e pequeno lascamento. A Figura 6.22 apresenta os resultados para a condição de lubri-refrigeração com MQL.

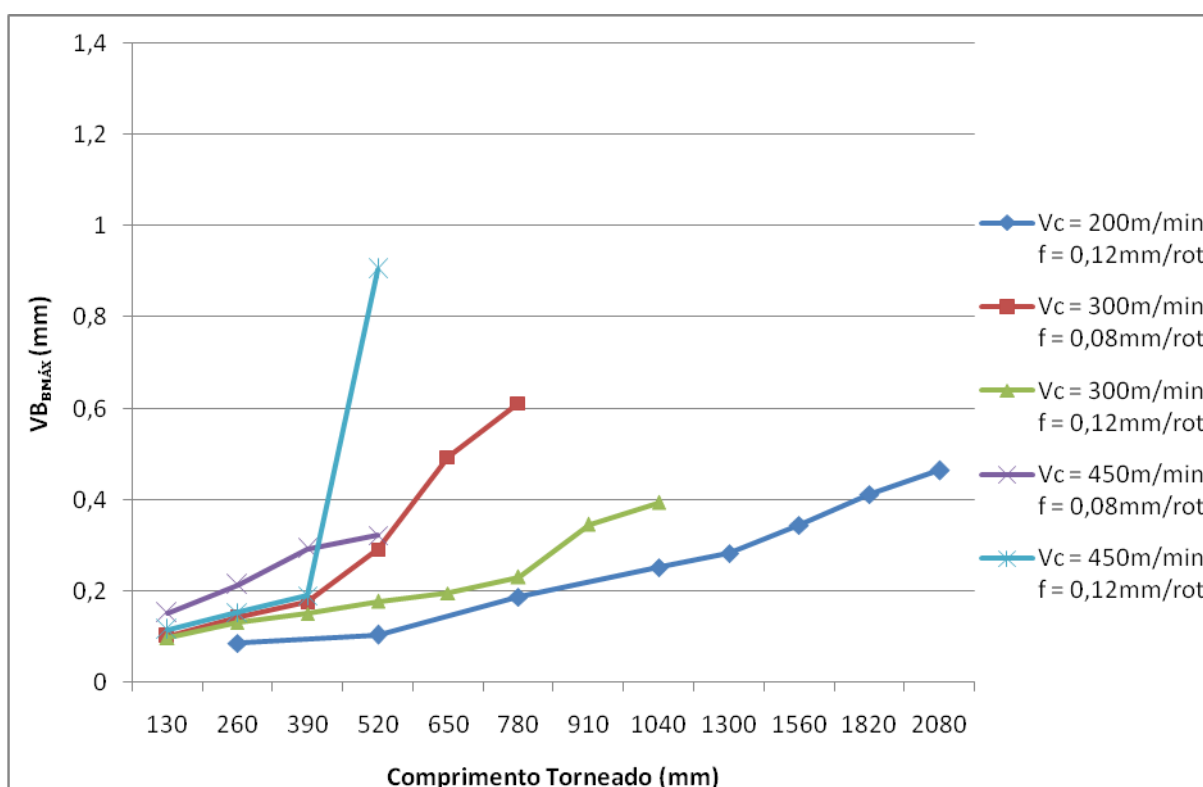


Figura 6.22 – Desgaste $VB_{BMÁX}$ em função do comprimento torneado para ferramenta cerâmica CC6050 na condição de MQL.

Devido o bom desempenho da ferramenta cerâmica CC6050 na condição a seco, não foi realizado experimento com condições $v_c = 200\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$.

Com a velocidade de 450m/min e avanço de 0,08mm/rot foram 520mm e desgaste de 0,312mm com lascamento. Aumentando-se o avanço para 0,12mm/rot até 390mm o desgaste não foi acentuado, mas a ferramenta lascou na passada seguinte. De uma maneira geral, o método de lubri-refrigeração com MQL apresentou melhor desempenho em relação à condição a seco, quando da utilização da ferramenta cerâmica CC6050.

Comparando as duas ferramentas cerâmicas, no geral o melhor desempenho ficou com a cerâmica revestida (CC6050). Nota-se nitidamente melhor desempenho para esta ferramenta com $f = 0,12\text{mm/rot}$ em todas as situações, o que não aconteceu com $f = 0,08\text{mm/rot}$, em que a cerâmica sem revestimento (CC650) superou a primeira com $v_c = 300\text{m/min}$ a seco e com MQL.

As Figuras 6.23 e 6.24 apontam para o desgaste abrasivo e adesivo para a ferramenta cerâmica CC6050 utilizando o método de lubri-refrigeração de MQL.

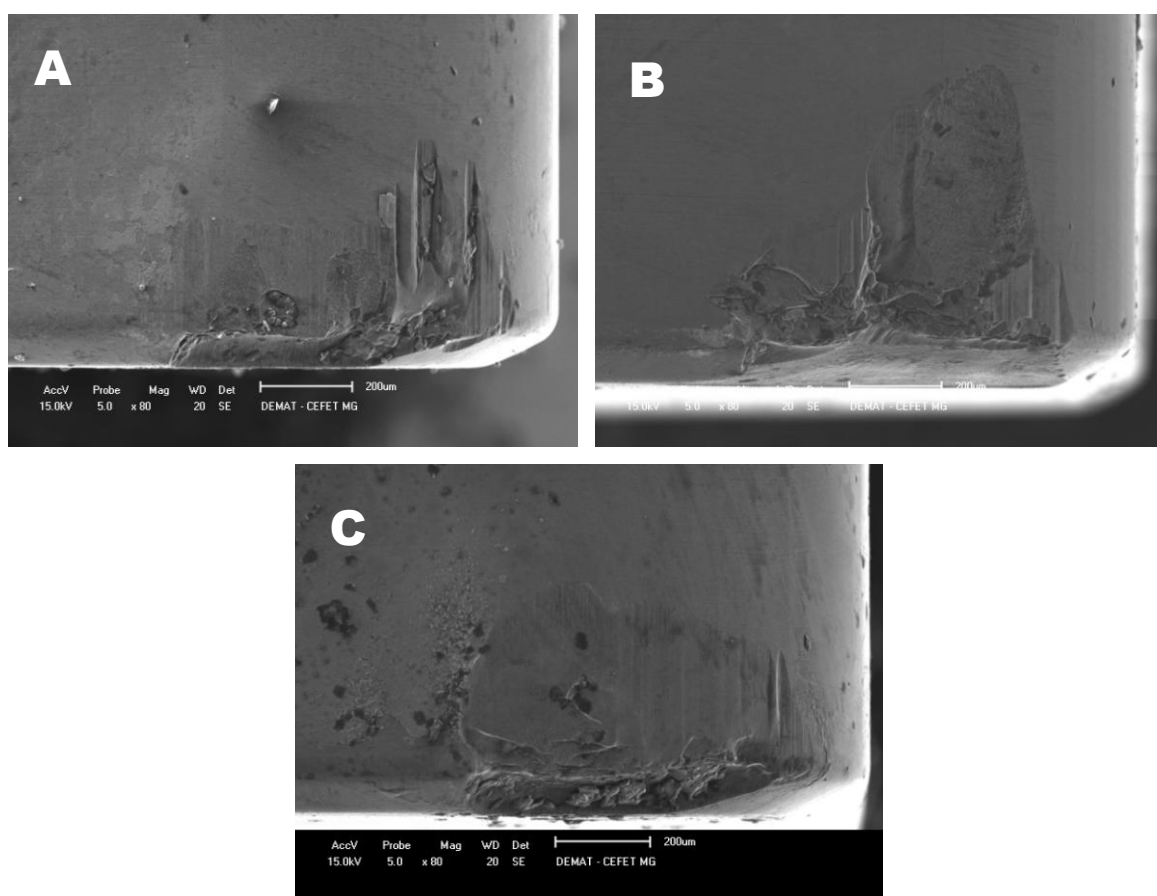


Figura 6.23 – Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC6050 com MQL. (A) $v_c = 200\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$; (B) $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$; (C) $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$.

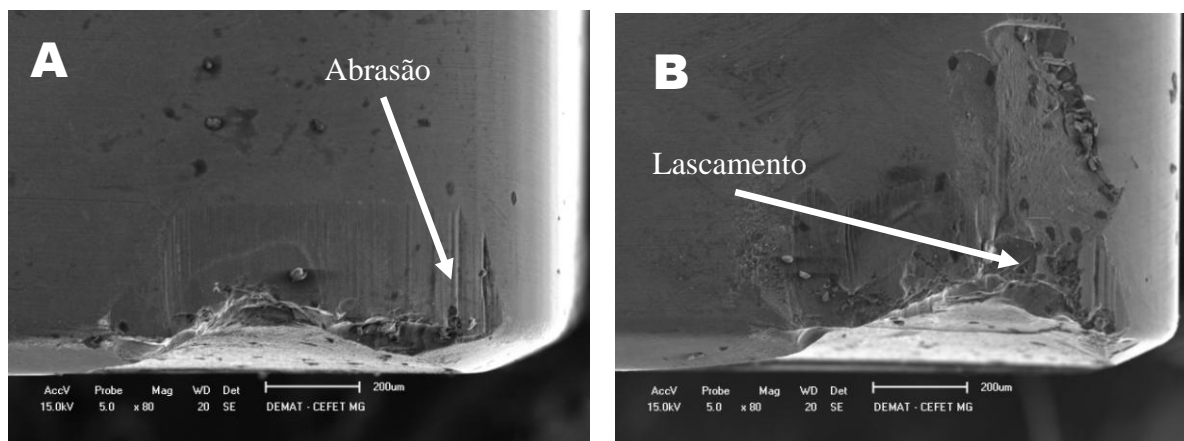


Figura 6.24 – Fotografia MEV do desgaste da ferramenta cerâmica CC6050 com MQL com $v_c = 450\text{m/min}$. (A) $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $f = 0,12\text{mm/rot}$.

Quando da utilização de fluido de corte por jorro e de MQL, a presença dos mecanismos de abrasão e *attrition* prevaleceram. Para a ferramenta cerâmica revestida (CC6050) o número de lascamentos não foi tão acentuado como na cerâmica sem revestimento. Segundo diversos pesquisadores, o revestimento de TiN aumenta significativamente a resistência ao desgaste das ferramentas cerâmicas, e os lascamentos são menos freqüentes, aumentando a vida útil.

As ocorrências de lascamento e/ou quebras nas ferramentas cerâmicas provavelmente se deve à baixa rigidez do torno CNC utilizado nos experimentos. Outro fator que pode ter contribuído com os lascamentos é a baixa tenacidade das cerâmicas, que as tornam muito frágeis, principalmente diante de possíveis vibrações.

6.1.3 Ferramenta de PcBN CB7050

A ferramenta de PcBN também foi utilizada, pois a literatura aponta excelentes resultados para este material de corte no torneamento de aços endurecidos. Porém, a mesma não foi utilizado nos pré-testes devido ao seu custo elevado.

6.1.3.1 Condição de corte a seco para ferramenta de PcBN CB7050

Para a ferramenta de PcBN na condição a seco utilizando velocidade de 200m/min, com avanço de 0,08mm/rot a ferramenta não atingiu seu fim de vida. Foram 2600mm para um desgaste de apenas 0,200mm, sendo o teste interrompido porque o tempo de corte já havia alcançado 27 minutos e foi definido um limite de 20 passadas. Com avanço de 0,12mm/rot também foram 2600mm com desgaste de 0,478mm. Os resultados estão apresentados na Figura 6.25. A Figura apresenta ainda os resultados para $v_c = 300$ e 450m/min. Com 300m/min e avanço de 0,08mm/rot o resultado ainda foi satisfatório sendo 1560mm e um desgaste de 0,551mm. Aumentando o avanço para 0,12mm/rot a ferramenta atingiu seu fim de vida com 1040mm com desgaste de 0,648mm. Com velocidade de corte de 450m/min e avanço de 0,08mm/rot os resultados não foram satisfatórios. A ferramenta atingiu o fim de vida com no máximo 390mm. Com o avanço de 0,12mm/rot foram apenas 260mm. Nesta condição de velocidade de corte a ferramenta cerâmica CC6050 obteve desempenho superior à de PcBN.

Na condição de velocidade de corte de 200m/min com ambos os avanços, o desempenho da ferramenta de PcBN em relação à ferramenta cerâmica CC6050 foi de aproximadamente 50%.

Utilizando a velocidade de corte de 300m/min com ambos os avanços o desempenho foi de aproximadamente 65%.

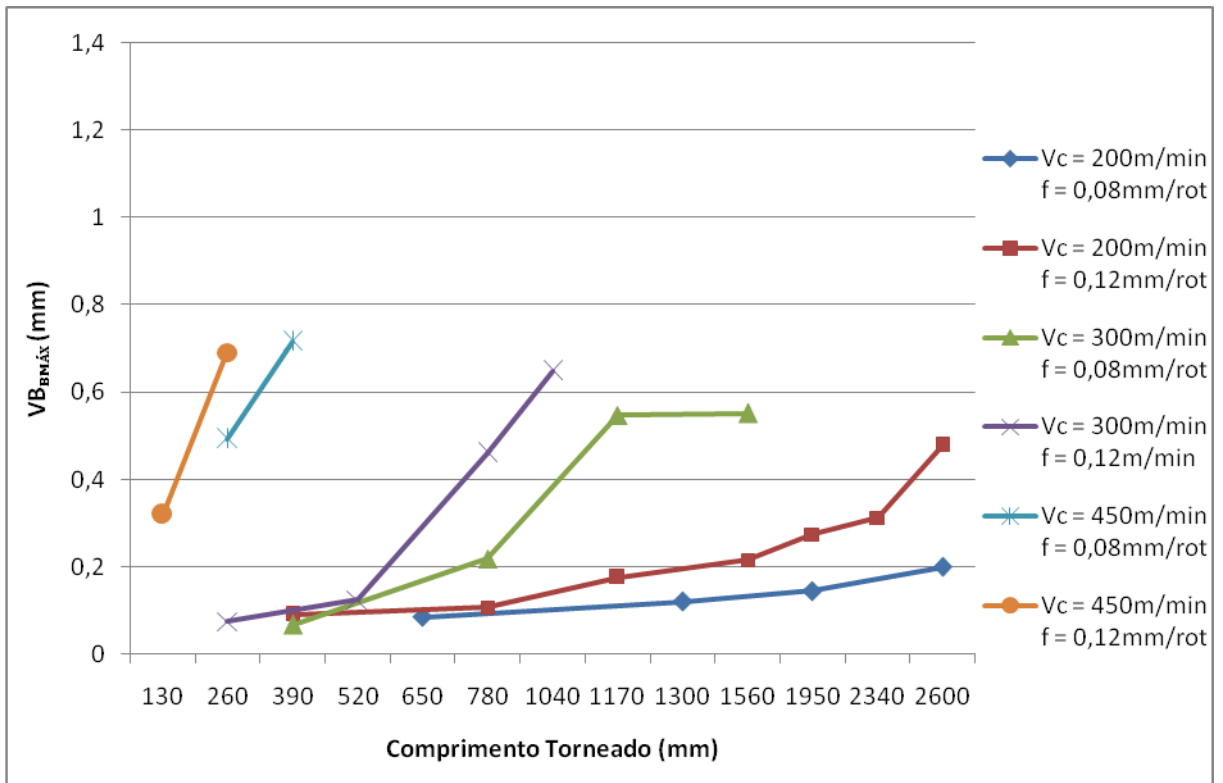


Figura 6.25 – Desgaste $VB_{B_{MÁX}}$ em função do comprimento torneado para ferramenta de PcBN CB7050 na condição a seco.

As Figuras 6.26 a 6.28 apresentam as imagens dos desgastes das ferramentas de PcBN no microscópio eletrônico de varredura.

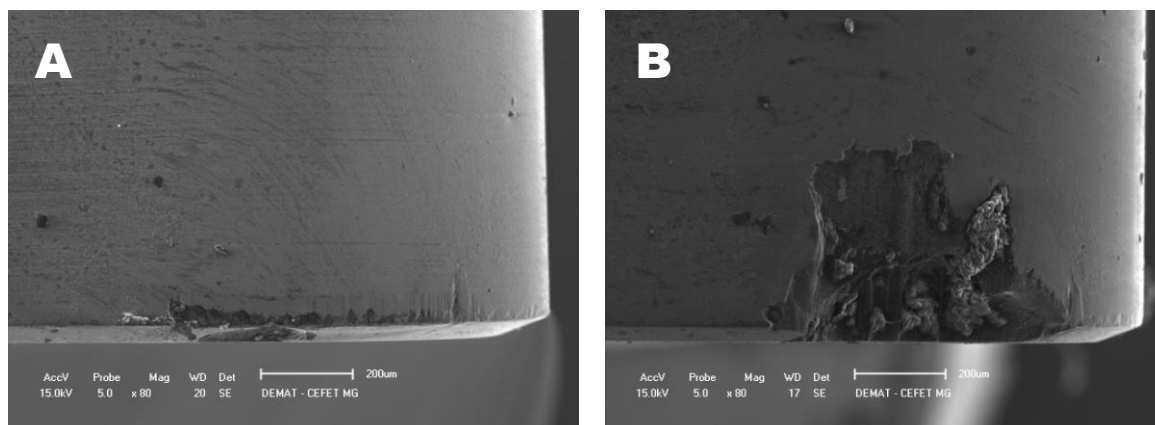


Figura 6.26 – Fotografia MEV do desgaste da ferramenta de PcBN CB7050 a seco com $v_c = 200\text{m/min}$. (A) $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $f = 0,12\text{mm/rot}$. (B).

Podemos perceber na Figura 6.26 "A" que a aresta da ferramenta ainda estava bastante preservada quando o teste foi interrompido, deduzindo que esta ainda produziria muito mais.

Percebe-se ainda que com a ferramenta de PcBN o aspecto do mecanismo de desgaste se modifica em relação às ferramentas anteriores. Além do mecanismo de abrasão e provavelmente o de *attrition* (aderência com arrastamento), que pode ser observado na superfície de folga e saída, causado provavelmente por partículas de carboneto da peça ou por grãos de cBN liberados durante o corte devido a deterioração do material ligante, principalmente pela alta temperatura de corte, provavelmente ocorreu o mecanismo de difusão, principalmente nas maiores velocidades conforme as Figuras 6.27 e 6.28, que apresentam os aspectos desse mecanismo. Com velocidades de corte mais altas o alto desgaste das ferramentas de PcBN pode ser também atribuído à deterioração provocada pelas reações químicas.

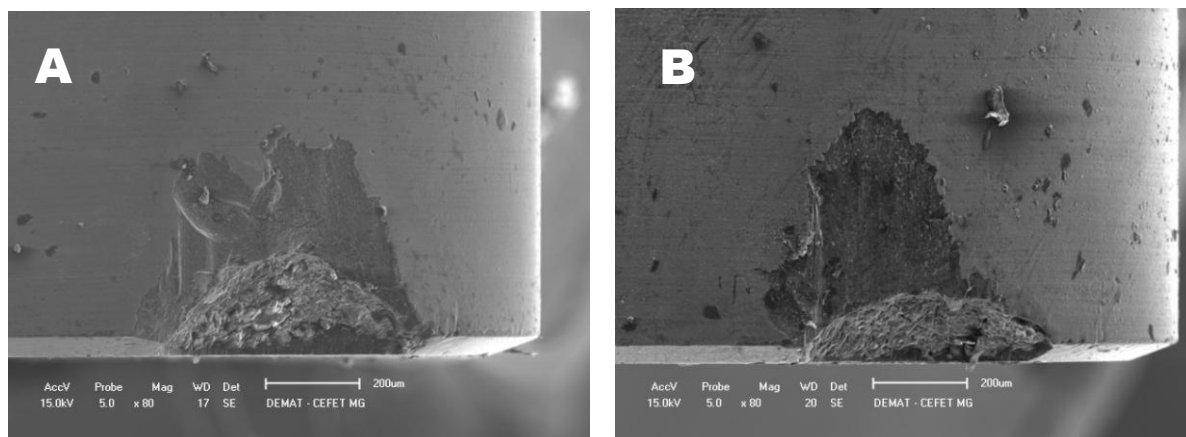


Figura 6.27 – Fotografia MEV do desgaste da ferramenta de PcBN CB7050 a seco com $v_c = 300\text{m/min}$. (A) $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $f = 0,12\text{mm/rot}$.

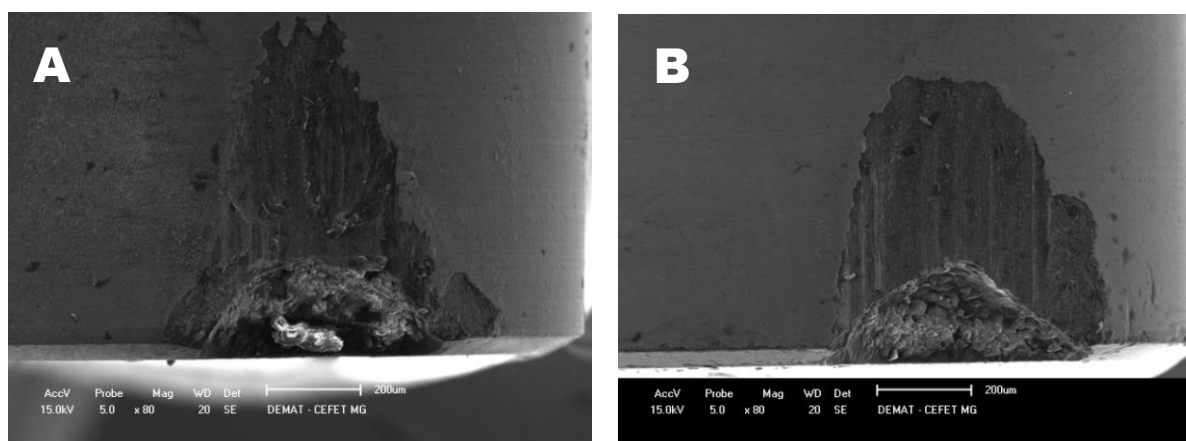


Figura 6.28 – Fotografia MEV do desgaste da ferramenta de PcBN CB7050 a seco com $v_c = 450\text{m/min}$. (A) $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $f = 0,12\text{mm/rot}$.

6.1.3.2 Método de lubrificação com fluido de corte por jorro para ferramenta de PcBN CB7050

Conforme esperado, os resultados com fluido de corte por jorro são melhores que o método a seco. Com velocidade de 300 m/min e avanço de 0,08 mm/rot, até o comprimento de 1560mm o desgaste atingiu 0,468mm contra 0,551mm do método a seco, com a ferramenta atingindo o fim de vida com 1950mm e um desgaste de 0,664mm. Com o avanço de 0,12 mm/rot foram 1430mm e um deagaste de 0,542mm. Aumentando-se a velocidade de corte para 450 m/min, com avanço de 0,08 mm/rot foram 650mm com desgaste de 0,812mm. Com avanço de 0,12 mm/rot foram 390mm e desgaste de 0,560mm, conforme apresentado na Figura 6.29. A

ferramenta cerâmica CC6050 voltou a ter melhor desempenho que a de PcBN na condição de $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$.

O aumento da vida útil com a utilização de fluido de corte em relação à condição a seco foi de aproximadamente 20% com a velocidade de corte de 300m/min e 40% com a velocidade de corte de 450m/min .

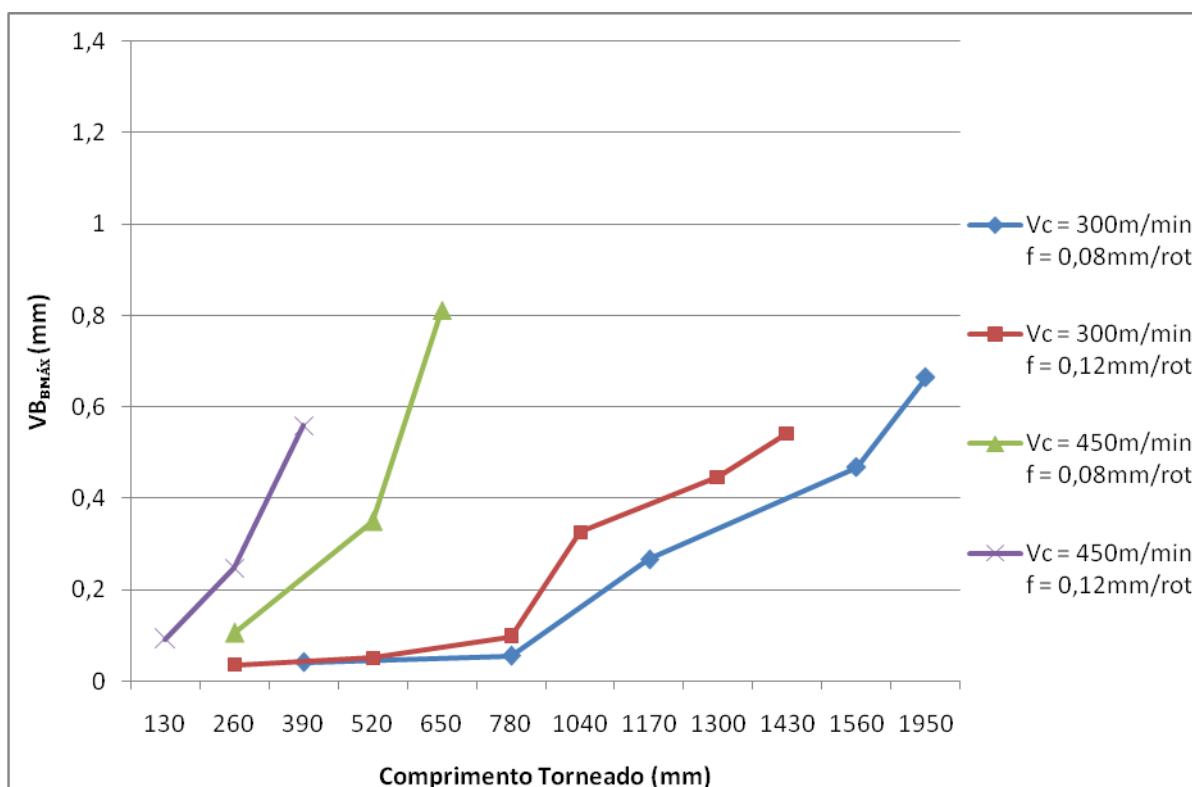


Figura 6.29 - Desgaste VB_{BMAX} em função do comprimento torneado para ferramenta de PcBN CB7050 na condição com fluido de corte por jorro.

Destaca-se que não foram realizados experimentos com $v_c = 200\text{m/min}$, devido o alto custo da ferramenta de PcBN, já que com o método a seco a ferramenta não atingiu seu fim de vida.

As imagens que se seguem são dos desgastes das ferramentas no microscópio eletrônico de varredura. Os mecanismos de desgaste que ocorreram na condição a seco continuam prevalecendo para a ferramenta de PcBN com a utilização de fluido de corte. A deterioração provocada por reações químicas provocou desgaste elevado, principalmente com alta velocidade de corte.

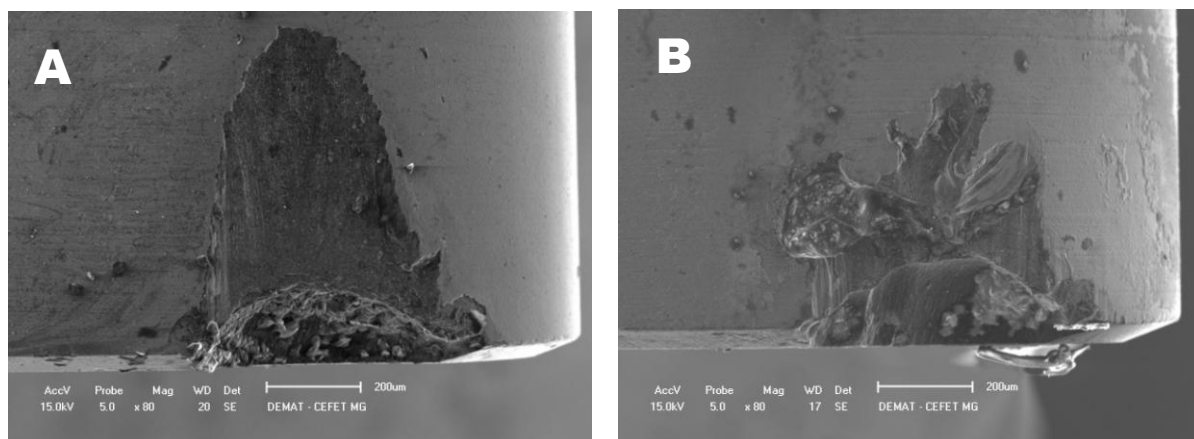


Figura 6.30 – Fotografia MEV do desgaste da ferramenta de PcBN CB7050 com fluido de corte por jorro com $v_c = 300\text{m/min}$. (A) $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $f = 0,12\text{mm/rot}$.

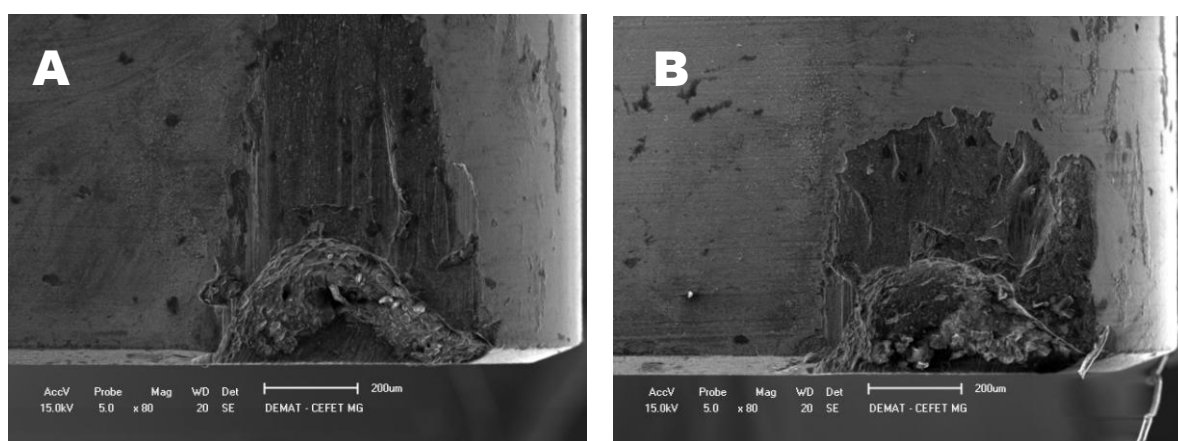


Figura 6.31– Fotografia MEV do desgaste da ferramenta de PcBN CB7050 com fluido de corte por jorro com $v_c = 450\text{m/min}$. (A) $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $f = 0,12\text{mm/rot}$.

6.1.3.3 Método de lubrificação com MQL para ferramenta de PcBN CB7050

Comparando este método de lubri-refrigeração com a utilização de fluido de corte, notamos um ganho do segundo método para velocidade de 300m/min , o que não é percebido para velocidade de 450m/min , onde os resultados são semelhantes. Com $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$ foram 1170mm e desgaste de $0,815\text{mm}$. Com $f = 0,12\text{mm/rot}$ foram 1040mm e desgaste de $0,547\text{mm}$. Aumentando-se a velocidade de corte para 450m/min , com avanço de $0,08\text{mm/rot}$ foram 520mm e desgaste de $0,904\text{mm}$. Com este avanço, utilizando a técnica de MQL a ferramenta cerâmica CC6050 obteve melhor desempenho que a ferramenta de PcBN. Aumentando-se o avanço para $0,12\text{mm/rot}$ foram 390mm e desgaste de $0,483\text{mm}$, com a ferramenta

cerâmica CC6050 superando mais uma vez a de PcBN. Esses resultados estão apresentados na Figura 6.32. Em geral, o método de lubrificação MQL obteve desempenho superior em relação à condição a seco.

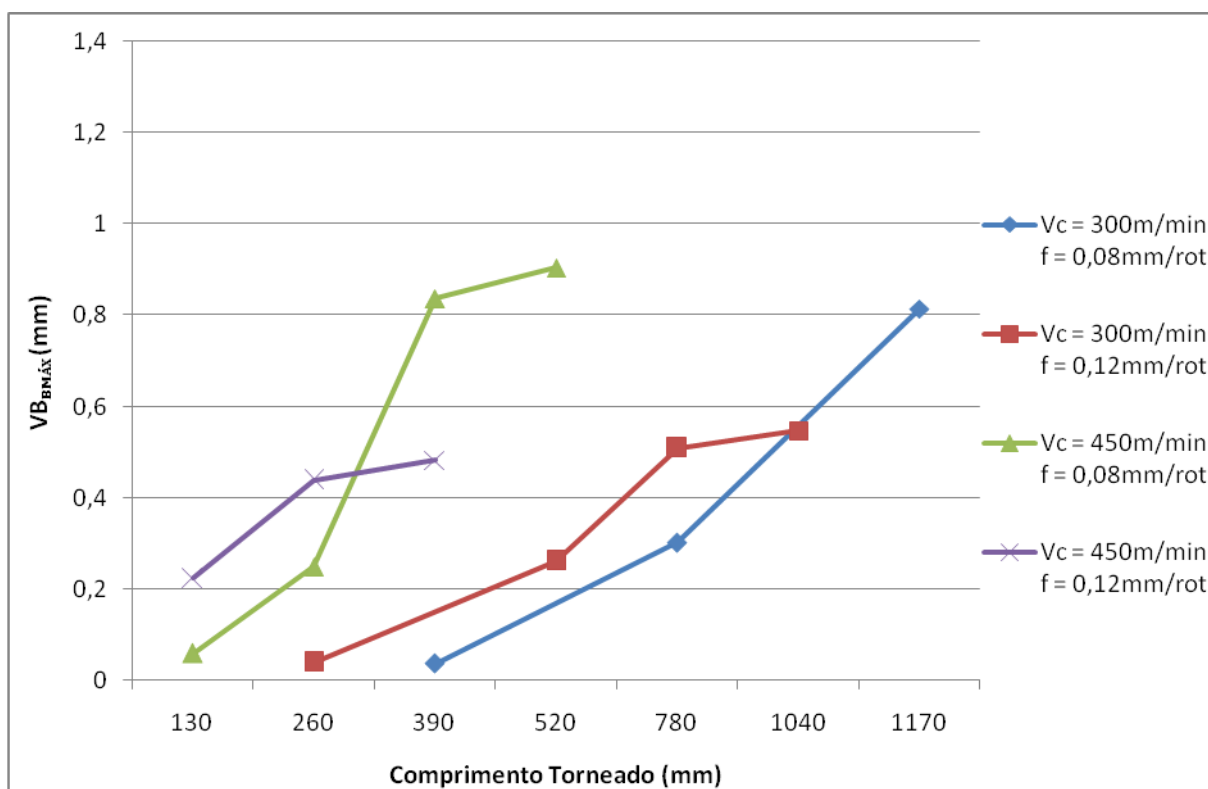


Figura 6.32 – Desgaste $VB_{BMÁX}$ em função do comprimento torneado para PCBN CB7050 na condição de MQL.

Ressalta-se que pelo mesmo motivo do método com fluido de corte, não foram realizados experimentos na condição de $v_c = 200\text{m/min}$.

As Figuras 6.33 e 6.34 apontam ainda para uma combinação dos mecanismos de desgaste de abrasão, e provável adesão e difusão com o método de MQL.

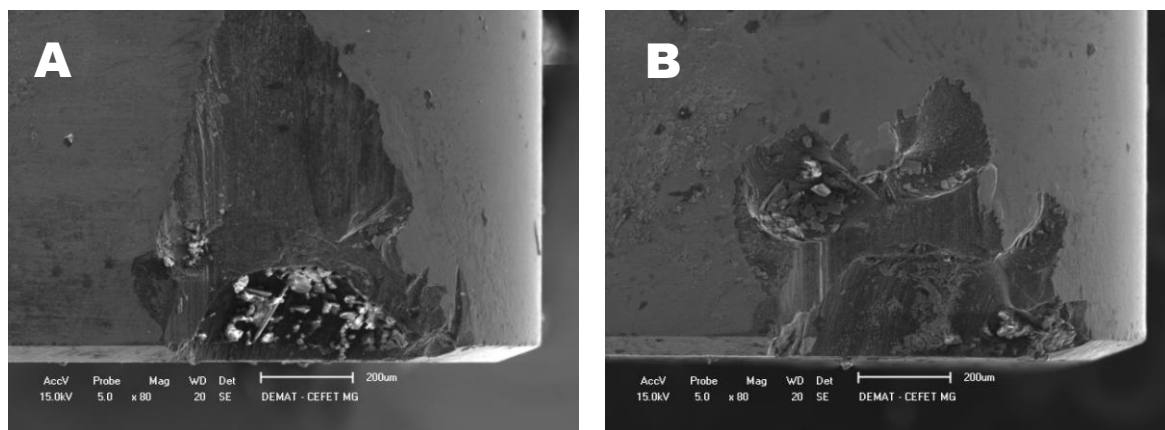


Figura 6.33 – Fotografia MEV do desgaste da ferramenta de PcBN CB7050 com MQL com $v_c = 300\text{m/min}$. (A) $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $f = 0,12\text{mm/rot}$.

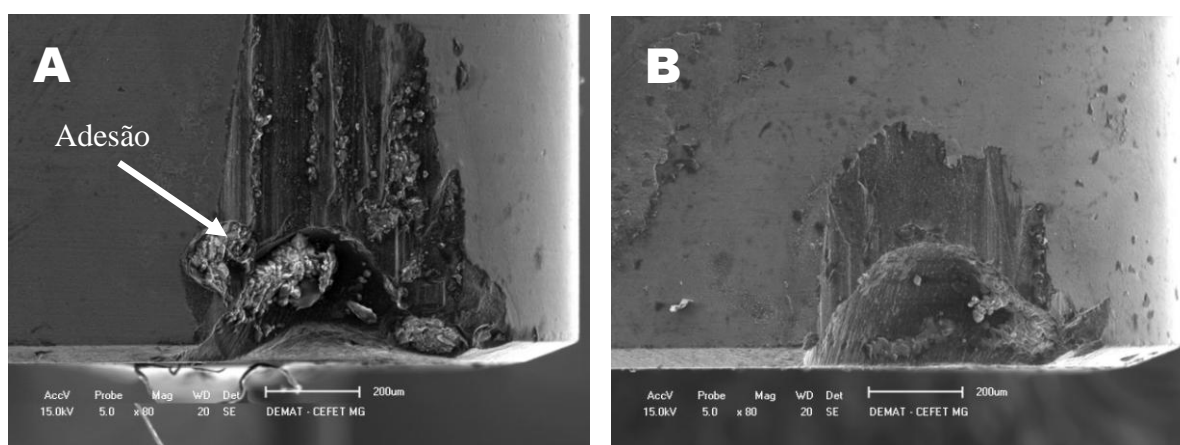


Figura 6.34 – Fotografia MEV do desgaste da ferramenta de PcBN CB7050 com MQL com $v_c = 450\text{m/min}$. (A) $f = 0,08\text{mm/rot}$; (B) $f = 0,12\text{mm/rot}$.

More et al. (2006), torneando o aço AISI 4340 temperado com dureza de $\approx 53\text{HRc}$, com velocidades de corte de 100; 125 e 150m/min, avanços de 0,10; 0,15 e 0,20mm/rot e profundidade de 0,25mm, relatam que o desgaste de flanco em ferramentas de PcBN sem e com revestimento de TiN no torneamento do aço AISI 4340 endurecido ocorrem principalmente devido ações abrasivas da martensita presente nas ligas desse aço.

Podemos perceber que os resultados obtidos com a ferramenta de PcBN para o método MQL com a velocidade de corte 450m/min são semelhantes ao método com fluido de corte por jorro.

Ao final dos testes de desgaste, podemos fazer as seguintes avaliações:

- A ferramenta de metal duro revestida (GC4215) obteve seu melhor desempenho trabalhando com fluido de corte e a condição de MQL superou a condição a seco;
- A ferramenta cerâmica mista sem revestimento (CC650) obteve um fraco desempenho com a utilização do avanço mais alto (0,12mm/rot), porém superou a cerâmica revestida com o menor avanço (0,08mm/rot) com a velocidade de corte de 300m/min na condição a seco e MQL;
- A ferramenta cerâmica mista revestida (CC6050) na condição a seco obteve o mesmo desempenho trabalhando com a velocidade de transição (300m/min) e alta velocidade de corte (450m/min), tornando-a promissora para o trabalho com alta velocidade em materiais endurecidos. O método de lubrificação com MQL apresentou melhor desempenho em relação à condição a seco;
- A ferramenta de PcBN em geral obteve melhor desempenho com o método de MQL em relação à condição a seco e desempenho semelhante entre os métodos de MQL e com fluido de corte, utilizando a velocidade de corte de 450m/min;
- De uma forma geral, os desgastes ocorridos não são provenientes de um único mecanismo, mas de uma combinação de vários deles;
- Na maioria das ferramentas os principais mecanismos de desgaste encontrados foram *attrition* (aderência por arrastamento) e abrasão;
- No geral, a ferramenta cerâmica revestida (CC6050) apresentou melhor desempenho na condição de maior velocidade de corte em relação às demais ferramentas utilizadas nos três métodos de lubri-refrigeração.

6.2 Vida das ferramentas de corte (Curvas T X v_c)

6.2.1 Curvas T X v_c para avanço 0,08 mm/rot

Analisando o tempo de corte na Figura 6.35, a cerâmica revestida (CC6050) trabalhando com velocidade de corte 200m/min a seco teve um desempenho pouco inferior em relação ao método com fluido de corte, com um tempo de corte de 15,00 minutos contra 17,38 minutos. Com velocidade de 300m/min o método com fluido foi visivelmente superior à condição a seco, com 10,95 minutos contra 4,10 minutos. O método de MQL proporcionou um tempo superior à condição a seco, sendo este de 5,11 minutos. Aumentando a velocidade para 450m/min, o tempo para os três métodos de lubri-refrigeração não foi alterado, ficando em 2,73 minutos.

A cerâmica sem revestimento (CC650) teve um comportamento semelhante para os três métodos de lubri-refrigeração. Com $v_c = 300$ m/min na condição a seco a ferramenta obteve uma vida de 7,09 minutos, com fluido de corte a vida foi de 6,10 minutos e com MQL de 7,09 minutos. Aumentando a velocidade para 450m/min, a condição a seco apresentou vida de 2,06 minutos, com fluido de corte de 3,40 minutos e no método de MQL 1,38 minutos.

Com a ferramenta de PcBN e $v_c = 200$ m/min na condição a seco, a ferramenta foi substituída sem alcançar o fim de vida, uma vez que foi possível executar vinte passadas com um tempo de corte de 28,72 minutos. Com 300m/min a vida foi de 11,89 minutos a seco, 14,68 minutos com aplicação de fluido de corte e 9,04 com MQL. Aumentando a velocidade para 450m/min, os tempos caíram para 2,06 minutos para a condição a seco e de MQL e 3,40 minutos com fluido de corte. Com velocidade de corte de 300m/min o aumento da vida da ferramenta de PcBN com fluido de corte em relação à condição a seco foi de 20% e com velocidade de corte de 450m/min foi de 40%.

A ferramenta de metal duro que foi analisada apenas com a velocidade de corte de 200m/min (esta foi testada também com 100m/min) teve um bom desempenho com fluido de corte, trabalhando 16,43 minutos. A seco e MQL foram 3,10 e 4,63 minutos

respectivamente. A condição de MQL mostrou-se favorável em relação à condição a seco.

Nota-se na maioria dos experimentos um melhor desempenho para o método com utilização de fluido de corte conforme esperado. Analisando os métodos a seco e MQL, nota-se uma alternância no ganho de desempenho de acordo com a ferramenta utilizada e/ou os parâmetros de corte, uma vez que para algumas situações o método a seco foi melhor como na ferramenta PcBN com $v_c = 300$ m/min e na cerâmica 650 com $v_c = 450$ m/min, e em outros, como na ferramenta cerâmica 6050 com $v_c = 300$ m/min e no metal duro com 200 m/min em que o método MQL foi superior. Nas situações restantes o tempo para esses dois métodos foi o mesmo.

As velocidades maiores proporcionaram um menor tempo de vida para todas as ferramentas testadas, porém, com elas o percurso de corte é feito em um menor tempo. Analisando por exemplo as velocidades de 300 e 450m/min para a ferramenta cerâmica CC650 com fluido de corte e a cerâmica CC6050 a seco e MQL, utilizando avanço de 0,08mm/rot, é apontado um ganho relativo para a maior velocidade. No caso da ferramenta cerâmica CC650, a vida da mesma foi de 6,10 minutos para 300m/min com um comprimento torneado de 780mm (Fig. 6.10) e 3,40 minutos para 450m/min com 650mm de comprimento (Fig. 6.10). Nota-se que a ferramenta praticamente com metade do tempo utilizando velocidade maior suportou toronar um comprimento bem próximo que com a velocidade menor. Com a ferramenta cerâmica revestida (CC6050) aconteceu também resultados próximos da ferramenta sem revestimento (CC650).

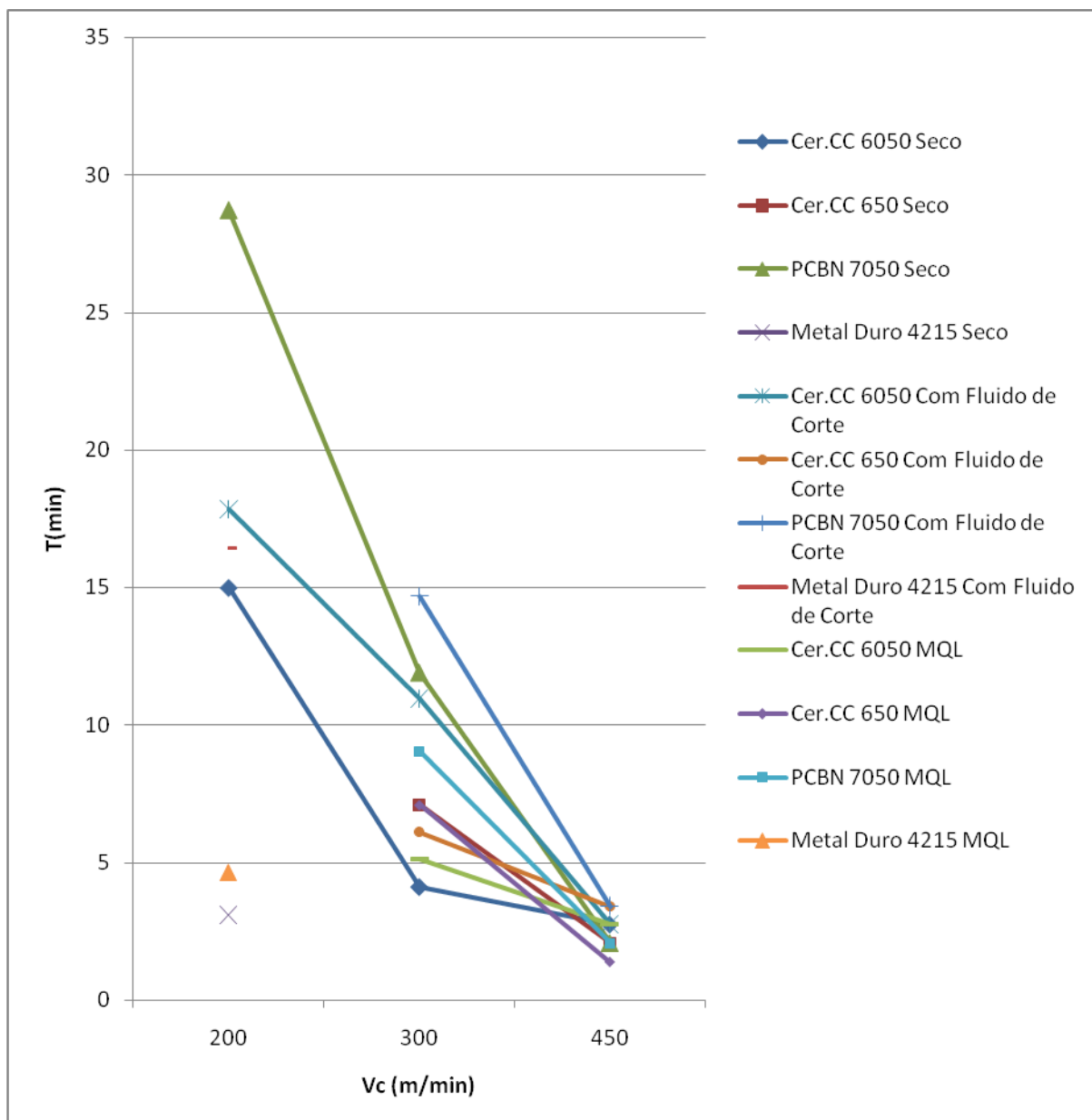


Figura 6.35 – Curva T X v_c para $f = 0,08\text{mm/rot}$ com os três métodos de lubrificação.

6.2.2 Curvas T X v_c para avanço 0,12 mm/rot

Com o avanço de 0,12mm/rot., podemos analisar pela Figura 6.36, que as curvas da ferramenta cerâmica revestida (CC6050) para os três métodos de lubrificação são bem semelhantes, notando-se respectivamente um pequeno ganho com utilização de fluido de corte seguido da técnica de MQL e a seco. Com $v_c = 200\text{m/min}$, a condição com fluido de corte proporcionou um tempo de corte de 17,84 minutos, a condição de MQL 15,59 minutos e a condição a seco 10 minutos. Aumentando-se a velocidade para 300m/min foram 6,02 minutos com aplicação de

fluido de corte, 5,38 minutos com MQL e 2,73 minutos a seco. Com a maior velocidade de corte utilizada nos testes foram 2,71 minutos com fluido de corte, 1,82 minutos com MQL e 1,37 minutos a seco. É importante salientar que esta ferramenta com o método MQL nestes testes superou o método a seco, proporcionando um tempo de vida maior com as três velocidades.

A ferramenta cerâmica sem revestimento (CC650) com avanço 0,12mm/rot teve um desempenho muito baixo com os três métodos de lubri-refrigeração, como já apontado nos gráficos de desgaste.

A ferramenta de PcBN para as velocidades de 300 e 450m/min apontou tempos semelhantes para os três métodos de lubri-refrigeração. Na condição de $v_c = 300\text{m/min}$ o desempenho de vida com a condição a seco e com fluido de corte se igualaram e com a condição de MQL o desempenho foi um pouco abaixo. Na condição de $v_c = 450\text{m/min}$ o desempenho de vida com a condição com fluido de corte e com MQL se igualaram e com a condição a seco o desempenho foi um pouco abaixo.

A ferramenta de metal duro obteve melhor desempenho de vida quando da utilização de fluido de corte e as condições a seco e de MQL se igualaram.

O melhor desempenho para a maior velocidade de corte (450m/min) foi para a ferramenta cerâmica CC6050 com a utilização de fluido de corte.

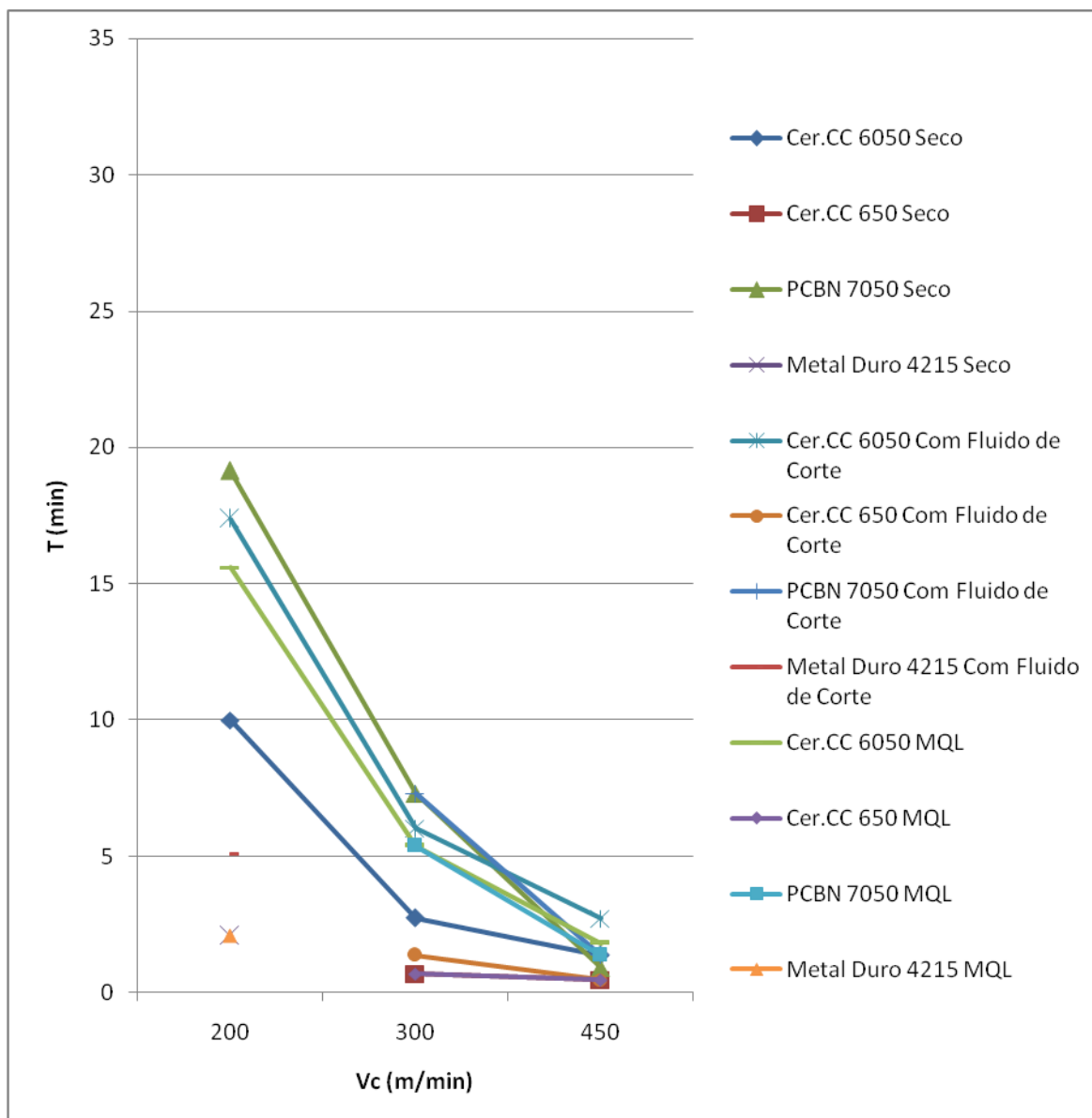


Figura 6.36 – Curva T X v_c para $f = 0,12\text{mm/rot}$ com os três métodos de lubrificação.

6.3 Rugosidade

6.3.1 Rugosidade R_a para velocidade de corte 200m/min na condição a seco

A Figura 6.37 apresenta os resultados de rugosidade R_a para $v_c = 200\text{m/min}$ na condição a seco e aponta melhor desempenho para a ferramenta de PcBN com avanço de $0,08\text{mm/rot}$. Foram 2600mm torneado com o teste sendo interrompido devido o tempo de corte ter alcançado 27 minutos, e a rugosidade parâmetro R_a

chegando no máximo a $0,840\mu\text{m}$. Com avanço de $0,12\text{mm/rot}$ o resultado foi muito bom até 1950mm de comprimento com a rugosidade chegando a $0,730\mu\text{m}$, porém aumentando muito nas passadas seguintes. A ferramenta cerâmica CC6050 com avanço de $0,08\text{mm/rot}$ obteve um bom desempenho até 780mm , com a rugosidade chegando a $0,723\mu\text{m}$ e caindo para $0,660\mu\text{m}$ com 1040mm . Na medição seguinte (1300mm), elevou-se para $1,228\mu\text{m}$. Com a ferramenta de metal duro foram apenas 260mm , sendo que o resultado mais satisfatório foi para o avanço de $0,08\text{mm/rot}$. De uma maneira geral como esperado, o aumento do avanço elevou os valores de rugosidade.

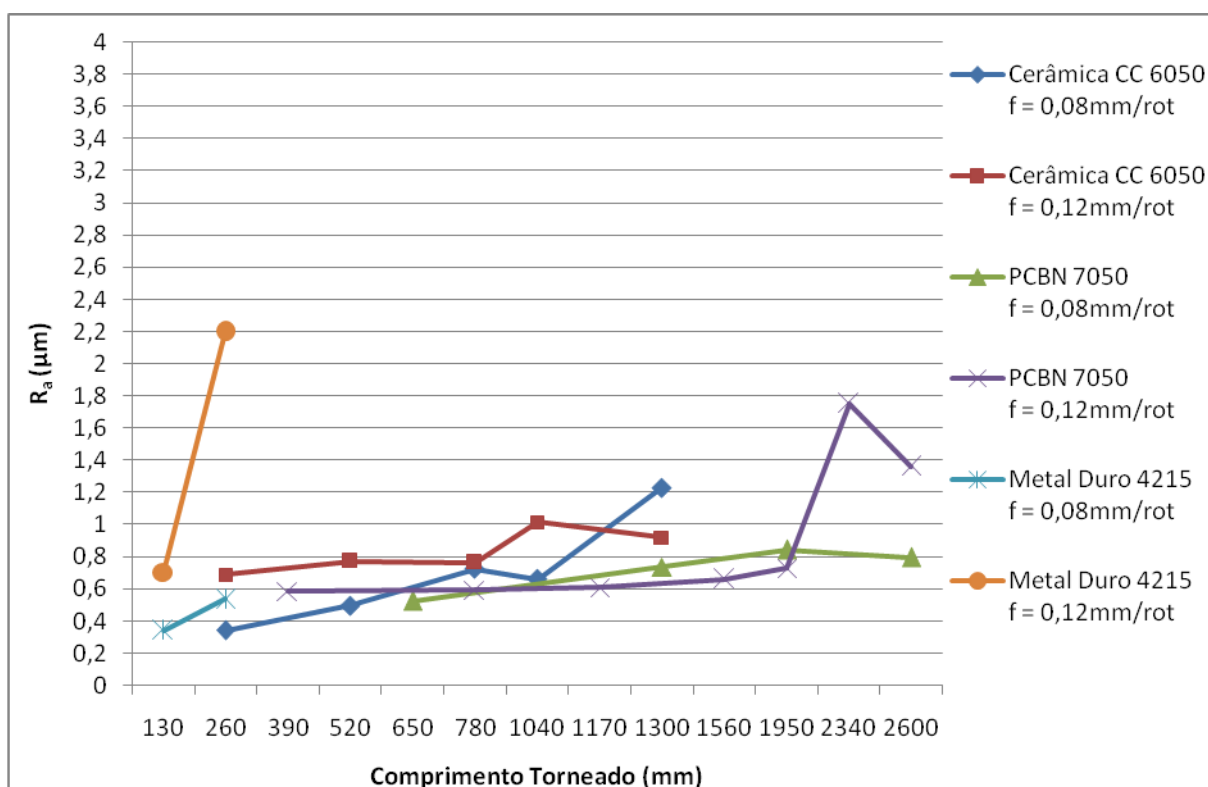


Figura 6.37 – Rugosidade R_a para $v_c = 200\text{m/min}$ na condição a seco.

Os valores de rugosidade obtidos com a ferramenta de PcBN são semelhantes ao processo de retificação convencional, apresentando também menor dispersão.

6.3.2 Rugosidade R_a para velocidade de corte 200 m/min com fluido de corte por jorro

As ferramentas de metal duro GC4215 e cerâmica CC6050 utilizando fluido de corte apresentaram melhores resultados com avanço de 0,08 mm/rot. O emprego de fluido de corte obteve um desempenho muito satisfatório quando da utilização da ferramenta de metal duro. A Figura 6.38 apresenta os resultados de rugosidade das diversas ferramentas de corte na condição com fluido de corte.

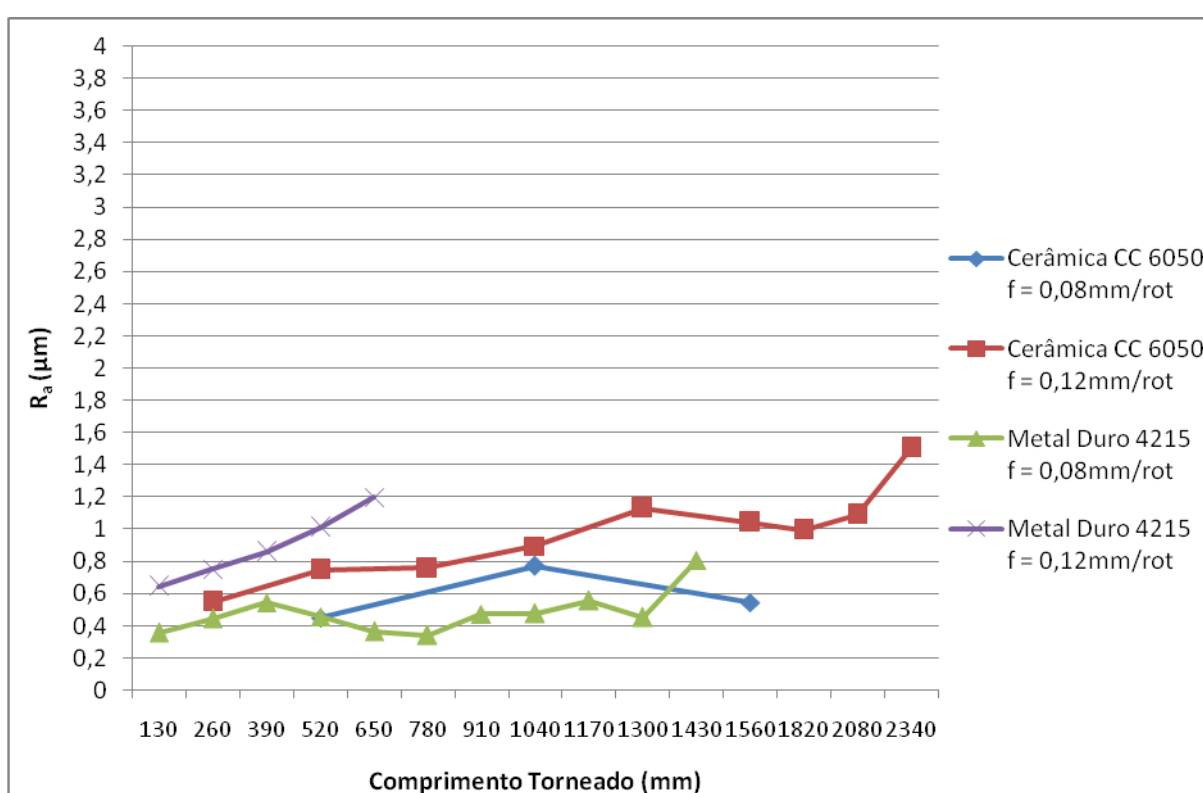


Figura 6.38 – Rugosidade R_a para $v_c = 200\text{m/min}$ na condição com fluido de corte.

As ferramentas cerâmica CC650 e PcBN não foram utilizadas com a velocidade de 200 m/min com fluido de corte pelos motivos já mencionados anteriormente.

A ferramenta de metal duro, com avanço de 0,08mm/rot apresentou menores valores de rugosidade e também menor dispersão.

6.3.3 Rugosidade R_a para velocidade de corte 200m/min com a técnica de MQL

A Figura 6.39 apresenta os resultados de rugosidade quando da utilização da técnica de MQL para a condição de $v_c = 200\text{m/min}$.

Com o método de MQL os testes foram realizados apenas com o metal duro em ambos os avanços e a cerâmica CC6050 com avanço de 0,12 mm/rot. Comparando as duas ferramentas com avanço de 0,12 mm/rot, torneando 260mm com o metal duro e 260mm com a cerâmica, esta última obteve um melhor desempenho. Comparando os dois avanços para o metal duro, o de 0,08mm/rot proporcionou rugosidade menor, conforme apresentado também nos métodos a seco e com fluido de corte.

A condição a seco apresentou uma leve redução da rugosidade em relação à técnica com MQL nas ferramentas e condições testadas.

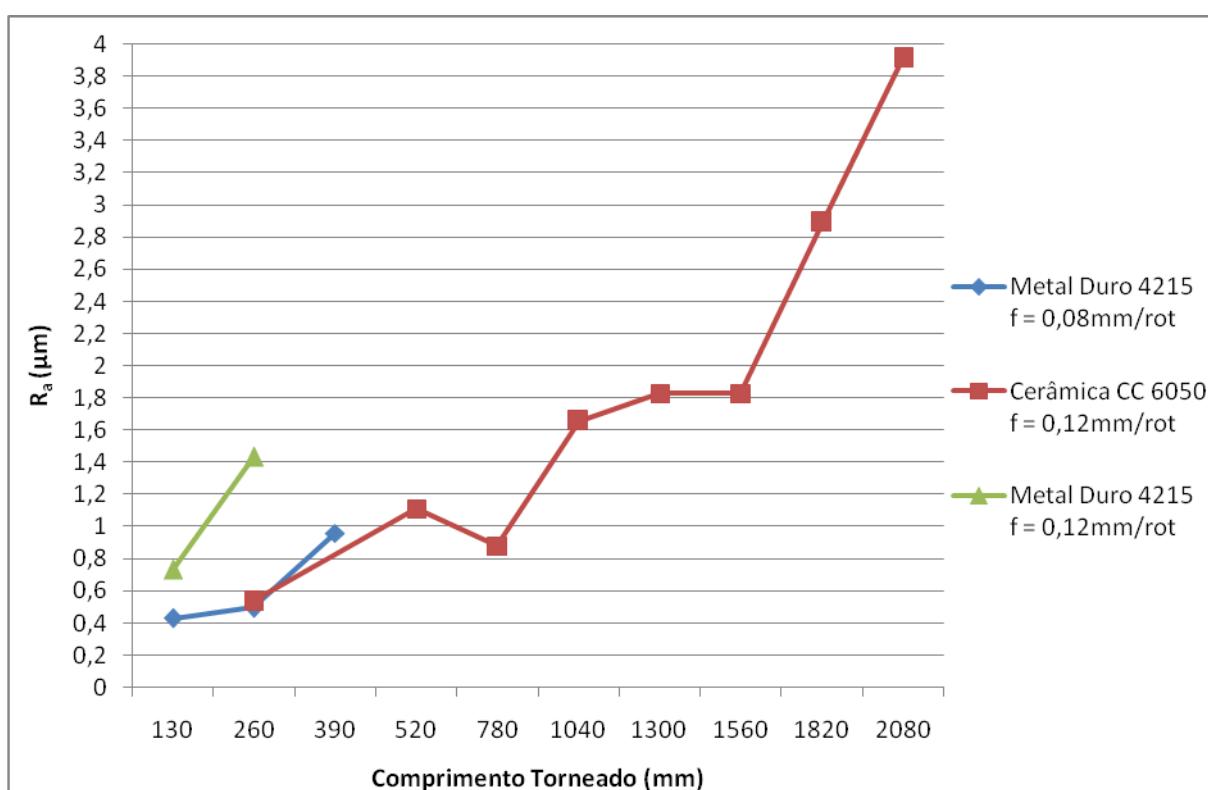


Figura 6.39 – Rugosidade R_a para $v_c = 200\text{m/min}$ na condição com MQL.

6.3.4 Rugosidade R_a para velocidade de corte 300m/min a seco

A Figura 6.40 apresenta os resultados de rugosidade quando da utilização da condição a seco com $v_c = 300\text{m/min}$.

Para a ferramenta cerâmica CC6050 com avanço de 0,08mm/rot a rugosidade R_a aumentou a cada passada, chegando a 0,700 μm em 520mm torneado. Com avanço de 0,12 mm/rot, até 520mm o resultado foi bem próximo do avanço anterior no mesmo comprimento torneado, aumentando muito para 650mm. O PcBN obteve o melhor resultado de rugosidade para o avanço de 0,08mm/rot, com 1560mm e rugosidade máxima de 0,597 μm . Com avanço de 0,12mm/rot foram 1040mm com a rugosidade chegando a 0,943 μm . Nota-se um decréscimo da rugosidade até 780mm para ambos os avanços, ao contrário dos experimentos com a ferramenta anterior. Esta queda no valor da rugosidade provavelmente se deve aos pequenos lascamentos “afiarem” a aresta da ferramenta que volta a uma condição ideal de corte, como foi mencionado na revisão por Sales & Ferreira (2005). Com a cerâmica CC650 utilizando avanço de 0,08mm/rot o resultado foi melhor que o da CC6050. O maior valor de rugosidade chegou a 0,568 μm até 520mm, e finalizando com 910mm e rugosidade de 0,800 μm . Aumentando-se o avanço para 0,12mm/rot foram apenas 130mm com a rugosidade de 1,00 μm . No geral, o aumento da velocidade de corte de 200m/min para 300m/min proporcionou uma melhoria na qualidade superficial.

De uma maneira geral conforme esperado, o aumento do avanço elevou os valores de rugosidade. Novamente a ferramenta de PcBN apresenta menor dispersão dos valores de rugosidade.

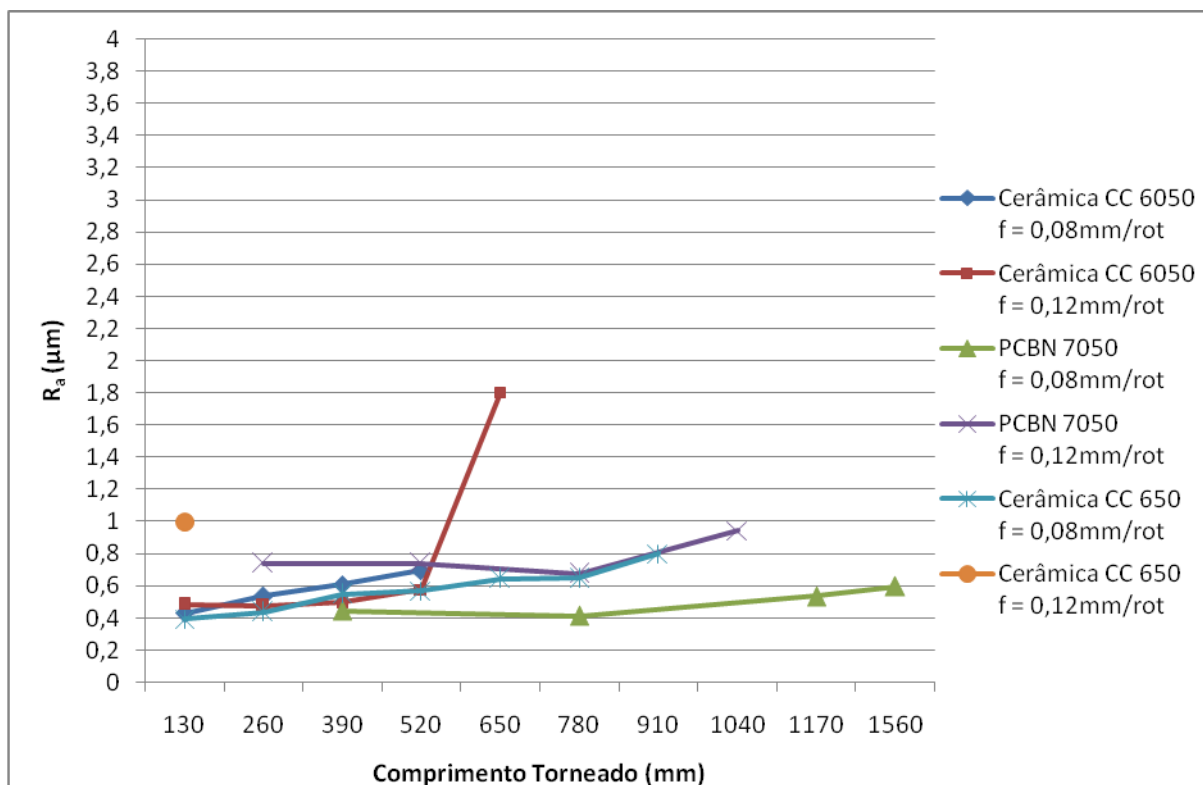


Figura 6.40 – Rugosidade R_a para $v_c = 300\text{m/min}$ na condição a seco.

A ferramenta cerâmica CC650 apresentou pior desempenho na condição de avanço de $0,12\text{mm/rot}$.

A ferramenta de PcBN 7050 apresentou resultado compatível com o processo de retificação com avanço de $0,08\text{mm/rot}$.

6.3.5 Rugosidade R_a para velocidade de corte 300m/min com fluido de corte por jorro

A Figura 6.41 apresenta os resultados de rugosidade quando da utilização do método com fluido de corte para a condição de $v_c = 300\text{m/min}$.

Com a ferramenta cerâmica CC6050 utilizando avanço de $0,08\text{mm/rot}$ o resultado foi muito satisfatório com a curva de rugosidade atingindo um valor máximo de $0,577\mu\text{m}$, com pequena dispersão e um total de 1430mm . Depois de torneado os 1430mm a rugosidade R_a era de $0,413\mu\text{m}$. Aumentando o avanço para $0,12\text{mm/rot}$ a curva ficou ligeiramente acima da anterior até 910mm , com um brusco acréscimo

para os comprimentos de 1040 e 1170mm. A ferramenta de PcBN com avanço de 0,08mm/rot proporcionou um resultado muito bom até 1560mm com rugosidade de 0,600 μm , elevando-se para 0,840 μm em 1950mm. Com avanço de 0,12mm/rot a curva ficou um pouco acima da anterior com rugosidade de 0,627 μm em 1300mm de comprimento, e atingido 0,870 μm em 1430mm. Utilizando a ferramenta cerâmica sem revestimento (CC650) foram 780mm com o avanço de 0,08mm/rot com a rugosidade chegando a 0,497 μm . Para o avanço de 0,12mm/rot foram apenas 260mm e em 130mm a rugosidade já era de 1,148 μm , mostrando a deficiência desta ferramenta com o avanço maior.

Na condição de $f = 0,08\text{mm/rot}$, a ferramenta CC6050 mostrou-se competitiva com a ferramenta de PcBN na mesma condição.

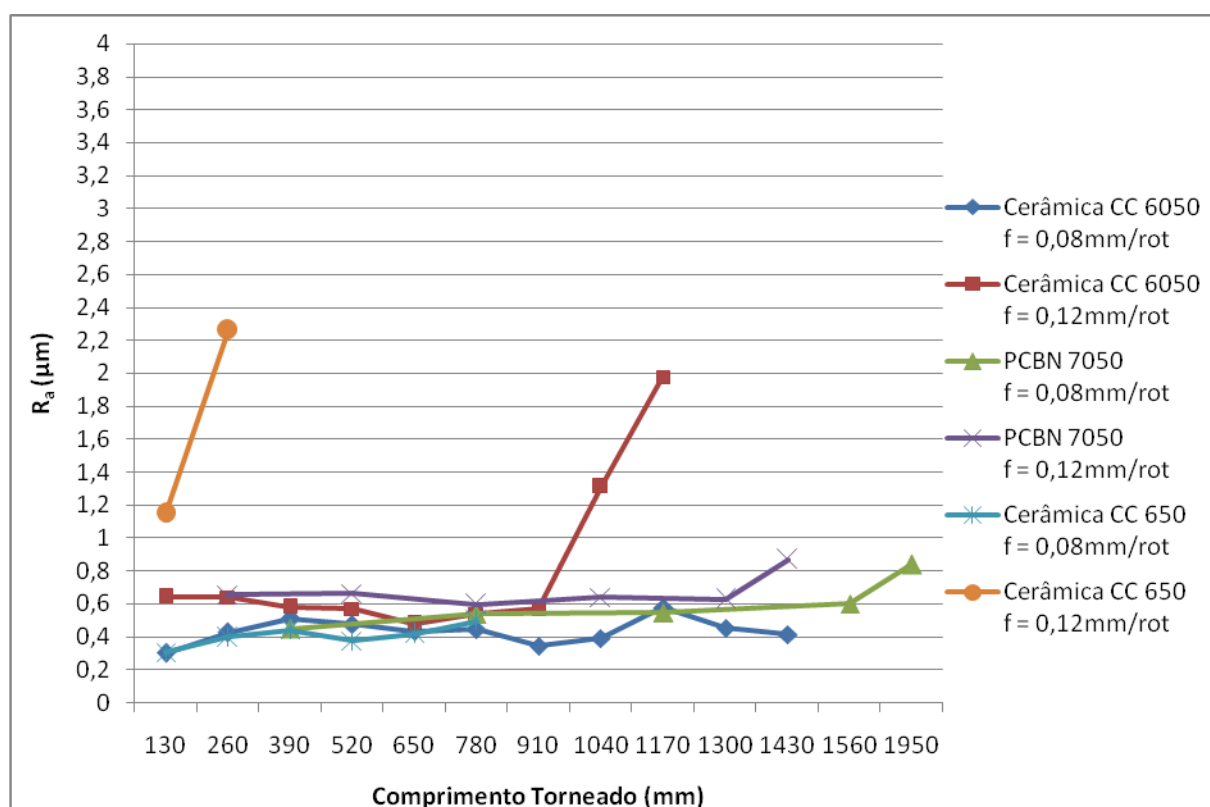


Figura 6.41 – Rugosidade R_a para $v_c = 300\text{m/min}$ na condição com fluido de corte.

O método de lubri-refrigeração com fluido de corte apresentou de uma maneira geral desempenho superior à condição a seco. Apenas a ferramenta de PcBN obteve o mesmo desempenho com os dois avanços.

6.3.6 Rugosidade R_a para velocidade de corte 300m/min com MQL

A Figura 6.42 apresenta os resultados de rugosidade quando da utilização da técnica de MQL para a condição de $v_c = 300\text{m/min}$.

No método MQL percebe-se resultados semelhantes ao método a seco e pouco inferiores ao método com fluido de corte. Utilizando a ferramenta cerâmica revestida (CC6050) e avanço de 0,08mm/rot, até no comprimento de 520mm a rugosidade não ultrapassou 0,755 μm . Aumentando-se o avanço para 0,12mm/rot a curva ficou pouco acima da anterior até 780mm, elevando-se muito com 710mm e retornando a um valor próximo do anterior com 1040mm. Com a ferramenta de PcBN e avanço de 0,08mm/rot a rugosidade ficou em 0,482 μm até 780mm elevando-se para 1,053 μm na nona. Com avanço de 0,12mm/rot os valores ficaram acima da curva anterior chegando a 0,530 μm com 520mm, indo a 1,022 μm com 780mm e 2,497 μm com 1040mm. Com a ferramenta cerâmica sem revestimento (CC650) e avanço 0,08mm/rot, o resultado ficou bem próximo da ferramenta cerâmica revestida, como podemos verificar na Figura 6.42. Novamente, com o avanço de 0,12mm/rot., os resultados voltaram a apresentar maiores valores de rugosidade com todas as ferramentas testadas.

O melhor desempenho foi apresentado com a ferramenta PcBN CB7050 na condição de avanço de 0,08mm/rot. A ferramenta cerâmica CC6050 apresentou pior desempenho na condição de avanço de 0,12mm/rot. No geral, a rugosidade aumentou com a evolução do desgaste.

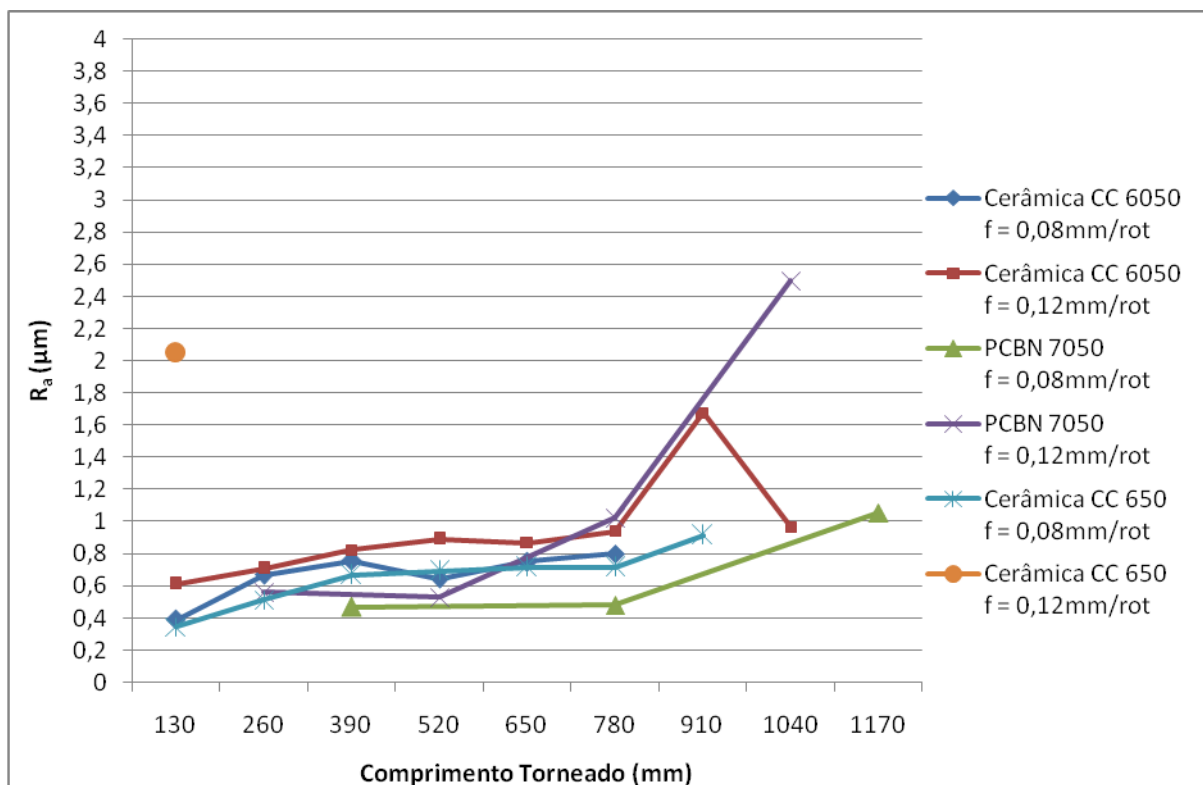


Figura 6.42 – Rugosidade R_a para $v_c = 300\text{m/min}$ na condição com MQL.

6.3.7 Rugosidade R_a para velocidade de corte 450m/min a seco

A Figura 6.43 apresenta os resultados de rugosidade quando da utilização da condição a seco para $v_c = 450\text{m/min}$.

Com a ferramenta cerâmica CC6050 utilizando o avanço de $0,08\text{mm/rot}$, com 390mm a rugosidade aumentou gradativamente chegando a $0,592\mu\text{m}$, caindo para $0,510\mu\text{m}$ com 520mm . Com o avanço de $0,12\text{mm/rot}$ com 390mm a rugosidade chegou a $0,842\mu\text{m}$. A ferramenta de PcBN proporcionou resultados melhores, com a rugosidade chegando a $0,433\mu\text{m}$ com 390mm para avanço de $0,08\text{mm/rot}$. Com o avanço de $0,12\text{mm/rot}$ foram apenas 260mm com a rugosidade chegando a $0,782\mu\text{m}$. Utilizando-se a ferramenta cerâmica sem revestimento (CC650), mais uma vez o resultado para o maior avanço não foi satisfatório. Com o de $0,08\text{mm/rot}$ foram 260mm com a rugosidade de $0,502\mu\text{m}$. Aumentando o avanço para $0,12\text{mm/rot}$ com 130mm apresentava rugosidade de $0,647\mu\text{m}$.

Novamente a ferramenta PcBN CB7050 apresentou melhores resultados seguida da ferramenta cerâmica CC6050 na condição de avanço de 0,08mm/rot.

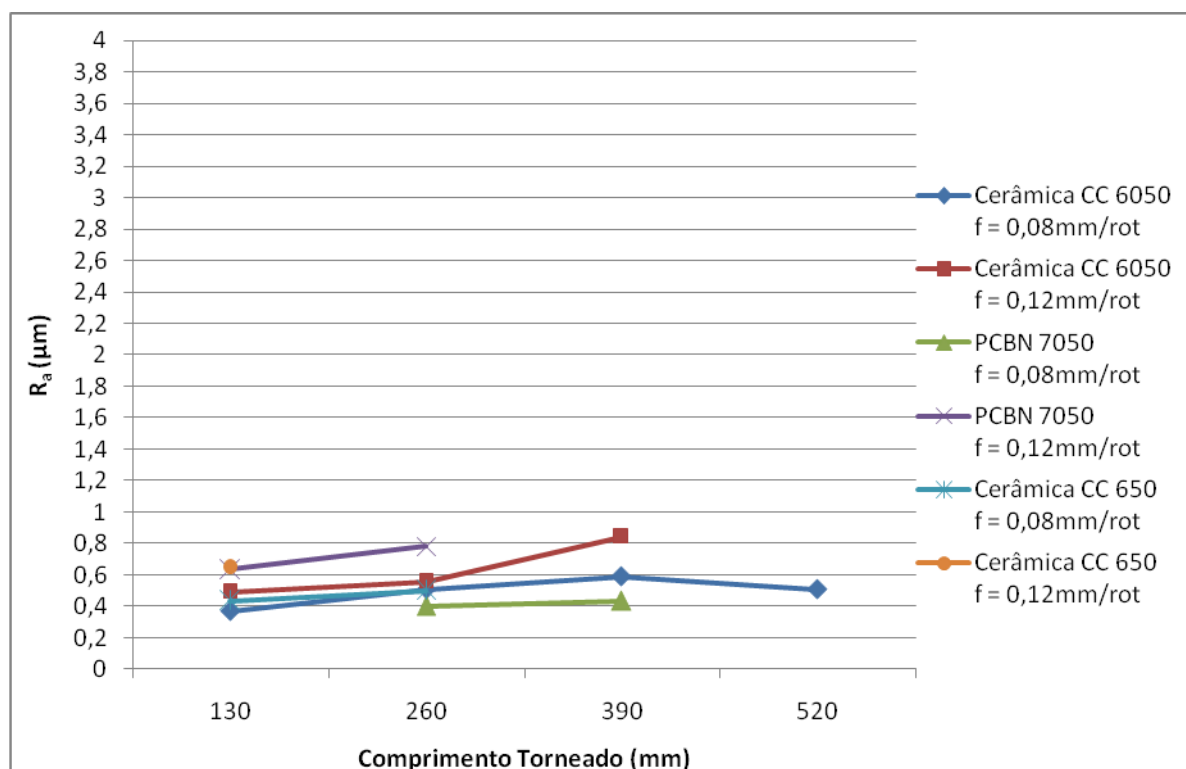


Figura 6.43 – Rugosidade R_a para $v_c = 450\text{m/min}$ na condição a seco.

6.3.8 Rugosidade R_a para velocidade de corte 450m/min com fluido de corte por jorro

Fazendo a análise das ferramentas de corte, nota-se um melhor desempenho para a ferramenta de PcBN com avanço de 0,08 mm/rot, seguido da ferramenta cerâmica CC6050 com os dois avanços e da CC650 com avanço de 0,08 mm/rot, resultados estes apresentados na Figura 6.44.

Os experimentos com aplicação de fluido de corte para $v_c = 450\text{m/min}$ não apresentaram ganhos significativos em termos de rugosidade parâmetro R_a . Com exceção do comprimento torneado que na maioria das situações foi possível aumentar com as três ferramentas analisadas, as curvas são bem semelhantes até no comprimento correspondente com o método a seco. Considerando apenas o comprimento de 390mm para a ferramenta cerâmica CC6050 e avanço de

0,08mm/rot, a rugosidade chegou a 0,417 μ m contra 0,592 μ m do método a seco. Para o avanço de 0,12mm/rot também no comprimento de 390mm, a rugosidade era de 0,545 μ m contra 0,842 μ m. Para o PcBN com avanço de 0,08mm/rot, com 520mm a rugosidade estava em 0,513 μ m contra os 0,433 μ m do método a seco, porém este com 390mm. Com o avanço de 0,12mm/rot a rugosidade foi de 1,073 μ m com 390mm e 0,730 μ m com 260mm contra os 0,782 μ m do máximo de 260mm para o método a seco. Com a ferramenta cerâmica CC650 na condição com fluido de corte por jorro o comprimento torneado foi bem maior para o avanço de 0,08 mm/rot em relação ao método a seco, entretanto, com 260mm já apresentava valores de rugosidade de 0,490 μ m contra os 0,502 μ m do método a seco.

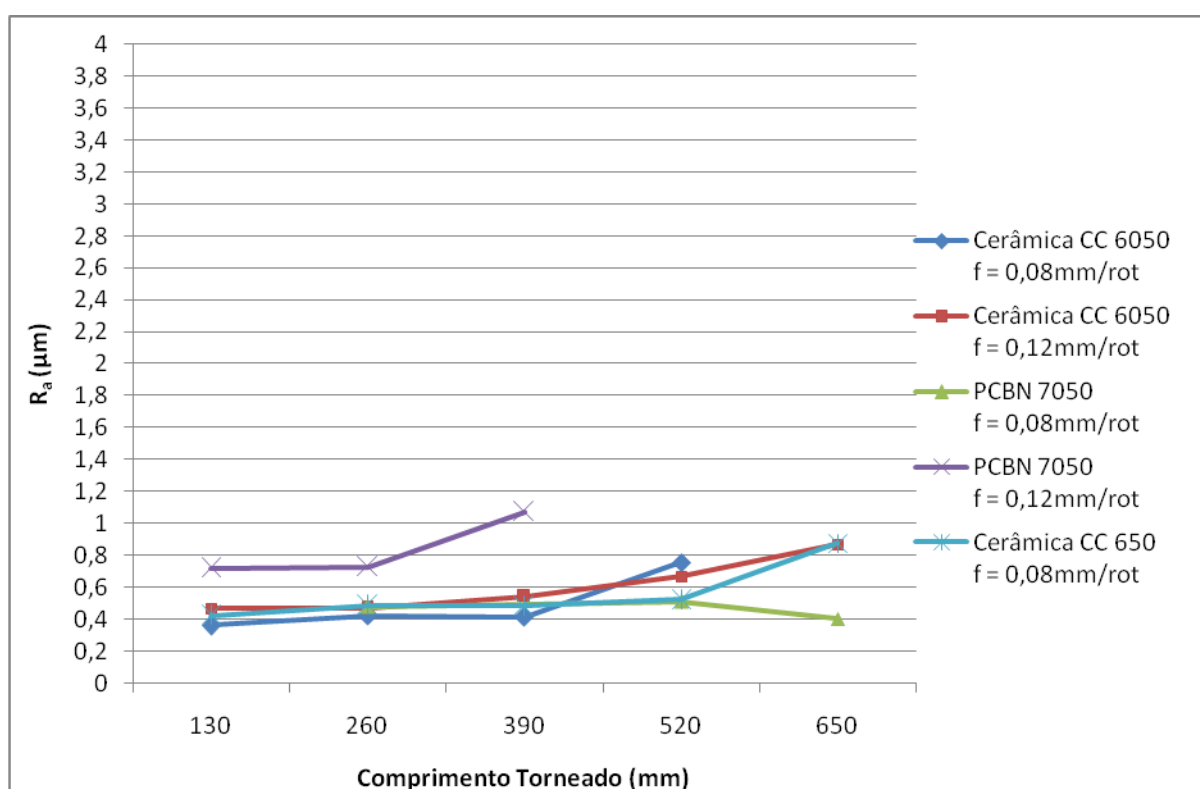


Figura 6.44 – Rugosidade R_a para $v_c = 450\text{m/min}$ na condição com fluido de corte.

Durante o experimento com a ferramenta Cerâmica CC650 sob as condições de $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$ a superfície ficou muito irregular impossibilitando a medição da rugosidade.

6.3.9 Rugosidade R_a para velocidade de corte 450m/min com MQL

A Figura 6.45 apresenta os resultados de rugosidade quando da utilização da técnica de MQL para a condição de $v_c = 450\text{m/min}$.

O método MQL não aponta resultados melhores de rugosidade que o método a seco e ao com fluido de corte, com poucas exceções. Para a ferramenta cerâmica CC6050 por exemplo, com avanço de 0,08mm/rot com 390mm a rugosidade era de 0,605 μm contra os 0,592 μm do a seco. Com avanço de 0,12mm/rot era de 0,733 μm contra os 0,842 μm da condição a seco. Com a ferramenta de PcBN e avanço de 0,08mm/rot, com 390mm era de 0,820 μm contra os 0,433 μm . Com avanço de 0,12mm/rot com 260mm estava em 1,578 μm contra os 0,782 μm dos 260mm a seco. Para a cerâmica CC650 com avanço de 0,08mm/rot, com um máximo de 260mm foi 0,483 μm contra os 0,502 μm do método a seco.

Analisando as três ferramentas, constata-se desempenho melhor para a ferramenta cerâmica CC6050, que resistiu a um maior comprimento torneado sem elevar muito a rugosidade.

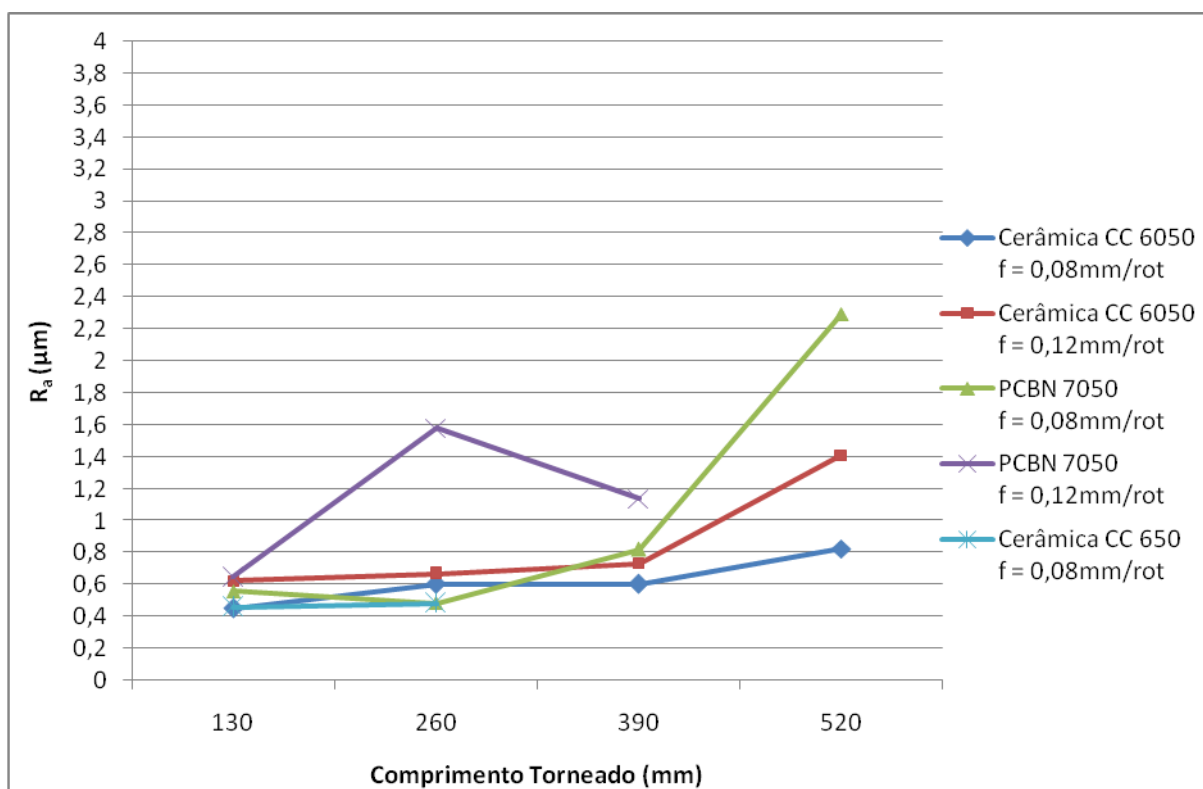


Figura 6.45 – Rugosidade R_a para $v_c = 450\text{m/min}$ na condição com MQL.

Novamente durante o experimento com a ferramenta cerâmica CC650 sob as condições de $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$ a superfície ficou muito irregular impossibilitando a medição da rugosidade. Além disso, durante o teste e a réplica houve lascamento e quebra respectivamente.

6.4 Rugosidade R_a sob diferentes condições de lubrificação

As Figuras 6.46 a 6.50 apresentam o desempenho da rugosidade parâmetro R_a das diversas ferramentas de corte utilizadas nos experimentos sob diferentes condições de lubrificação. Analisando a Figura 6.46, a rugosidade média (R_a) não apresenta variação significativa da primeira para a última passada, com exceção do método MQL com a ferramenta cerâmica CC6050.

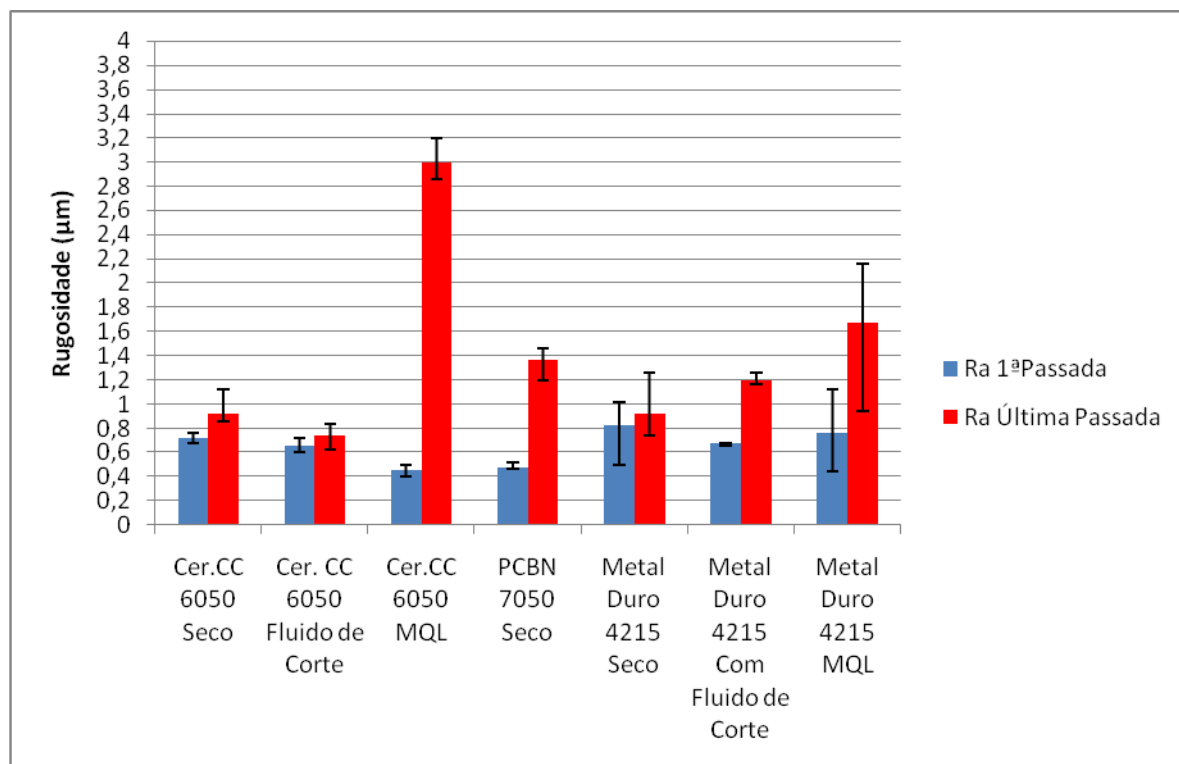


Figura 6.46 – Rugosidade R_a para $v_c = 200\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot.}$

Obs: Para $v_c = 200\text{m/min}$ não foram utilizadas todas as ferramentas de corte.

Na condição de corte de $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$ os valores de rugosidades não apresentaram diferenças significativas entre os resultados da primeira para a última passada da rugosidade R_a . Apenas é notado um ligeiro aumento como esperado, devido desgaste das ferramentas, conforme apresentado a Figura 6.47.

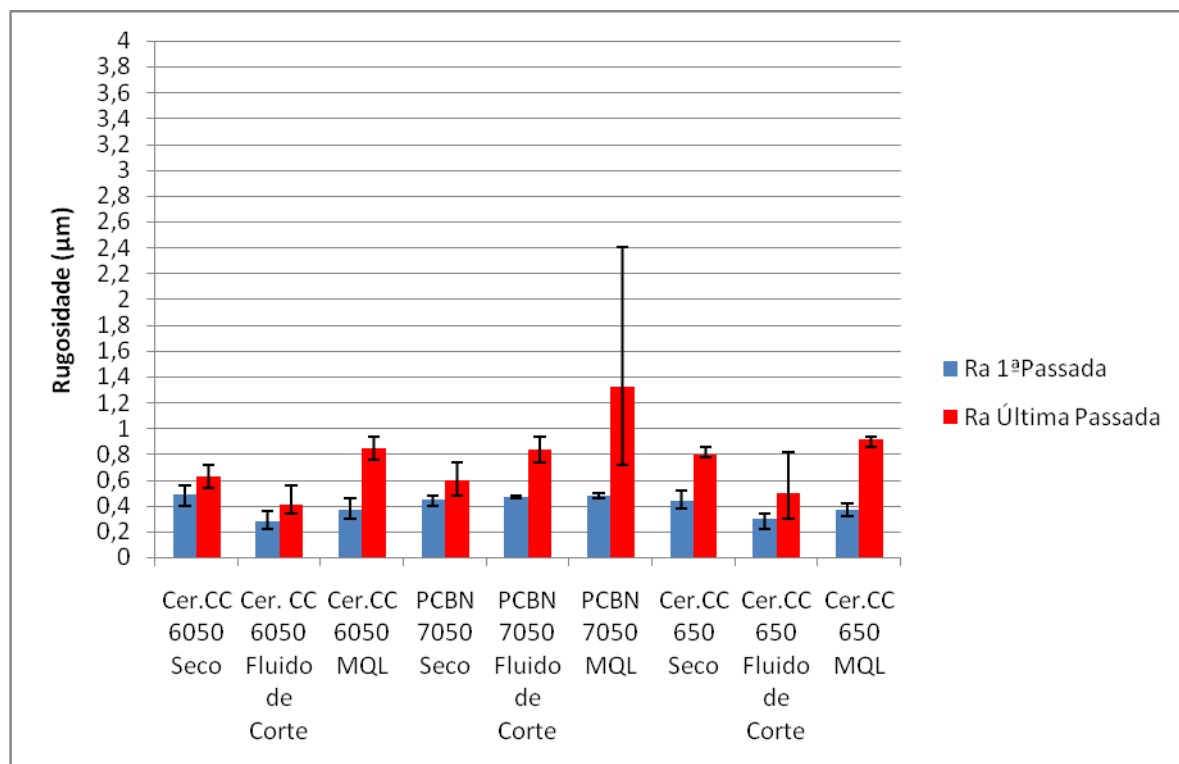


Figura 6.47 – Rugosidade R_a para $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot.}$

As duas ferramentas cerâmicas apresentaram melhor acabamento superficial quando da utilização de fluido de corte por jorro, porém, a dispersão na última passada para a ferramenta cerâmica CC650 foi maior para este método. Ávila e Abrão (2001) encontraram resultados inversos destes com a ferramenta cerâmica mista ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$) com $v_c = 300\text{m/min}$, com os valores médios de rugosidade aumentando com a utilização de fluido de corte em relação à condição a seco e a dispersão diminuindo para a condição com fluido de corte.

Aumentando-se o avanço para $0,12\text{ mm/rot}$, os valores de R_a aumentaram significativamente para cerâmica CC6050 com fluido, PcBN MQL e cerâmica CC650 com fluido conforme ilustra a Figura 6.48.

As ferramentas cerâmica CC6050 e PcBN apresentaram no geral melhor acabamento superficial e menor dispersão com o aumento da velocidade de corte de 200m/min para 300m/min na condição a seco.

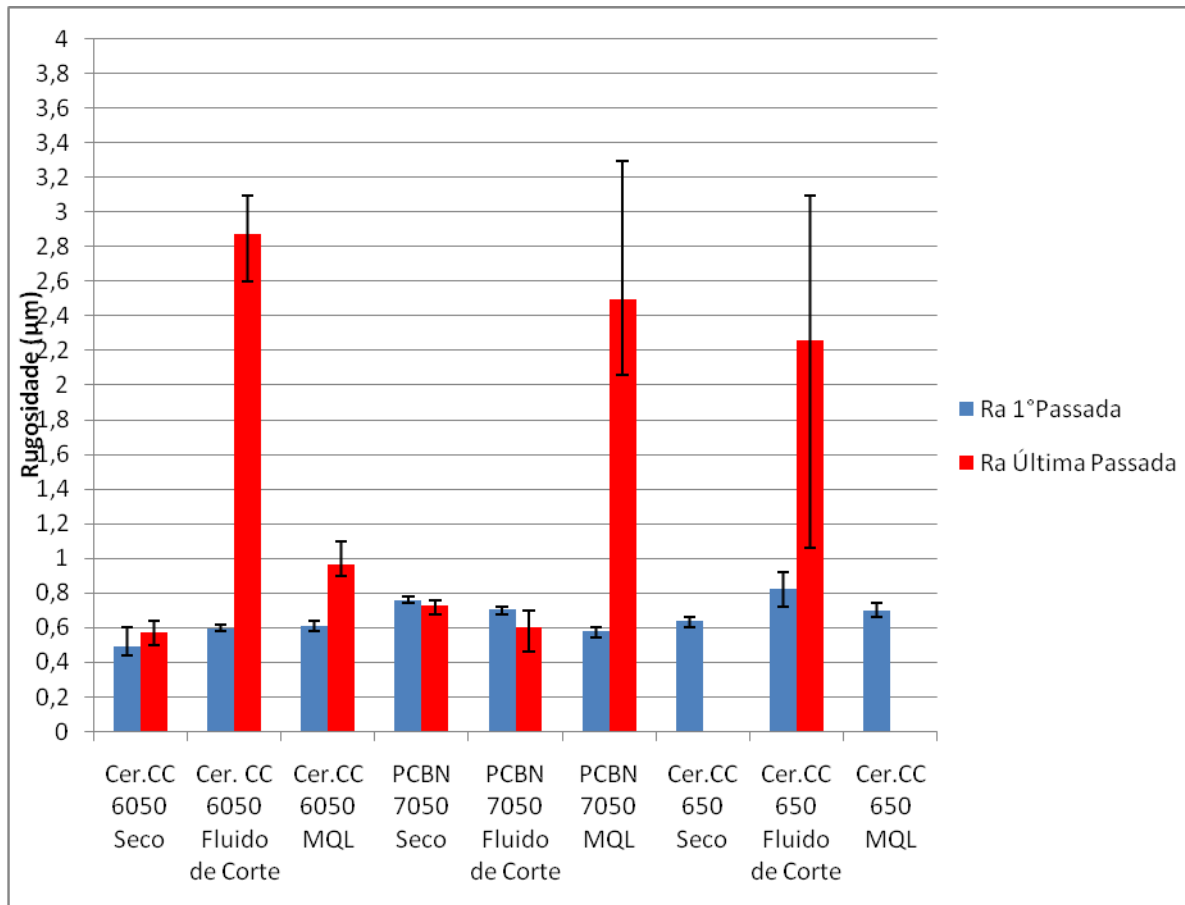


Figura 6.48 – Rugosidade Ra para $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot.}$

Obs: A ferramenta cerâmica CC650 na condição a seco realizou apenas uma passada assim como na condição de MQL.

Quando da utilização da maior velocidade de corte e utilizando o menor avanço os valores de R_a não se alteraram significativamente da primeira para a última passada, conforme pode ser observado na Figura 6.49.

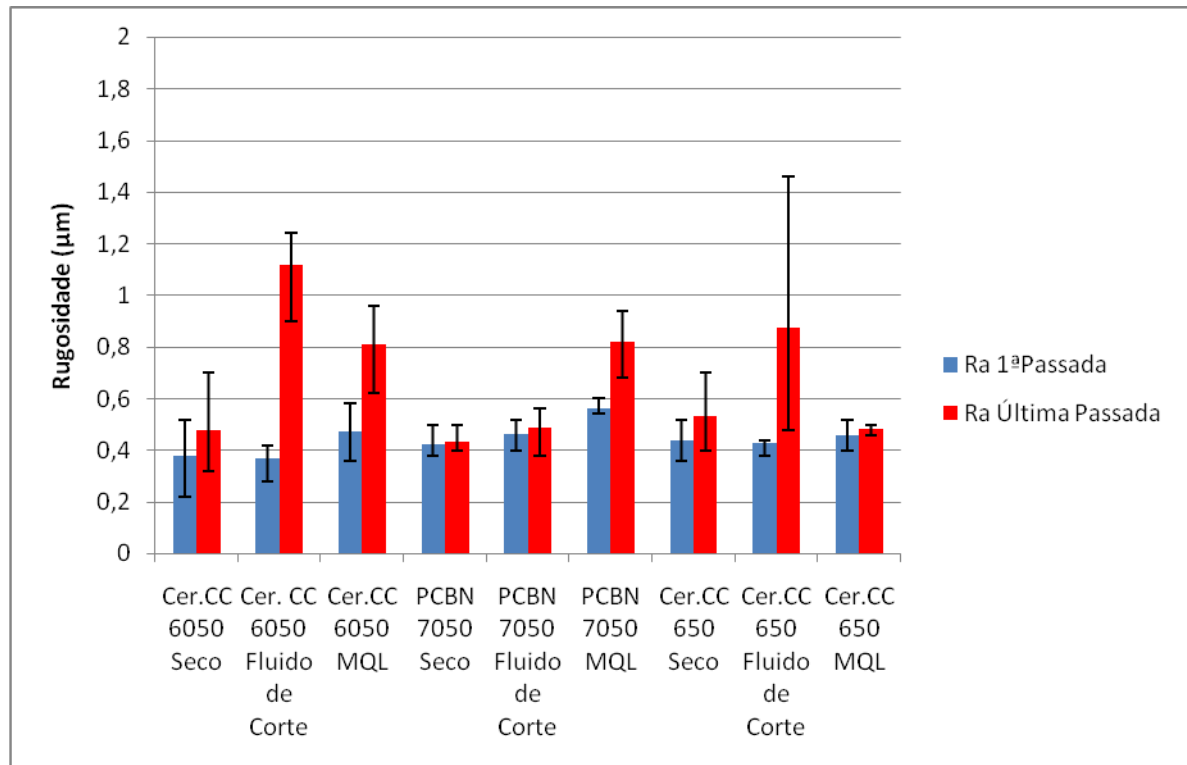


Figura 6.49 – Rugosidade R_a para $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$

Aumentando-se o avanço para $0,12\text{mm/rot}$, os resultados de R_a continuam sem muita alteração, conforme apresenta a Figura 6.50.

A ferramenta cerâmica CC650 na condição a seco realizou apenas uma passada. Já a mesma ferramenta nas condições com fluido de corte e MQL não foi possível realizar as medições uma vez que a superfície ficou irregular demonstrando o desgaste prematuro ou quebra da ferramenta na primeira passada, fato já justificado anteriormente nas análises dos desgastes.

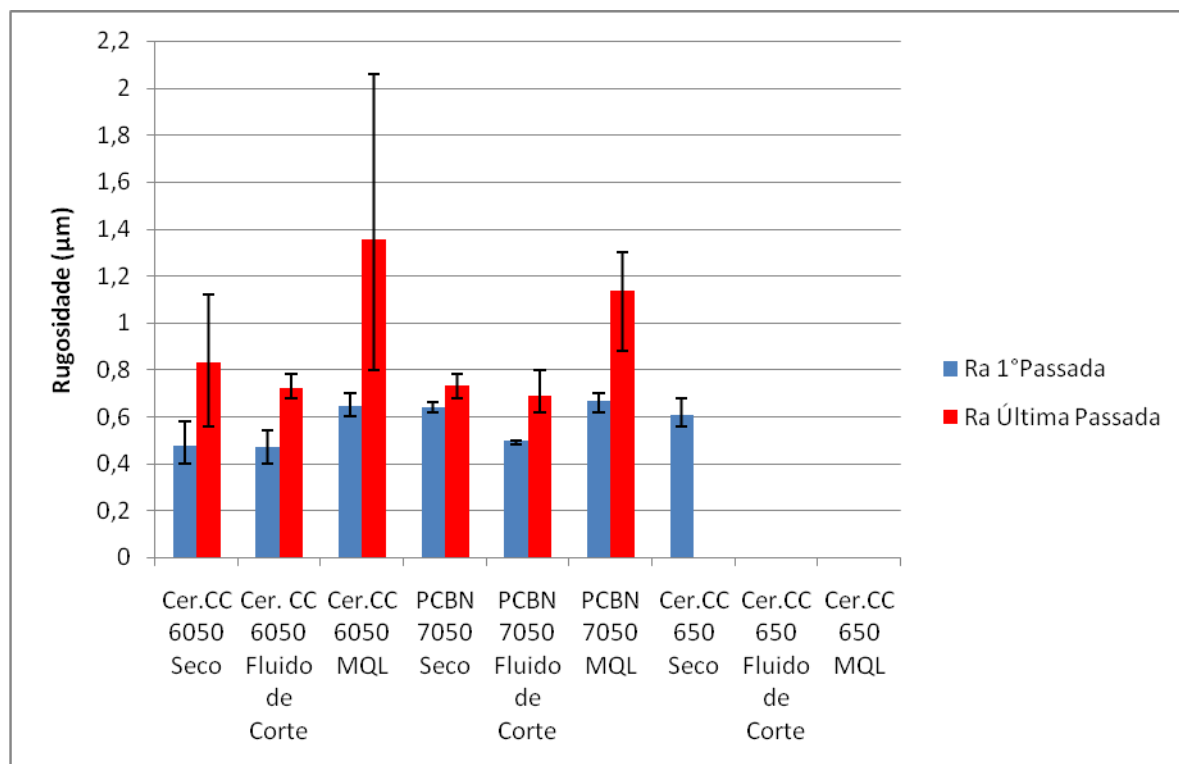


Figura 6.50 – Rugosidade R_a para $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$

Os valores de R_a apresentam uma tendência de crescimento com o tempo de corte, ou seja, à medida que aumenta o comprimento usinado, os valores de rugosidade aumentam com o aumento do desgaste. Conforme Equação 1 na página 65, os valores para o parâmetro R_a calculado para o avanço de $0,08\text{mm/rot}$ com o raio de ponta (r_ϵ) de $0,8\text{mm}$ seria $0,256\mu\text{m}$. Porém, todos os valores medidos ficaram acima, provavelmente devido acréscimos provocados por vibrações e/ou desgaste das arestas de corte. Apesar das diferenças nos valores da primeira para a última passada, estes em alguns casos se equipararam às operações de retificação.

6.5 Rugosidade R_t sob diferentes condições de lubrificação

As Figuras 6.51 e 6.52 apresentam o desempenho da rugosidade (parâmetro R_t) das diversas ferramentas de corte utilizadas sob diferentes condições de lubrificação, com o avanço de $0,08\text{mm/rot}$.

Na condição de $v_c = 300\text{m/min}$ nota-se no geral um aumento significativo da primeira para a última passada, com maior dispersão para ferramenta de PcBN com o método de MQL.

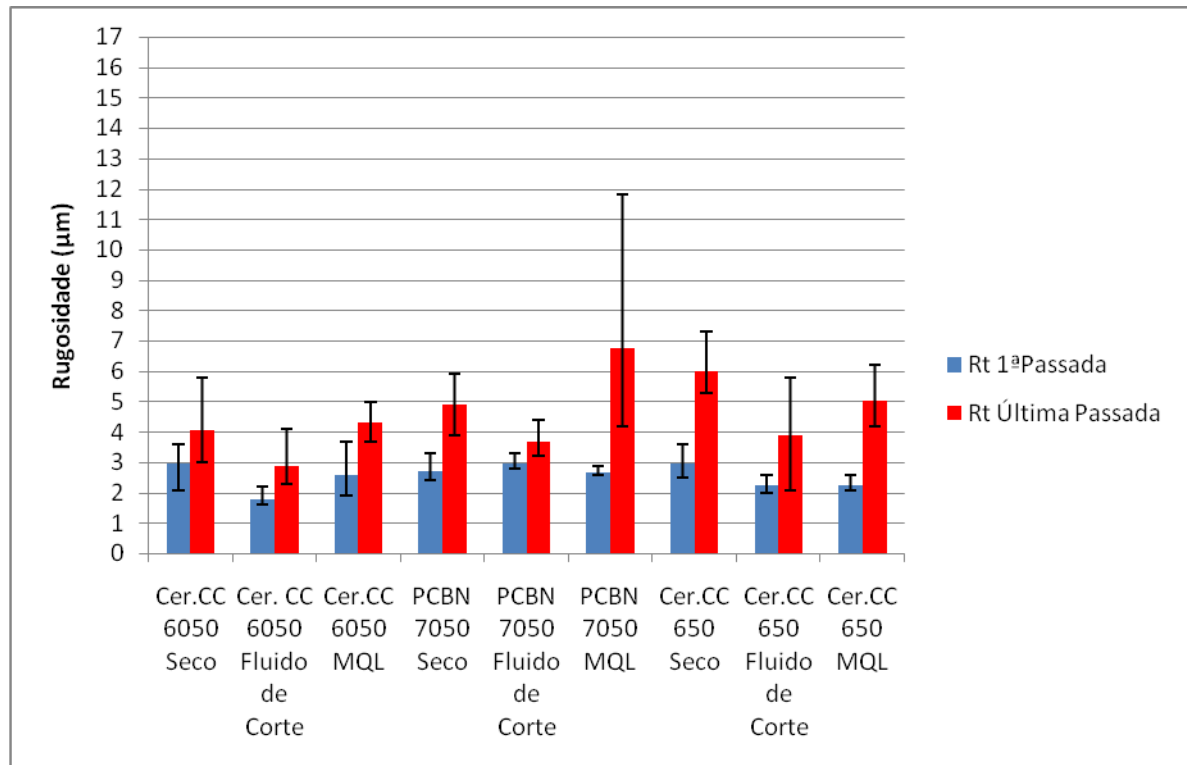


Figura 6.51 – Rugosidade R_t para $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot.}$

Na condição de $v_c = 450\text{m/min}$ os valores de R_t tiveram significativo aumento para as cerâmicas CC6050 e CC650 com fluido de corte, conforme pode ser observado na Figura 6.52.

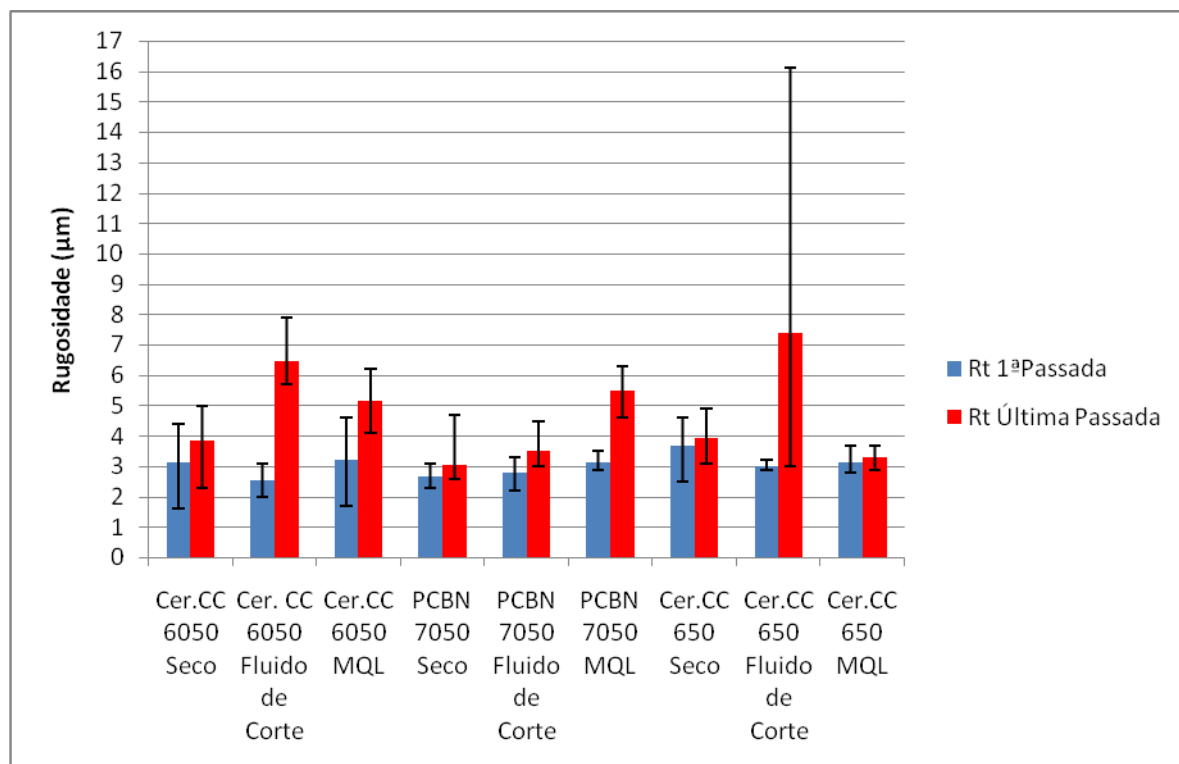


Figura 6.52 – Rugosidade R_t para $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot.}$

O aumento do desgaste provocou um aumento significativo nos valores de rugosidade R_t . Conforme Equação 2 na página 65, os valores para o parâmetro R_t calculado para o avanço de $0,08\text{mm/rot}$ com o raio de ponta (r_ϵ) de $0,8\text{mm}$ seria $1,000\mu\text{m}$. Todos os valores medidos ficaram acima.

6.6 Microdureza e Microestrutura

6.6.1. Amostras usinadas com velocidade de corte 200 m/min

A Figura 6.53 apresenta os valores de microdureza na subsuperfície para os três métodos de lubrificação sob $v_c = 200\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot.}$

Pode-se observar que a amostra que não foi usinada após o tratamento térmico tem o valor de microdureza similar ao valor informado pela empresa que efetuou o tratamento térmico ($50\text{-}52\text{HRc}$ equivalente a $525\text{-}560\text{HV}$). A microdureza mínima encontrada na medição da amostra foi de $537\text{HV}_{0,2/30}$ e a máxima $548,5\text{HV}_{0,2/30}$. Nota-se, entretanto neste gráfico e em todos os outros um aumento de microdureza

em todas as situações de peças usinadas. Para a velocidade de corte de 200m/min e avanço de 0,12mm/rot esta microdureza oscilou muito na subsuperfície até 40µm de profundidade, com exceção da amostra que foi usinada com a ferramenta cerâmica CC6050 a seco, em que esta variou apenas de 658,5 a 671HV_{0,2/30}, ou seja, manteve-se sem alterações significativas ao longo da superfície avaliada. Este aumento nos valores de microdureza provavelmente se deve à severidade do processo de usinagem de materiais endurecidos, que normalmente provoca nas peças alterações subsuperficiais por deformação plástica com tempo de usinagem prolongado, com a formação de martensita não revenida.

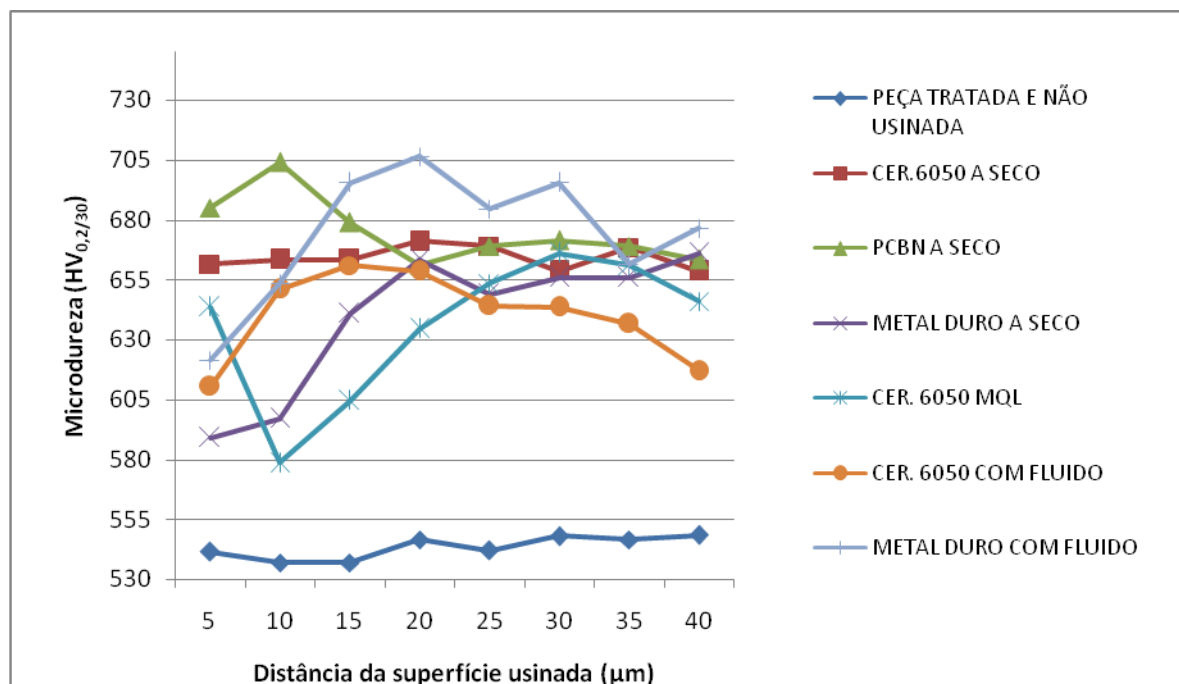


Figura 6.53 – Valores de microdureza na subsuperfície para $v_c = 200\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$

As Figuras 6.54 e 6.55 apresentam as imagens da micrografia MEV da camada subsuperficial das amostras sem usinagem e usinadas com $v_c = 200\text{m/min}$ para os três métodos de lubrificação.

A elevada dureza do material das peças dificultou o lixamento e polimento manual de forma a garantir uma boa planicidade das amostras para a ampliação desejada. Notou-se também que uma discreta diferença de tempo de ataque apresentava intensidade diferenciada nas imagens.

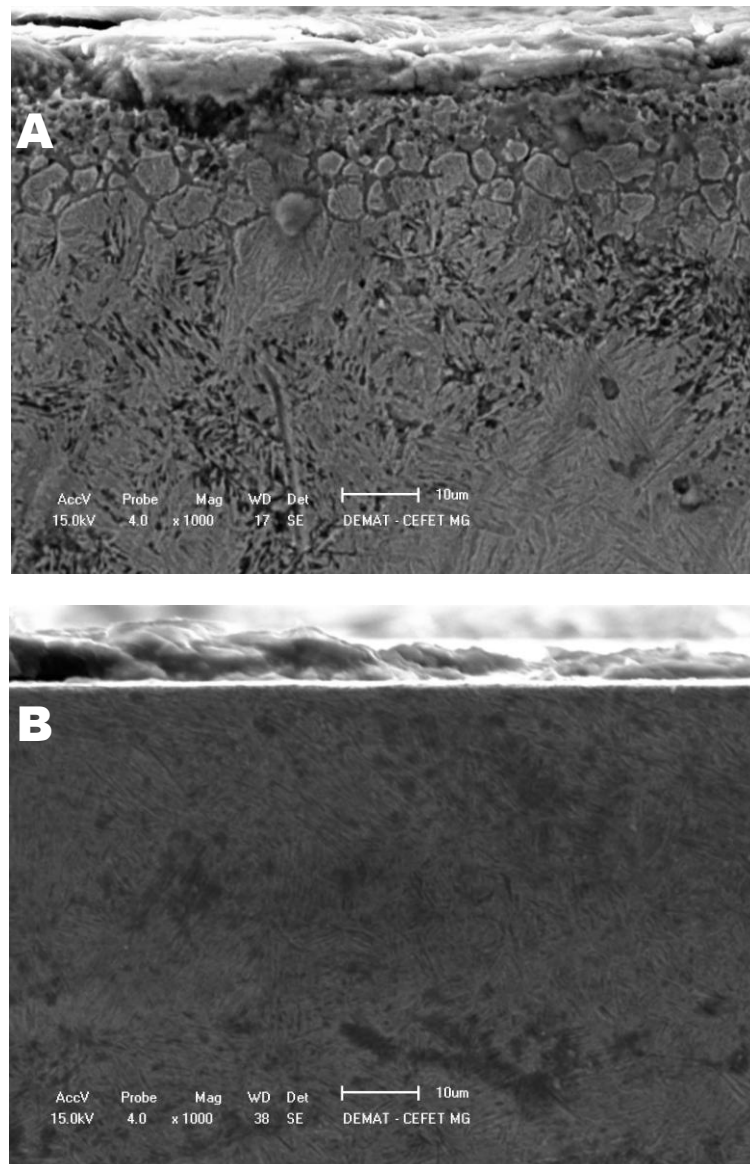


Figura 6.54 - Micrografia MEV da camada subsuperficial. (A) Amostra tratada termicamente sem usinagem; (B) Amostra usinada com ferramenta cerâmica CC6050 com $v_c = 200\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$ a seco

Pode-se verificar uma alteração da microestrutura em todas as amostras usinadas depois do tratamento térmico em relação à amostra sem usinagem, alteração esta que proporcionou também o aumento de microdureza.

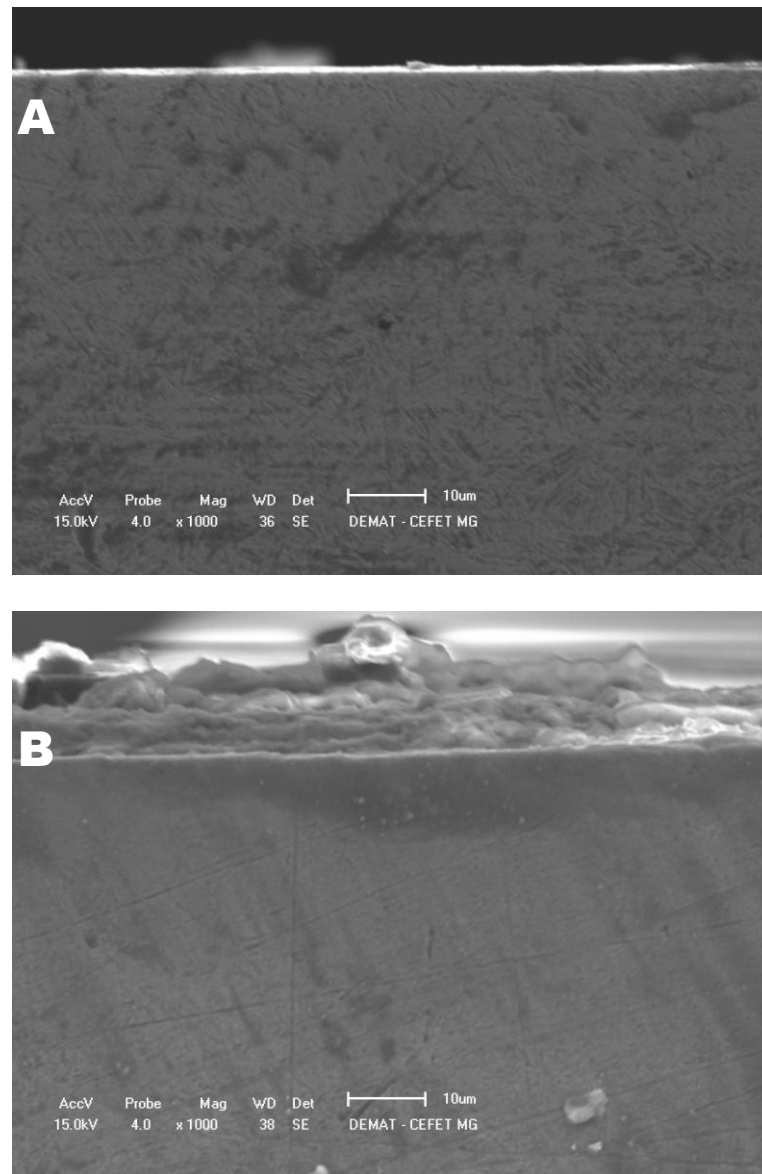


Figura 6.55 - Micrografia MEV da camada subsuperficial das amostras usinadas com ferramenta cerâmica CC6050 com $v_c = 200\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot.}$ (A) Com fluido de corte; (B) Com MQL

Analisando-se as microestruturas, nota-se que o aço ABNT 4340 temperado e revenido apresenta estrutura martensítica. Observa-se que as micrografias não apresentaram alterações subsuperficiais significativas nas diversas condições de lubrificação.

6.6.2 Amostras usinadas com velocidade de corte 300m/min

Na condição de velocidade de corte de 300m/min e avanço de 0,12mm/rot, as curvas de microdureza oscilaram menos. Para a ferramenta cerâmica CC650 tanto com a condição a seco quanto com o método MQL, a microdureza não elevou tanto em relação à amostra não usinada. A seco ficou entre 564 a 589HV_{0,2/30} e com MQL entre 582 a 602HV_{0,2/30}, com comportamentos bastante semelhantes como podemos observar na Figura 6.56. O método com fluido de corte não foi avaliado para esta ferramenta. Para as outras ferramentas a microdureza ficou bem mais elevada. Provavelmente os níveis de microdureza mais baixo para as amostras usinadas com a ferramenta cerâmica CC650 se devem ao menor tempo de corte, já que com este avanço foi possível dar apenas uma passada, provocando assim um menor aquecimento e menor deformação em relação às demais. Observa-se que não apresentou alteração significativa nos valores de microdureza com tempos de corte reduzidos. Contudo, alterações subsuperficiais foram observadas com tempos de corte mais elevados, ocasionando alta deformação plástica quando da usinagem prolongada. Usinagem prolongada tende a aumentar a microdureza da camada da superfície e também deteriorar a superfície usinada.

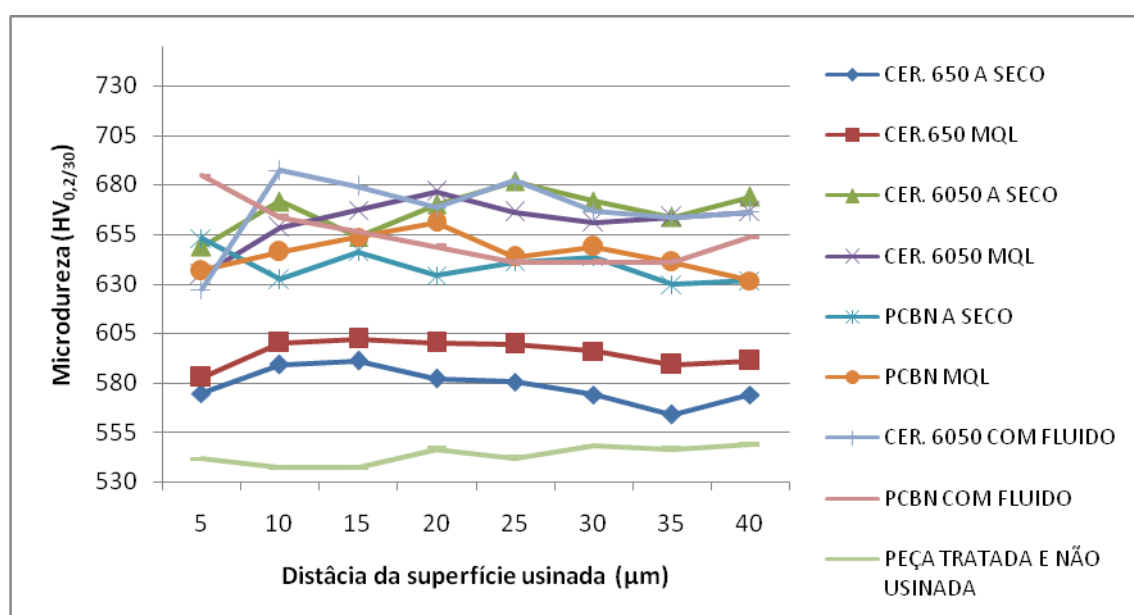


Figura 6.56 – Valores de microdureza subsuperficial para $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot}$

As Figuras 6.57 e 6.58 apresentam as imagens da micrografia MEV da camada subsuperficial das amostras usinadas com $v_c = 300\text{m/min}$ para os três métodos de lubrificação.

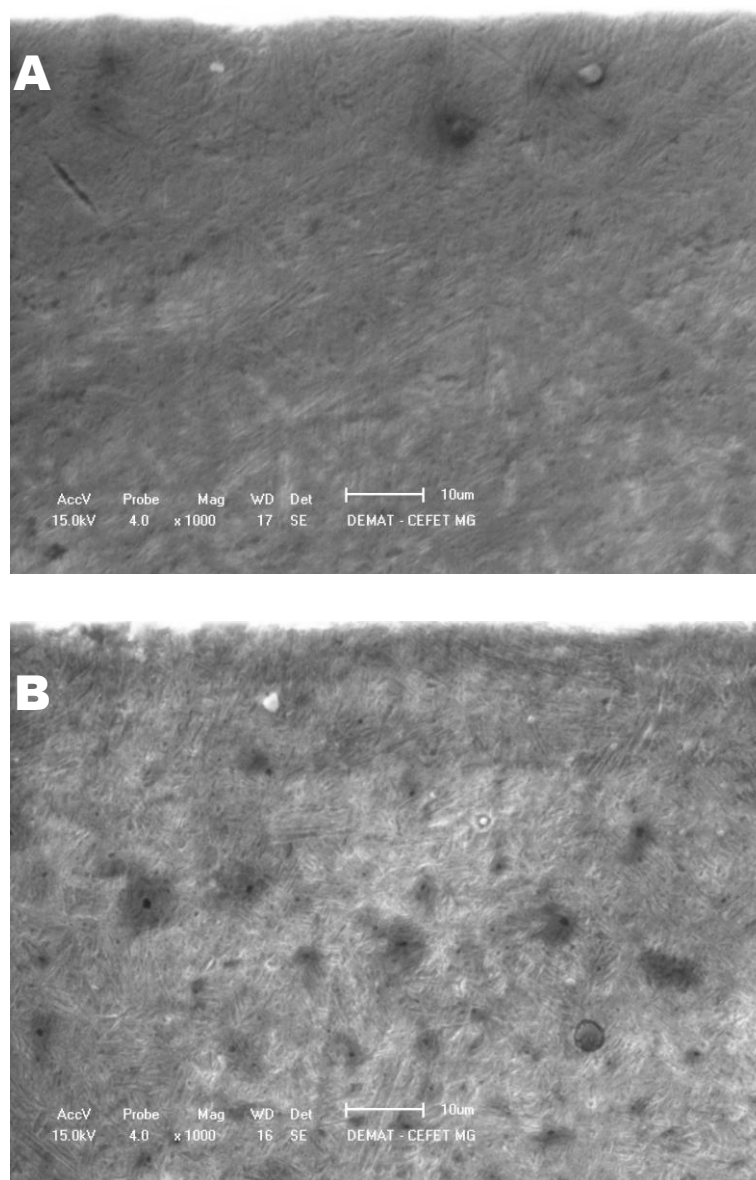


Figura 6.57 - Micrografia MEV da camada subsuperficial das amostras usinadas com ferramenta cerâmica CC650 com $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot.}$ (A) A seco; (B) Com MQL

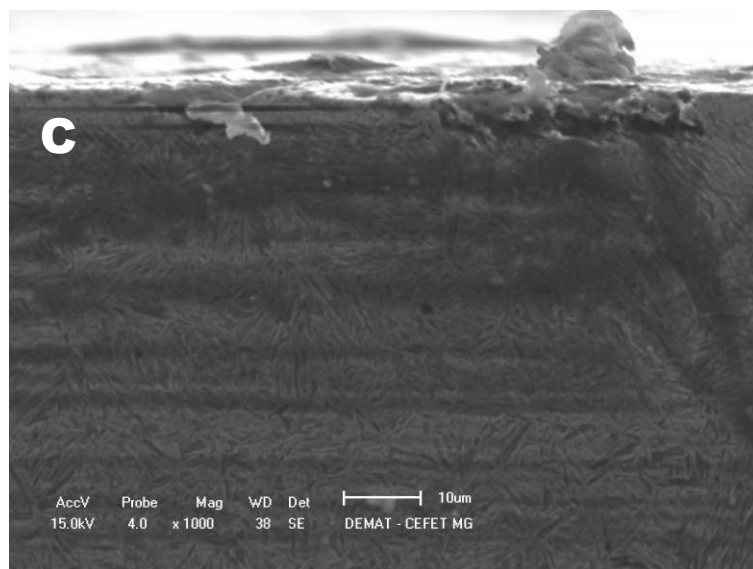
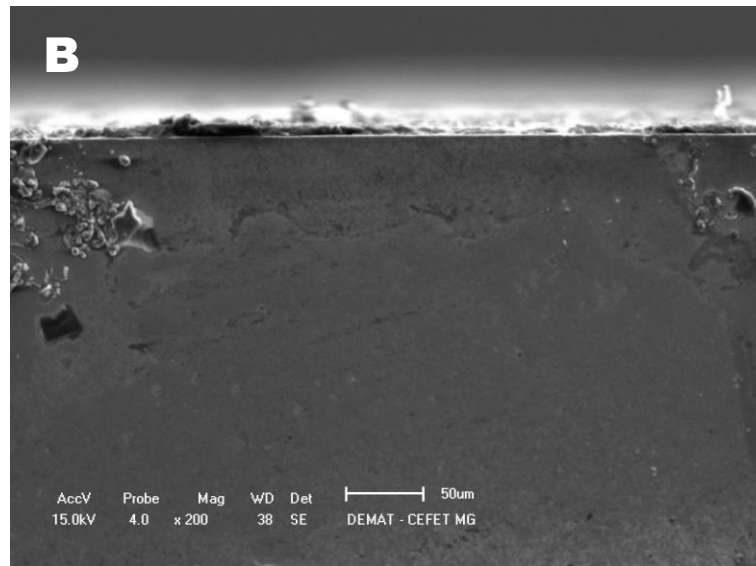
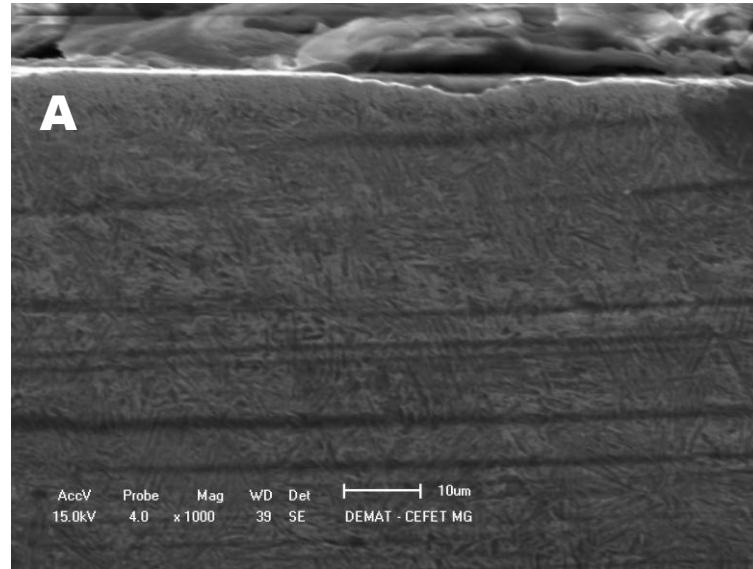


Figura 6.58 - Micrografia MEV da camada subsuperficial das amostras usadas com ferramenta cerâmica CC6050 com $v_c = 300\text{m/min}$ e $f = 0,12\text{mm/rot.}$ (A) A seco; (B) Com fluido de corte; (C) Com MQL

Novamente não foi observado alterações subsuperficiais significativas nas micrografias nas diversas condições de lubrificação.

6.6.3 Amostras usinadas com velocidade de corte 450m/min

Com esta velocidade avaliou-se a microdureza com avanço de 0,08mm/rot, já que este proporciona melhor acabamento como constatamos nos gráficos de rugosidade, e considerando o trabalho com alta velocidade de corte. Ao longo da superfície avaliada (5µm a 40µm) não houve um comportamento padrão nos valores de microdureza, ou seja, os valores oscilaram para cima e para baixo, não apresentando uma tendência definitiva, como pode constatar na Figura 6.59.

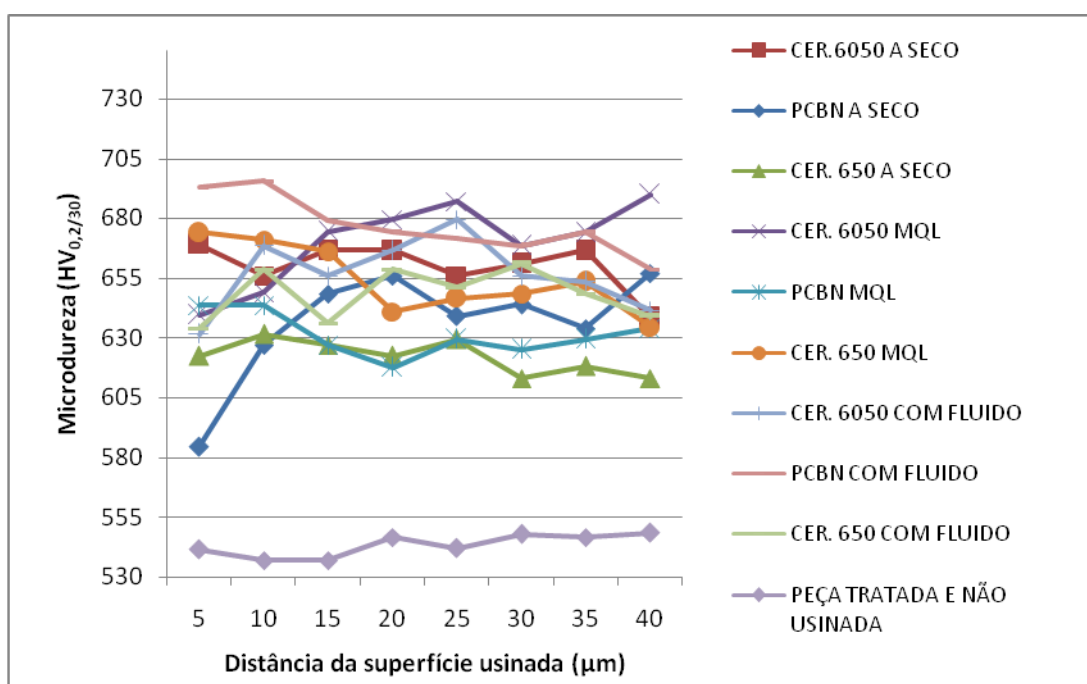


Figura 6.59 – Valores de microdureza subsuperficial para $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$

As Figuras 6.60 a 6.62 apresentam as imagens da micrografia MEV da camada subsuperficial das amostras usinadas com $v_c = 450\text{m/min}$ para os três métodos de lubrificação.

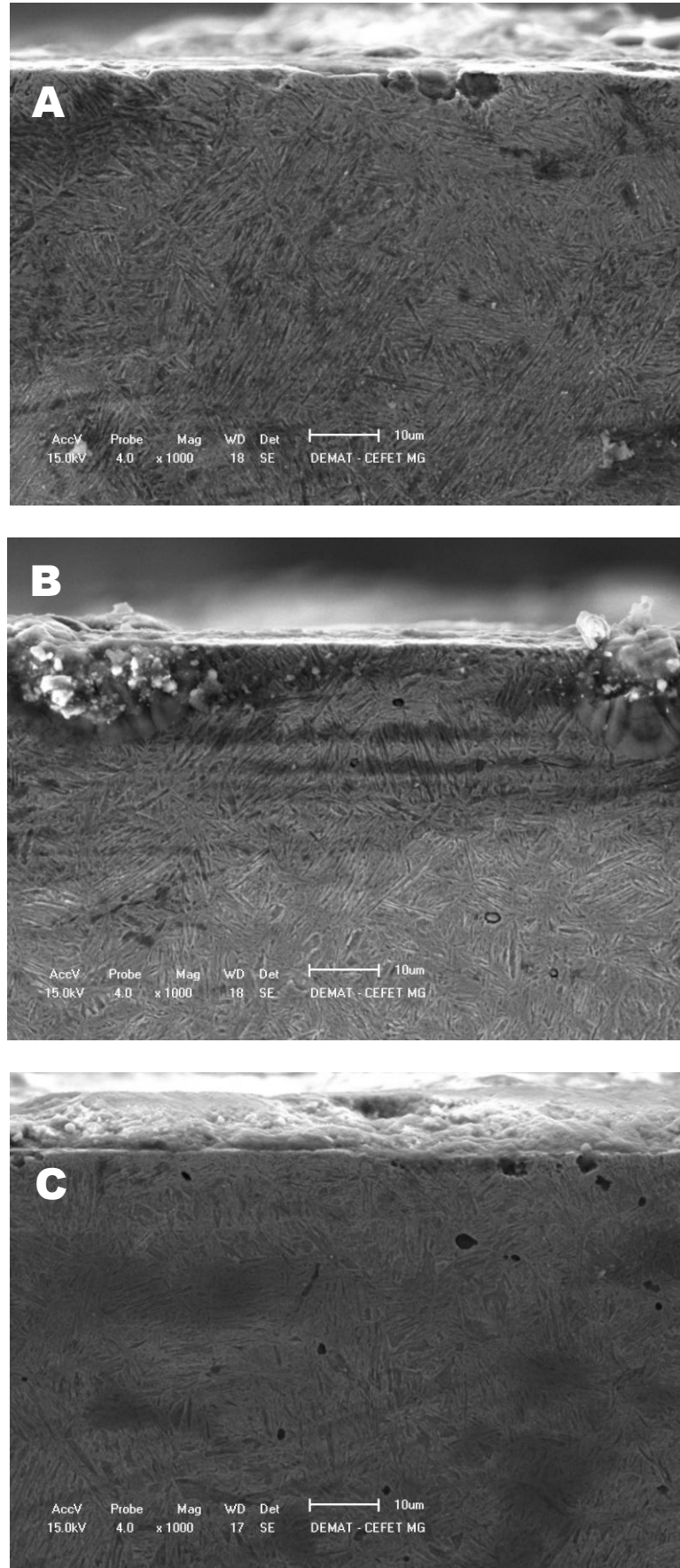


Figura 6.60 - Micrografia MEV da camada subsuperficial das amostras usinadas com $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$ com a condição a seco. (A) Com ferramenta cerâmica CC6050; (B) Com ferramenta de PcBN; (C) Com ferramenta cerâmica CC650

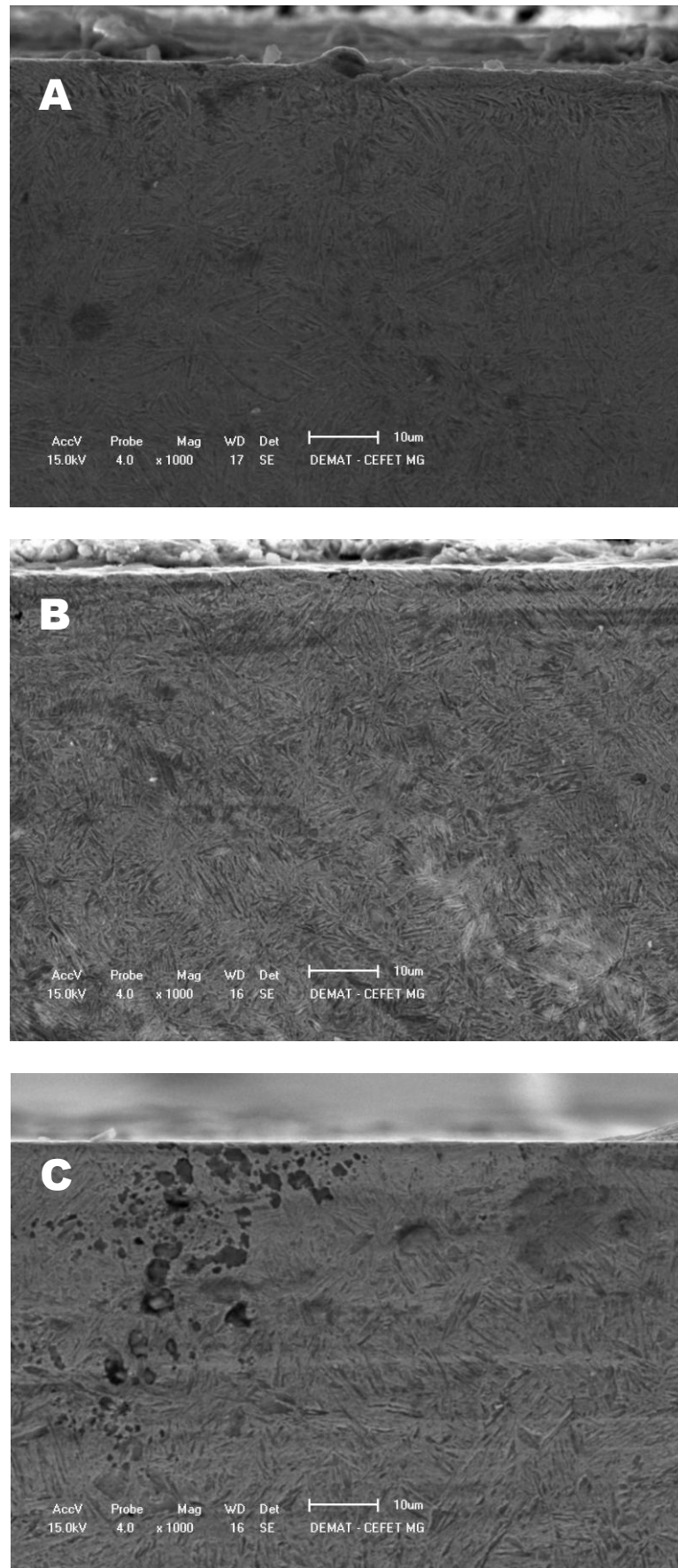


Figura 6.61 - Micrografia MEV da camada subsuperficial das amostras usinadas com $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$ com fluido de corte. (A) Com ferramenta cerâmica CC6050; (B) Com ferramenta de PcBN; (C) Com ferramenta cerâmica CC650

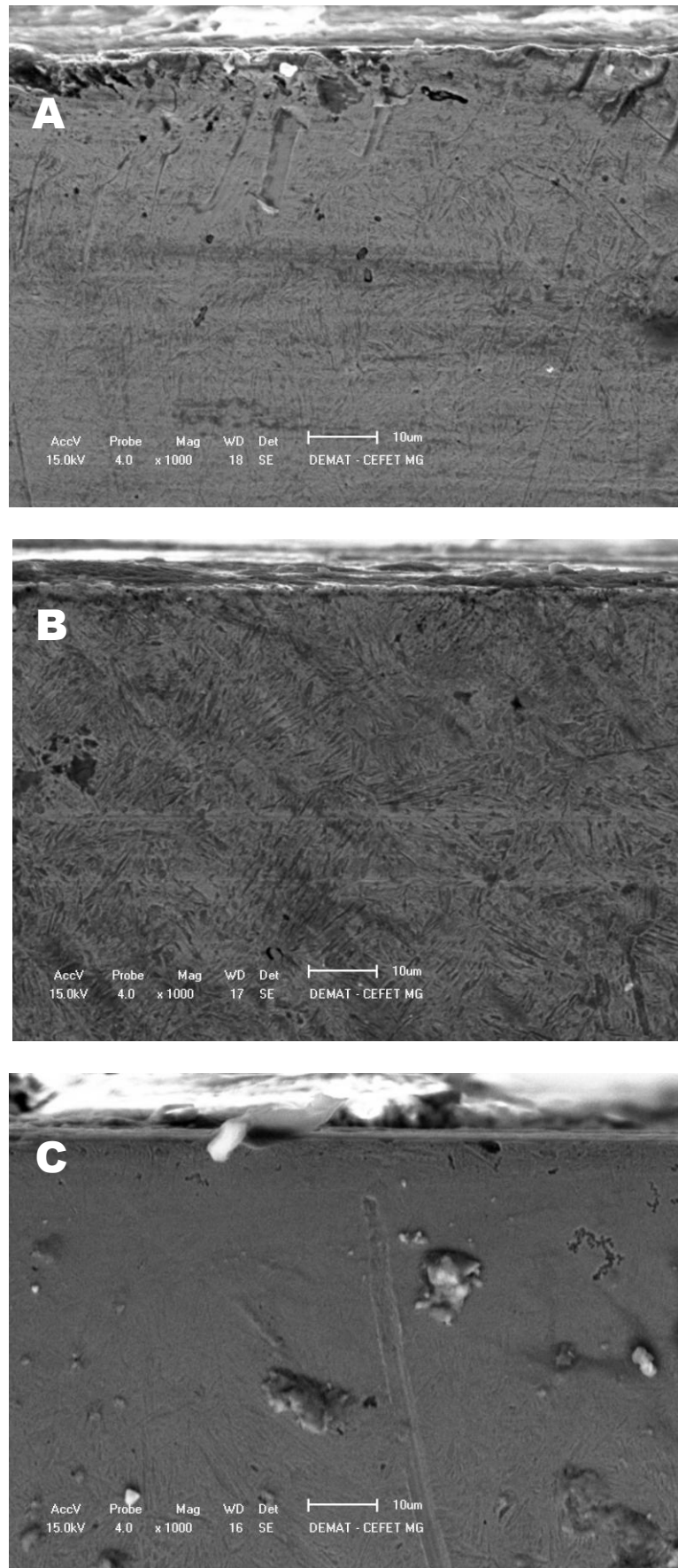


Figura 6.62 - Micrografia MEV da camada subsuperficial das amostras usinadas com $v_c = 450\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rot}$ com MQL. (A) Com ferramenta cerâmica CC6050; (B) Com ferramenta de PcBN; (C) Com ferramenta cerâmica CC650

A variação máxima dos valores médios encontrados em relação à amostra sem usinagem nas diversas condições foi de $135HV_{0,2/30}$, para as ferramentas de metal duro com fluido de corte e PcBN a seco com velocidade de corte de 200m/min e avanço de 0,12mm/rot, e para a ferramenta de PcBN com fluido de corte com velocidade de corte de 450m/min e avanço de 0,08mm/rot.

A dispersão de medidas de microdureza pode ser devida principalmente à presença de precipitados ou à falta de homogeneidade da microestrutura.

Novamente não foi observado alterações subsuperficiais significativas nas micrografias nas diversas condições de lubrificação. A ordem de grandeza de calor e de deformação plástica que foi para a peça durante o torneamento, não foi suficiente para produzir alterações subsuperficiais significativas na microestrutura do material.

7 CONCLUSÕES

De acordo com os resultados dos experimentos, conclui-se para o estudo da usinabilidade do aço ABNT 4340 endurecido no torneamento com alta velocidade de corte sob diferentes condições de lubrificação que:

- Nota-se na maioria dos experimentos um melhor desempenho de vida para o método com fluido de corte;
- Os testes de vida das ferramentas apontam bons resultados com a técnica de MQL, com melhor desempenho em relação à condição a seco na maioria das situações testadas de parâmetros de corte;
- A ferramenta cerâmica mista revestida (CC6050) apresentou de uma maneira geral melhor desempenho do que a ferramenta cerâmica mista sem revestimento (CC650), principalmente com o maior avanço utilizado (0,12mm/rot);
- Foram observadas ocorrências de lascamento e/ou quebras nas ferramentas cerâmicas provavelmente devido à pequena rigidez do torno e a baixa tenacidade das cerâmicas, que as tornam muito frágeis, principalmente diante de possíveis vibrações;
- A ferramenta de PcBN em geral obteve melhor desempenho com o método de MQL em relação à condição a seco, e desempenho semelhante entre os métodos de MQL e fluido de corte por jorro, utilizando a velocidade de corte de 450 m/min;
- De uma forma geral, os desgastes ocorridos não são provenientes de um único mecanismo, mas de uma combinação de vários deles com a ocorrência principalmente de abrasão e provavelmente *attrition* (aderência por arrastamento) e difusão na ferramenta de PcBN;
- Com a maior velocidade de corte testada o melhor desempenho no geral foi apresentado para a ferramenta cerâmica revestida (CC6050);
- Os métodos de lubrificação influenciaram os resultados de rugosidade para as velocidades de corte de 200 e 300m/min, mas não interferiram de maneira significativa nos resultados com alta velocidade de corte (450m/min);

- De uma maneira geral o aumento do avanço foi o principal causador do aumento da rugosidade R_a , seguido da evolução dos desgastes e da velocidade de corte;
- A ferramenta de PcBN apresentou melhor acabamento superficial, seguida da ferramenta cerâmica mista revestida (CC6050);
- Os valores registrados para o parâmetro R_a com o avanço de 0,08 mm/rot em alguns casos equipararam aos resultados de operações de retificação, tornando possível a substituição do processo;
- Os resultados obtidos na medição de microdureza para as diversas condições de lubrificação e tipo de ferramenta de corte indicaram alterações subsuperficiais, com aumento de microdureza em todas as amostras em relação a que não foi usinada;
- Não foram observadas alterações subsuperficiais significativas na microestrutura para as diversas condições de lubrificação e tipo de ferramenta de corte.

8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Realizar análises de tensões residuais para diferentes métodos de lubrificação;
Medição de força de usinagem e temperatura de corte em altas velocidades;
Análise de vibração em alta velocidade.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABRÃO, A. M.; ASPINWALL, D. K. The surface integrity of turned and ground hardened bearing steel. **Wear**, v. 196, p. 279-284, 1996.

ALMEIDA, D. O.; NAVES, V. T. G.; MACHADO, A. R.; SILVA, M. B. Como a direção do fluido de corte interfere na temperatura da interface cavaco-ferramenta. **Revista Máquinas e Metais**, n. 515. p. 70-87, dez. 2008.

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**, v. 274-275, p. 442-451, jan. 2012.

ASTM **E384 - 10**. Standart Test Method for Knoop and Vickers Hardness of Materials, 2010.

ÁVILA, R., F.; ABRÃO, A. M. The effect of cutting fluids on the machining of hardened AISI 4340 steel, **Journal of Materials Processing Technology**, n. 119, p. 21-26, 2001.

ÁVILA, R. F.; GODOY, C.; ABRÃO, A. M.; LIMA, M. M. Topographic analysis of the crater wear on TiN, Ti(C, N) and (Ti, Al)N coated carbide tools. **Wear**, v. 265, n. 1-2, p. 49-56, 2008.

BANDYOPADHYAY, B. P.; ENDAPALLY, Kalyan R. Experimental evaluation of the effect of minimum quantity lubrication in turning AISI-4140 steel. **COMPUTER & INDUSTRIAL ENGINEERING**, 2009. CIE 2009. **INTERNATIONAL CONFERENCE**, Grand Forks, USA, 6-9 jul. 2009, p. 1905-1910.

BARRY, J.; BYRNE. G. Cutting tool wear in the machining of hardened steels Part I: alumina/TiC cutting tool wear. **Wear**, v. 274, p. 139-151, 2001.

BATZER, S.; SUTHERLAND, J. "The dry cure for coolants ills". **Cutting Tool Engineering**. Junho 1998, p. 34-44.

BIANCHI, E. C.; ALVES, M. C. S.; AGUIAR, P. R. Influência da velocidade de avanço do rebolo nos danos de aços endurecidos retificados. **Revista Matéria**, Baurú, v.13, n.4, p. 636-642, jun. 2008.

CALLISTER JÚNIOR, Willian D. **Ciência e engenharia dos materiais**: uma introdução. 7 ed. Rio de Janeiro: LTC, 2008. 708 p.

CHAO, L.; XING, A. Study on Cutting Temperature and Wear Mechanism of Tool in High Speed Turning Superalloy GH2132. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON COMPUTING, CONTROL AND INDUSTRIAL ENGINEERING, Ji'nan, China, 5-6 jun. 2010, v. 2, p. 327-330.

CHEN, X; ROWE, W. B. Analysis of the transitional temperature for tensile residual stress in grinding. **Journal of Materials Processing Technology**, v.107, p. 216-221, Nov. 2000

COELHO, R. T.; FAGALI, A.; RODRIGUES, A. R.; BRANDÃO, L. C. Até onde evoluiu e quais são as limitações da HSM. **Revista Máquinas e Metais**, n. 519. p. 192-229, abr. 2009

DAWSON, T. G.; KURFEES, T. R. An investigation of tool wear and surface quality in hard turning. In: Transactions of 28th annual North American Manufacturing Research Institution of SME, University of Kentucky, Lexington, 24-26 may. 2000, p. 215-220.

DIAS, E. F.; PANZERA, T. H.; RUBIO, J. C. C. Projeto, construção e testes de um sistema MQL. **Revista Máquinas e Metais**, n. 512. p. 34-50, set. 2008.

DONG, W. P; SULLIVAN. P. J; STOUT, K. J. Comprehensive study of parameters for characterising three III: parameters for characterising amplitude and some functional properties. **Wear**, Birmingham, n.178, p.29-43, Dec, 1994.

DUAN, Chunzheng; DOU, Tao; WANG, Mingie. Research on influence of material hardness and cutting conditions on serrated chip formation during high speed machining of AISI 1045 hardened steel. In: COMPUTER ENGINEERING AND

TECNOLOGY (IC CET), 2010 2ND INTERNATIONAL CONFERENCE, Dalian, China, 16-18 abr. 2010, v. 5, p. 552-555.

FARIAS, Adalto de. **Análise da tensão residual e integridade superficial no processo de torneamento em material endurecido do aço ABNT 8620 cementado.** 2009. 190 f. Dissertação (Mestrado) – Engenharia Mecânica de Projeto e Fabricação, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2009.

FERNANDES, B. U de. **Análise de métodos de lubri-refrigeração aplicados no processo de retificação cilíndrica interna de mergulho em aços endurecidos.** 2007. 163f. Tese (Doutorado) – Ciência e Tecnologia dos Materiais, Universidade Estadual Paulista, Bauru.

FURNESS, R.; SEBASTIAN, A.; STOLL, A. A mínima quantidade de lubrificação na prática da usinagem. **Revista Máquinas e Metais**, n. 519. p. 54-67, abr. 2009.

GADELMAWLA, E. S. et al. Roughness parameters. **Journal of Material Processing Technology**, v.123, p. 133-145, Apr. 2002.

GHANI, Mohammad Usman; ABUKHSHIM, Nuri A.; SHEIKH, M. A. An investigation of heat partition and tool wear in hard turning of H13 tool steel with CBN cutting tools. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology** [0268-3768], v. 39, n. 9-10, 2008.

GONZAGA, B. A.; ABRÃO, A. M. A usinabilidade do aço ferramenta ABNT H13. **Revista Máquinas e Metais**, n. 471. p. 122-137, abr. 2005.

GRAHAM, D. "Dry out". **Cutting Tool Engineering**, março 2000, p. 56-65.

GRZESIK, W. Influence of tool wear on surface roughness in hard turning using differently shaped ceramic tools. **Wear**, Opole, v. 265, p. 327-335, feb. 2008.

GRZESIK, W. Friction Behavior of heat isolating coatings in machining: mechanical, thermal and energy-based considerations. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, nº 43, p. 145-150, 2003.

ISO **Standard n. 513 (E)**. Classification and Application of Hard Cutting Materials for Metal Removal with Defined Cutting Edges – Designation of Main Groups and Groups of Application, 2004.

ISO **3685**. Tool Life Testing with Single-Point Turning Tools, 1993.

JAVIDI, A.; RIEGER, U.; EICHLSEDER, W. The effect of machining on the surface integrity and fatigue life. **International Journal of Fatigue**, v. 30, p. 2050-2055, 2008.

KAEWKUEKOOL, Sittichai; KEAWINSUAN, Nattakorn. A study of influence factors affecting to cutting tool wear in cold work steels turning (DC53), in: COMPUTER AND AUTOMATION ENGINEERING (ICCAE), 2010 2ND INTERNATIONAL CONFERENCE, 26-28 feb. 2010, Bangkok, Thailand, v. 1, p. 231-234.

KALHÖFER, E.; KRANZEN, J. Passada a euforia, é hora de avaliar prós e contras. **Revista Máquinas e Metais**, n. 510. p. 48-55, jul. 2008.

KHAN, M. M. A.; DHAR, N. R. Performance evaluation of minimum quantity lubrication by vegetable oil in terms of cutting force, cutting zone temperature, tool wear, job dimension and surface finish in turning AISI 1060 steel. **Journal of Zhejiang University SCIENCE A**, 2006 ISSN 1009-3095 (print); ISSN 1862-1775 (online).

KHAN, M. M. A.; MITHU, M. A. H.; DHAR, N. R. Effects of minimum quantity lubrication on turning AISI 9310 alloy steel using vegetable oil-based cutting fluid. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 209, n. 15, p. 5573-5583, 2009.

KÖNIG, W.; KLINGER, M.; LINK, R. Machining hard materials with geometrically defined cutting edges – field of applications and limitations. **Annals of CIRP**, v. 39, n. 1, p. 61-64, 1990.

KOPAC, J. “Influence of cutting material and coating on tool quality and tool life”. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 78, p. 95-103, 1988.

KOPAC, J.; BAHOR, M. Interaction of the technological history of a workpiece material and the machining parameters on the desired quality of the surface roughness of a product. **Journal of Materials Processing Technology**, p. 381-387, 1999.

KUMAR, A. S.; DURAI, A. R.; SORNAKUMAR, B. Machinability of hardened steel using alumina based ceramic cutting tools. **International Journal of Refractory Metals & Materials**, v. 21, p. 109-117, 2003.

KUNDRAK, J.; MAMALIS, A. G.; GYANI, K.; BANA, V. Surface layer microhardness changes with high-speed turning of hardened steels. **The international journal of manufacturing technology** [0268-3768], n. 1-4, v. 53, 2010.

LAHIFF, Cora; GORDON, Seamus; PHELAN, Pat. PCBN tool wear modes and mechanisms in finish hard turning. **Robotics and Computer-Integrated Manufacturing**, v. 23, n. 6, p. 638-644, dec. 2007.

LEPPERT, Tadeusz. The effects of cooling and lubrication on tool wear in turning 316L steel, in: MANAGEMENT AND SERVICE SCIENCE (MASS), 2011 INTERNATIONAL CONFERENCE, Bydgoszcz, Poland, 12-14 ago. 2011, p. 1-4.

LESKÖVÄ, P.; GRUN, J. The metallurgical aspect of machining. **Annals of CIRP**, 1986. v.35(1) p.537-550.

MACHADO, A. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; SILVA, M. B. **Teoria da usinagem dos materiais**. São Paulo: Blucher, 2009. 371p.

MACHADO, A. R.; SILVA, R. B.; EZUGWU, E. O.; BONNEY, J. Alta pressão em fluido de corte soluciona usinagem HSC de titânio. **Revista Máquinas e Metais**, n. 472. p. 122-145, maio. 2005.

MANOKHIN, A. C.; KLIMENKO, S. A.; MEL'NIICHUK, Y. A. The stressed-strained state in the chip forming zone during the finish turning of workpieces of hardened steels. **Journal of Superhard Materials**, v. 33, n. 5, p. 333-339, feb. 2011.

MASON, F. O torneamento de materiais endurecidos não é magia negra. **Revista Máquinas e Metais**, ago. 1993.

MATSUMOTO, H.; DINIZ, A. R. Torneamento do aço endurecido monitorado por emissão acústica e corrente do motor. **Revista Máquinas e Metais**, n. 395. p. 72-79, dez. 1998.

MOMPER, F. J. Usinagem a seco e de materiais endurecidos. **Revista Máquinas e Metais**, n. 420. p. 30-37, mar. 2000.

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**, v. 180, p. 253-262, 2006.

NAKAYAMA, K. et al. "Relationship between cutting forces, temperature, built-up edge and surface finish". **Annals of CIRP**, v. 14, p. 211-223, 1966.

OZEL, Tugrul; HSU, Tsu-Kong; ZEREM, Erol. Effects of cutting edge geometry, workpiece hardness, feed rate and cutting speed on surface roughness and forces in finish turning of hardened AISI H13 steel. **The International Journal of advanced Manufacturing Technology [0268-3768]**, v. 25, n. 3-4, 2004.

PAUL, S.; DHAR, N. R.; CHATTOPADHYAY, A. B. Beneficial effects of cryogenic cooling over dry and wet machining on tool wear and surface finish in turning AISI 1060 steel. **Proc. of the ICANT-2000**, 2000, Malaysia, p. 209-214.

RAMESH, S.; KARUNAMOORTHY, K.; PALANIKUMAR, K. Measurement and analysis of surface roughness in turning of aerospace titanium alloy (GR5). **Measurement [0263-2241]**, v. 45, n. 5, p. 1266-1276, 2012.

ROCHA, C. A.; SALES, W. F.; BARCELLOS, C. F.; ABRÃO, A. M. Evaluation of the wear mechanisms and surface parameters when machining internal combustion engine valve seats using PCBN tools. **Journal of Materials Processing Technology [0924-0136]**, v. 145, n. 3, p. 397-406, 2004.

ROSSINI, N. S. et al. Methods of measuring residual stresses in components. **Materials and Design**. v.35. p. 572-588, Março. 2012.

RUFFINO, R. T. "Fluidos de corte". In **Fundamentos da usinagem dos metais**. São Paulo: Blucher, 1977.

RUNGE, P. R. F., DUARTE, G. N. **Lubrificantes nas indústrias – produção, manutenção e controle**. Cotia, SP, Brasil, Triboconcept Edições Técnicas, 1990, 323p.

SAHIN, Yusuf; MOTORCU, A. Riza. The development of surface roughness model when turning hardened steel with ceramic cutting tool using response methodology. **Multidiscipline Modeling in Materials and Structures [1573-6105]**, v. 4, n. 3, p. 291-304, 2008.

SALES, G. T.; FERREIRA, J. R. Desempenho de ferramentas cerâmicas alisadora e convencional no torneamento do aço endurecido. **Revista Máquinas e Metais**, n. 472. p. 176-192, maio. 2005.

SANDVIK, Ferramentas de corte da Sandvik Coromant, Ferramentas para torneamento, 2012.

SHAW, M. C.; PIOTT, J. D.; RICHARDSON, L. P. Effect of cutting fluid upon chip-tool interface temperature. **Trans. ASME**, 1951. v. 71, p. 45-56.

SHOUCKRY, A. S. "The effect of cutting conditions on dimensional accuracy". **Wear**, v. 80, p. 197-205, 1982.

SILVA, L. R. **Torneamento e retificação do aço ABNT 4340 temperado**. 1998. 83 f. Dissertação (Mestrado) – Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 1998.

SILVA, L. R da. et al. Analysis of surface integrity for minimum quantity lubricant-MQL in grinding. **International Journal of Machine Tools e Manufacture**, p. 412-418, 2007.

SILVA, L. R.; MATTOS, M. F.; AMARAL, L. V.; CORRÊA, E. C. S.; BRANDÃO, J. R. Behavior of surface integrity in cylindrical plunge grinding using different cooling systems. **Materials Research**, v. 14, n. 2, p. 206-211, 2011.

SINGH, Sangeev; AHUJA, Inderpreet; SHARMA, Vishal S. Modelling the effects of cutting parameters on residual stresses in hard turning of AISI H11 tool steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 57, p. 5-8, 2012.

STOLL, A. Inovações na usinagem de grandes séries dentro de uma montadora. **Revista Máquinas e Metais**, n. 514. p. 42-57, nov. 2008.

SURESCH, R.; BASAVARAJAPPA, S.; SAMUAL, G. L. Some studies on hard turning of AISI 4340 steel using multilayer coated carbide tool. **Measurement [0263-2241]**, v. 45, n. 7, p. 1872-1884, 2012.

THOMÉ, R.; BIANCHI, E. C.; ARRUDA, O. S.; AGUIAR, P. R. Estudo das micobactérias e fungos contaminantes das emulsões. **Revista Máquinas e Metais**, n. 510. p. 166-179, jul. 2008.

TOMITA, K. O atual estágio da HSM e dos materiais de ferramentas de corte. **Revista Máquinas e Metais**, n. 405. p. 20-39, out. 1999.

Tool life testing with single point turning tools, in American National Standard (1995) The American Society of Mechanical Engineers: New York.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. Metal cutting. 4. ed. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2000.

ULUTAN, D.; OZEL, T. Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: a review. **International Journal of Machine Tools e Manufacture**, v.51, p. 250-280, 2011.

UMBRELLO, Domenico. Influence of material microstructure change on surface integrity in hard machining of AISI 52100 steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology [0268-3768]**, v. 54, n. 9-12, p. 887-898, 2011.

XAVIER, Fábio Antônio; SCHRAMM, Burkhard. Materiais cerâmicos de corte. **Revista Máquinas e Metais**, n. 493. p. 32-49, fev. 2007.

YANG, Qiao; XING, Ai; ZHANQIANG, Liu, Machining performance and tool wear of coated carbide inserts in high speed turning powder metallurgy nickel-base superalloy, in: INTERNATIONAL ENGINEERING (ICIE), 2010, INTERNATIONAL CONFERENCE, Qiao, China, 2010, p. 71,.

WANG, Z. Y.; RAJURKAR, K. P. B. Cryogenic machining of hard-to-cut materials. **Wear**, v. 239, issue 2, p. 168-175, apr. 2000.

WHITEHOUSE, D. J. Function maps and the role of surfaces. **International Journal of Machine Tools e Manufacture**, v.41, p.1847-1861, 2001.

ZEILMANN, R. P. Tendência aponta para usinagem à seco, **Noticiário de Equipamentos Industriais – NEI**, Cusco, 2008.

ZHONG, W.; ZHAO, D.; WANG, X.; YU, H. Effects of little quantity lubrication on high speed machining, in: INTERNATIONAL CONFERENCE ON MEASURING

TECHNOLOGY AND MECHATRONICS AUTOMATION, 13-14 mar. 2010, Nanjing, China, v. 2, p. 75-78.

Anexo I - Resultados dos pré-testes para ferramentas de metal duro

Tabela 1 – Resultados para ferramentas de metal duro com $f = 0,10\text{mm/rot}$

Ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Método de Lubri-Refrigeração	Comprimento de corte (mm) / nº. de passadas.	Desgaste VB_B (mm)
4215	100	A seco	390 / 3	0,062
4215	200	A seco	130 / 1	Lascou
H13-A	100	A seco	260 / 2	0,835
H13-A	200	A seco	130 / 1	1,409
4215	200	Com fluido	520/4	0,168
H13-A	200	Com fluido	130/1	0,837

Tabela 2 - Resultados para ferramentas de metal duro com $f = 0,15\text{mm/rot}$

Ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Método de Lubri-Refrigeração	Comprimento de corte(mm) / nº. de passadas.	Desgaste VB_B (mm)
4215	100	A seco	390 / 3	0,116
4215	200	A seco	130 / 1	1,162
H13-A	100	A seco	260 / 2	0,870
H13-A	200	A seco	130 / 1	1,284

Tabela 3 – Resultados para ferramentas de metal duro com $f = 0,05\text{mm/rot}$

Ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Método de Lubri-Refrigeração	Comprimento de corte(mm) / nº. de passadas.	Desgaste VB_B (mm)
4215	100	A seco	390 / 3	0,086
4215	200	A seco	390 / 3	0,186
H13-A	100	A seco	260 / 2	0,787
H13-A	200	A seco	130 / 1	0,923

Anexo II - Resultados dos pré-testes para ferramentas cerâmicas

Tabela 1 – Resultados para ferramentas cerâmicas com $f = 0,10\text{mm/rot}$

Ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Método de Lubri-Refrigeração	Comprimento de corte(mm) / nº. de passadas.	Desgaste VB_B (mm)
650	300	A seco	520 / 4	Lascou na última
650	400	A seco	130 / 1	0,515 com microlascamento
6050	300	A seco	520 / 4	0,216
6050	400	A seco	520 / 4	0,220
6050	500	A seco	390 / 3	Lascou na última
650	400	Com fluido	130/1	Vibrou e lascou
6050	400	Com fluido	520/4	0,206
6050	500	Com fluido	520/4	Lascou na última passada

Tabela 2 - Resultados para ferramentas cerâmicas com $f = 0,15\text{mm/rot}$

Ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Método de Lubri-Refrigeração	Comprimento de corte (mm) / nº. de passadas.	Desgaste VB_B (mm)
650	300	A seco	130 / 1	Lascou
650	400	A seco	130 / 1	Lascou
6050	300	A seco	520 / 4	0,114
6050	400	A seco	520 / 4	0,096
6050	500	A seco	520 / 4	0,242 com microlascamento

Tabela 3 - Resultados para ferramentas cerâmicas com $f = 0,05\text{mm/rot}$

Ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Método de Lubri-Refrigeração	Comprimento de corte(mm) / nº. de passadas.	Desgaste VB_B (mm)
650	300	A seco	520 / 4	0,218
650	400	A seco	390 / 3	0,162
6050	400	A seco	260 / 2	0,238 com pouca vibração
6050	500	A seco	260 / 2	0,206 com muita vibração