

HÉLIO ANTÔNIO DA SILVA

**DIFERENTES ESTRATÉGIAS PARA APLICAÇÃO DE
FLUIDO DE CORTE COM VAZÕES REDUZIDAS NO
FRESAMENTO DO AÇO VP420 PARA MOLDES**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2014

HÉLIO ANTÔNIO DA SILVA

**DIFERENTES ESTRATÉGIAS PARA APLICAÇÃO DE
FLUIDO DE CORTE COM VAZÕES REDUZIDAS NO
FRESAMENTO DO AÇO VP420 PARA MOLDES**

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA**.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva

Co-Orientador: Prof. Dr. Éder Silva Costa

Uberlândia

2014

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

- S586d Silva, Hélio Antônio da, 1946-
2014 Diferentes estratégias para aplicação de fluido de corte com vazões reduzidas no fresamento do aço VP420 para moldes / Hélio Antônio da Silva. - 2014.
 179 f. : il.
- Orientador: Márcio Bacci da Silva.
Coorientador: Éder Silva Costa.
Tese (doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.
1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Fluidos de corte - Teses. 3. Fresagem - Teses. 4. Aço-ferramenta - Teses. I. Silva, Márcio Bacci da, 1964-. II. Costa, Éder Silva, 1965-. III. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

*À minha esposa, filho e aos meus familiares e
amigos pelo amor, incentivo e oportunidade de
realizar este sonho*

Agradecimentos

Ao Professor Márcio Bacci pela orientação, apoio e incentivo, suporte técnico, imprescindíveis à realização do presente trabalho.

Ao Professor Éder Silva Costa pela co-orientação, apoio, incentivo durante a realização deste trabalho.

Ao Professor Álisson Rocha Machado pelo apoio e incentivo.

Ao Professor Rosemar Batista da Silva também pelo apoio e incentivo.

À Universidade Federal de Uberlândia/Faculdade de Engenharia Mecânica/Programa de pós-graduação/Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem-LEPU pela infra-estrutura essencial à realização desta tese.

Ao Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais/CEFET-MG pela oportunidade de realizar este trabalho e em especial ao professor Henrique José Avelar.

Aos colegas do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU).

Aos alunos de Iniciação Científica Vitor Rubin, Osmar Custódio de Moura Filho, Henrique Zimer, Ricardo Spini Paranaiba e Raianne de Oliveira Diniz pelo auxílio técnico durante e após a realização dos ensaios experimentais.

Ao LTM – Laboratório de Tribologia e Materiais

À CAPES, à FAPEMIG, ao CNPq e ao IFM pelo suporte financeiro.

À Villares Metals S.A. pelo fornecimento do material

A todos aqueles que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho.

A Deus

DA SILVA, H. A. Diferentes Estratégias para Aplicação de Fluido de Corte com vazões reduzidas no Fresamento do Aço VP420 para Moldes. 2014. xxx f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

Resumo

A eficiência na utilização dos fluidos de corte pode ser melhorada evitando sua contaminação e desperdício, por meio da adoção de boas práticas e técnicas de produção mais limpa, com a consequente redução dos riscos à saúde ocupacional e dos danos ambientais. Os fluidos de corte, quando manejados inadequadamente, podem contaminar o solo, o ar, a fauna, a flora e os recursos hídricos, e assim causando sérios prejuízos ao meio ambiente. Para uma adequada gestão dos fluidos de usinagem, é necessário fazer chegar aos usuários informações suficientes para a adoção de medidas de minimização da geração de resíduos desses fluidos. Este trabalho mostra a investigação de diferentes estratégias para aplicação de fluido de corte com vazões reduzidas: baixa vazão a 5 L/h, gotejamento a 0,20 e 0,32 L/h, e MQF (Mínima Quantidade de Fluido) à 0,025 L/h no fresamento de topo do aço para moldes VP420, onde são avaliados os esforços de corte, acabamento superficial, formação de rebarbas, vida e mecanismos de desgaste da ferramenta. Os parâmetros de corte utilizados foram: velocidades de corte de 230 m/min e 185 m/min; avanço de 0,2 mm/rev; penetração de trabalho de 9,4 mm e profundidade de corte de 1,0 mm e 0,2 mm, respectivamente. Foi adotado como critério de encerramento dos ensaios, o evento que primeiro ocorresse, ou seja: um desgaste de flanco máximo igual a 0,3 mm, ou então um VMR fixo (remoção total da superfície superior do material com as profundidades de corte de 0,2 mm e 1,0 mm respectivamente) e MQF (Mínima Quantidade de Fluido). Sendo o desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}$), a rugosidade R_q , os esforços de cortes (força - F_z , torque e potência), as características das rebarbas e cavacos, obtidos durante e após a remoção dos volumes citados, os fatores avaliadores de desempenho das condições lubrificantes. Os resultados foram comparados com a usinagem a seco e com aplicação de fluido na forma de jorro. Os testes mostraram que o tipo de desgaste predominante foi o de flanco com ocorrência de avaria do tipo lascamento. Os menores valores de rugosidade superficial da peça ocorreram quando se aplicou a condição gotejamento a 0,20 L/h e velocidade de corte de 185 m/min, e MQF a 0,025 L/h e velocidade de 230 m/min. Uma das principais conclusões do trabalho é que, na maioria dos ensaios, a aplicação da condição gotejamento a 0,20 L/h demonstrou ser bastante eficaz para melhoria do processo de usinagem dentro do contexto proposto.

Palavras Chave: Fresamento. Aço VP420. Fluidos de corte. Estratégias de aplicação/vazões reduzidas.

DA SILVA, H. A. **Different Strategies for Application of Cutting Fluid with reduced flow rate in Milling of Steel VP420 for Molds.** 2014. xxx f. Doctoral Thesis, Federal University of Uberlândia.

Abstract

The efficiency of cutting fluids can be improved by avoiding its contamination and waste, through the adoption of best practices and techniques for cleaner production, with a consequent reduction of the risks to occupational health and environmental damage. Cutting fluids when handled improperly, eventually reach the soil, air, fauna, flora and water resources, and thus cause serious damage to the environment. For proper management of metalworking fluids, it is necessary to get enough information for users to adopt measures to minimize waste of these fluids. This work shows the research of different strategies for application cutting fluid with flows reduced: low flow - 5 L/h, dripping - 0.20 and 0.32 L/h, MQF (Minimum Fluid Quantity) - 0.025 L/h in end milling operation of steel for molds, VP420. The cutting parameters used were: cutting speed 230 m/min and 185 m/min; feed rate 0.2 mm/rev; radial depth of cut of 9.4 mm and axial depth of cut of 1.0 mm and 0.2 mm for roughing and finishing, respectively. It was adopted as a criterion for end of the tests, the event that occurred first, ie: maximum flank wear equal to 0.3 mm, or a fixed VMR (volume of material removed of the top surface of the material with axial depth of cut of roughing and finishing operations). The maximum flank wear ($VB_{Bmáx}$), the surface roughness R_a , cutting forces (force - F_z , torque and power), the characteristics of burrs and chips, obtained during and after removal of the volumes mentioned, were considered to evaluate the performance of the cutting fluids. The results were compared to dry cut, when applying over head flood cooling and in the MQF (Minimum Quantity of Fluid). Method tests have shown that flank wear with the occurrence of chipping. Prevail in all the testes the lower values of surface roughness occurce when applying cutting fluid at flow rate of 0.20 L/h and cutting speed of 185 m/min, and the MQF 0.025 L/h and cutting speed of 230 m/min. One of the main conclusions is that, in most cases, the application of dripping condition to 0.20 L / h proved to be quite effective for improving the machining process in general.

Keyword: Operation. Cutting fluid. Application of fluid. Low volume of fluid. VP420 Steel

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Organograma identificando os principais tópicos abordados na revisão bibliográfica.....	5
Figura 2.2 – Representação esquemática das fases ativa e inativa da aresta de corte em um processo de fresamento frontal (Adaptado de PALMAI, 1987).....	8
Figura 2.3 – Variação cíclica da temperatura de corte no processo de corte interrompido (PALMAI, 1987).....	9
Figura 2.4 – Distribuição da temperatura e de tensões em pastilhas de metal duro no corte interrompido (FERRARESI, 1977, apud MACHADO et al., 2011).....	9
Figura 2.5 – Estágios de formação e evolução de trincas térmicas e do desgaste em insertos da classe P45 revestidos com TiCN/TiN, após fresamento frontal do aço ABNT 1045, na presença de uma emulsão a 3% aplicada em abundância (MELO, 2001).....	11
Figura 2.6 – Lascamento de origem mecânica em ferramenta de metal duro (SANDVIK sem/data).....	13
Figura 2.7 – Esquema representando a “formação do pé” (PEKELHARING, 1978, apud MACHADO et al., 2011).....	14
Figura 2.8 – Ângulo de direção de saída ϵ (SANDIVIK COROMANT sem/data).....	15
Figura 2.9 – Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte (DEARNLEY ; TRENT, 1982, apud MACHADO et al., 2011).....	16
Figura 2.10 – Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte.....	17
Figura 2.11 – Comportamento do desgaste de uma ferramenta de corte com o tempo de corte (LENZ et all., 1978; BER, KALDOR, 1982; HARRIS et all., 2003, apud MACHADO et al., 2011)	17
Figura 2.12 – Diagrama dos mecanismos de desgaste das ferramentas de corte em função da temperatura (VIEREGGE, 1970, apud KÖNIG; KLOCKE, 1997, apud MACHADO et al., 2011)	20
Figura 2.13 – Mecanismos de desgaste que ocorrem nas ferramentas de corte (TRENT ; WRIGHT, 2000, apud apud MACHADO et al 2011).....	21
Figura 2.14 – Efeitos da usinagem na integridade de superfície (HIOKI, 2006).....	26
Figura 2.15 – Métodos de polimento de Moldes em diferentes países (FALLBOHMER et al., 1996, apud RAMOS, 2004)	29

Figura 2.16 – Tratamento térmico em fabricação de matrizes (FALLBOHMER et al., 1996, apud RAMOS, 2004)	31
Figura 2.17 – Qualidade da borda das peças usinadas conforme a norma ISO 13715. (a) - Estados da borda externa, (b) Exemplos de rebarba	33
Figura 2.18 – Ilustração do início de formação da rebarba e o deslocamento da ferramenta de corte da posição A para a posição A' (adaptado de Ko e Dornfeld, 1996), apud Silva, (2011).....	34
Figura 2.19 – Representação da localização das rebarbas formadas no fresamento cilíndrico tangencial discordante, de um rasgo passante Gillespie, (1973), apud Kaminise, (2001)	36
Figura 2.20 – Representação da natureza periódica na formação de rebarbas no fresamento cilíndrico tangencial (Gillespie, (1973), apud Kaminise, (2001)	36
Figura 2.21 – Representação da formação de rebarbas no fresamento cilíndrico tangencial concordante de um rasgo passante Gillespie, (1973), apud Kaminise, (2001)	37
Figura 2.22 – Ilustração da localização de rebarbas formadas no fresamento frontal: (a) rasgo cego; (b) rasgo passante Gillespie, (1973), apud Kaminise, (2001).....	38
Figura 2.23 – Ilustração da localização de formação de rebarbas no fresamento frontal de ressaltos: (a) lado de entrada da ferramenta; (b) lado da saída da ferramenta da peça Gillespie, (1973), apud Kaminise, (2001).....	39
Figura 2.24 – Dimensões da rebarba [adaptado de Kishimoto et al., (1981), apud Silva (2011)]	40
Figura 2.25 – Modelo geométrico da rebarba e seus parâmetros [adaptado de Schäfer, (1978)].....	40
Figura 2.26 –Obtenção da imagem da rebarba a ser medida. a) borda com a rebarba, molde e a massa na forma pastosa; b) Molde com a massa fundida; c) massa preparada para o corte, e d) modelo pronto para ser levado ao microscópio (SILVA et al., 2006).....	41
Figura 2.27 – Diagrama esquemático de um sistema de MQF com o princípio de pressão (HEISEL et al., 1998, apud TEIXEIRA 2006)	43
Figura 2.28 – Sistemas de MQF comercialmente disponíveis (NOVASKI ; DÖRR, 1999)	45
Figura 2.29 – Efeito do avanço de corte em (R_a) para várias condições de lubrificação.	47

Figura 2.30 – Efeito do avanço de corte em (R_{sk}) para várias condições de lubrificação.....	48
Figura 2.31 – Dispositivo construído para aplicação de fluido em baixa vazão (TEIXEIRA, 2006)	50
Figura 2.32 – Lead-times na produção de moldes e matrizes (FALLBOHMER, 2000)....	56
Figura 2.33 – Representação de uma superfície resposta.....	60
Figura 2.34 – Superfície resposta de um processo.....	61
Figura 2.35 – Superfície resposta da interação entre V_c e a_p para o confronto “Seco x Baixa vazão_5 L/h” em relação ao comportamento do desgaste médio.....	62
Figura 3.1 – Organograma das principais etapas do projeto de pesquisa.....	63
Figura 3.2 – Esquema indicando o percurso da fresa na superfície do corpo de prova.....	64
Figura 3.3 – Fresa de topo e principais características do inserto: $l_a = 11$ mm; $iW = 6,8$ mm; $s = 3,59$ mm; $b_s = 1,2$ mm; $r_e = 0,8$ mm.....	67
Figura 3.4 – Micrografia do aço inoxidável martensítico VP420 no estado recozido...	68
Figura 3.5 – Foto obtida pelo MEV da superfície do corpo de prova do aço inoxidável martensítico VP420 no estado recozido utilizado nos ensaios de dureza e microestrutura. Nas regiões destacadas foram realizadas análises de EDS.....	69
Figura 3.6 – Vista do conjunto utilizado para a medição do desgaste da ferramenta....	70
Figura 3.7 – Indicação aproximada dos pontos de referência para medidas de rugosidade (R_q).....	71
Figura 3.8 – Rugosímetro portátil Mitutoyo modelo SJ-201.....	72
Figura 3.9 – Microscópio eletrônico de varredura (MEV) marca Hitachi modelo TM 3000.....	73
Figura 3.10 – Dinamômetro rotativo Kistler® modelo 9123C1211. a) Dinamômetro Kistler fixado ao fuso da máquina; b) Bloco conector BNC-2110; c) Computador com placa de aquisição.....	73
Figura 3.11 – Esquema de aquisição de potência.....	74
Figura 3.12 – a) Moldeiras posicionadas na peça para moldagem das rebarbas; b) Detalhes das moldeiras empregadas; c) Moldes recortados das rebarbas superior, inferior e inferior de saída para ser levados ao microscópio.....	75
Figura 3.13 – Fotos realizadas no estéreo microscópio dos moldes recortados a) Rebarba inferior; b) Rebarba inferior de saída; c) Rebarba superior.....	76

Figura 3.14 – Imagem dos cavacos agrupados após realização de um teste.....	76
Figura 3.15 – Aparato experimental do sistema aplicador de gotejamento e baixa vazão.....	78
Figura 3.16 – (a) Corpo externo da bomba e regulador de fluxo; (b) Detalhe interno da bomba: caixa de circuito interno; (c) Botão de controle de pulso e chave de partida.....	78
Figura 3.17 – Aplicação: (a) B.V. a 5 L/h; (b) Gotej. a 0,20 L/h; c) Gotej. a 0,32 L/h.....	79
Figura 3.18 – Aparelho pulverizador para aplicação de mínima quantidade de fluido de corte.....	80
Figura 3.19 – Bico aplicador de MQF posicionado para usinagem.....	80
Figura 3.20 – a) Aplicação por jorro do fluido de corte, vazão total de 1020 L/h; b) Usinagem sem aplicação do fluido de corte (a seco).....	81
Figura 3.21 – Aparato para aquisição de dados no ensaio de refrigeração.....	82
Figura 3.22 – Aparato para aquisição de dados no ensaio de lubricidade.....	83
Figura 4.1 – Resultados do desgaste ($VB_{Bmáx}$) da ferramenta nos ensaios com $a_p = 0,2$ mm e $a_p = 1,0$ mm.....	87
Figura 4.2 – Superfície de resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto “Seco x Jorro_1020 L/h” relacionado ao comportamento do desgaste $VB_{Bmáx}$	89
Figura 4.3 – Imagens das arestas empregadas no ensaio 21, com aplicação de jorro a 1020 L/h, $a_p = 1,0$ mm e $v_c = 230$ m/min: a) Teste; b) Réplica; c) Tréplica.....	90
Figura 4.4 – Foto obtida pelo MEV: a) Aresta de corte empregada no teste do ensaio 21, condição jorro a 1020 L/h, $a_p = 1,0$ mm e $v_c = 230$ m/min; b) Detalhe da região ampliada (800 x) das trincas; c) Tabela com o resultado da EDS.....	91
Figura 4.5 – Foto obtida pelo MEV: a) Aresta de corte empregada na tréplica do ensaio 21; b) Tabela com o resultado da EDS.....	92
Figura 4.6 – Imagens das arestas empregadas no ensaio 22 com aplicação de jorro a 1020 L/h, $a_p = 1,0$ mm e $v_c = 185$ m/min; a) Teste; b) Réplica; c) Tréplica.....	92
Figura 4.7 – Foto obtida pelo MEV: a) Aresta de corte empregada no teste do ensaio 22; b) Detalhe da região ampliada (800 x) onde ocorreu a trinca; c) Tabela com o resultado da EDS.....	93
Figura 4.8 – Foto obtida pelo MEV: a) Aresta de corte empregada na tréplica do ensaio de número vinte e dois; b) Detalhe da região ampliada onde ocorreu a trinca.....	93

Figura 4.9 – Imagens das arestas de corte empregadas no ensaio 18 com aplicação de BV a 5 L/h, $a_p = 1,0$ mm e $v_c = 185$ m/min: a) Teste; b) Réplica; c) Tréplica.....	94
Figura 4.10 – Foto obtida pelo MEV: a) Aresta de corte empregada no teste do ensaio de número dezoito; b) Detalhe da região ampliada (800x) do substrato exposto sob o material aderido da peça; c) Tabela com o resultado da EDS.....	95
Figura 4.11 – Foto obtida pelo MEV: a) Aresta de corte empregada na tréplica do ensaio 14 com aplicação de gotejamento a 0,32 L/h, $a_p = 1,0$ mm e $v_c = 185$ m/min; b) Tabela com o resultado da EDS.....	95
Figura 4.12 – Imagens das arestas de corte empregadas no ensaio 2 $a_p = 1,0$ mm condição seco, e $v_c = 185$ m/min): a) teste; b) réplica.....	96
Figura 4.13 – Foto obtida pelo MEV: a) Aresta de corte empregada no teste do ensaio 2; b) Detalhe da região ampliada do substrato exposto sob o material aderido da peça.....	97
Figura 4.14 – Imagens das arestas de corte empregadas no ensaio 9 com aplicação de gotejamento a 0,20 L/h e velocidade de corte a 230 m/min: a) Teste; b) Réplica.....	97
Figura 4.15 – Foto obtida pelo MEV: a) Aresta de corte empregada no teste do ensaio 9, com aplicação de gotejamento a 0,20 L/h, $a_p = 1,0$ mm e $v_c = 230$ m/min; b) Detalhe da região ampliada do substrato exposto onde o mecanismo de desgaste abrasivo é observado, e algum material aderido.....	98
Figura 4.16 – Imagens das arestas de corte empregadas no ensaio 19 com aplicação de BV a 5 L/h, $a_p = 0,2$ mm e $v_c = 230$ m/min: a) Teste; b) Réplica.....	98
Figura 4.17 – Foto obtida pelo MEV: a) Aresta de corte empregada no teste do ensaio 19; b) Detalhe da região ampliada do substrato exposto, desgaste semelhante ao de entalhe; c) Tabela com o resultado da EDS.....	99
Figura 4.18 – Imagens das arestas de corte empregadas no ensaio de número oito com aplicação de MQF a 0,025 L/h, $a_p = 0,2$ mm e $v_c = 185$ m/min: a) Teste; b) Réplica.....	99
Figura 4.19 – Resultados da rugosidade R_q da peça nos ensaios com $a_p = 0,2$ mm e $a_p = 1,0$ mm	99

Figura 4.20 – Superfície de resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto “Seco x Jorro_1020 L/h” relacionado ao comportamento da rugosidade média R_q	101
Figura 4.21 – Gráfico de colunas dos resultados relativos à F_z nos ensaios com $a_p = 0,2\text{ mm}$ e $a_p = 1,0\text{ mm}$	104
Figura 4.22 –Superfície de resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto “Seco x Jorro_1020 L/h” relacionado ao comportamento de F_z	105
Figura 4.23 –Gráfico de barras dos resultados relativos a M_z com $a_p = 0,2\text{ mm}$ e $a_p = 1,0\text{ mm}$	107
Figura 4.24 –Superfície de resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto “Seco x Jorro_1020 L/h” relacionado ao comportamento do torque M_z	108
Figura 4.25 – Resultados da potência elétrica nos ensaios com $a_p = 0,2\text{ mm}$ e $a_p = 1,0\text{ mm}$	109
Figura 4.26 – Superfície de resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto “Seco x Jorro_1020 L/h” relacionado ao comportamento da potência P_m	111
Figura 4.27 – Detalhe da rebarba do tipo inferior de saída observada nos ensaios com $a_p = 1,0\text{ mm}$, aplicação da condição BV e velocidade de corte de 185 m/min.....	112
Figura 4.28 – Rebarba inferior gerada nos ensaios com $a_p = 1,0\text{ mm}$, aplicação da condição BV e velocidade de corte de 185 m/min.....	112
Figura 4.29 – Rebarba superior gerada nos ensaios com $a_p = 1,0\text{ mm}$, aplicação da condição BV e velocidade de corte de 185 m/min.....	113
Figura 4.30 – Altura (h) da rebarba inferior de saída (IS) gerada em relação às condições lubri-refrigerantes aplicadas.....	114
Figura 4.31 – Superfície de resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto “Seco x Jorro_1020 L/h” relacionado ao comportamento da altura (h) da rebarba inferior de saída (IS)	115
Figura 4.32 – Espessura (b) da raiz da rebarba inferior de saída (IS) em relação às condições lubri-refrigerantes aplicadas.....	116
Figura 4.33 – Superfície resposta da interação entre entre a_p e v_c para o confronto “Seco x Jorro_1020 L/h”, relacionado ao comportamento da espessura da raiz (b) da rebarba inferior de saída (IS)	117

Figura 4.34 – Altura (h) da rebarba inferior (l) em relação às condições lubri-refrigerantes aplicadas.....	118
Figura 4.35 – Superfície resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto “Seco x Jorro_1020 L/h”, relacionado ao comportamento da altura (h) da rebarba inferior (l)	120
Figura 4.36 – Espessura (b) da raiz da rebarba inferior (l) em relação às condições lubri-refrigerantes aplicadas	120
Figura 4.37 – Superfície resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto “Seco x Jorro_1020 L/h”, relacionado ao comportamento da espessura (b) da raiz da rebarba inferior (l)	122
Figura 4.38 – Altura (h) da rebarba superior (S) em relação às condições lubri-refrigerantes aplicadas.....	123
Figura 4.39 – Superfície resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto “Seco x Jorro_1020 L/h”, relacionado ao comportamento da altura (h) da reb. superior (S)	124
Figura 4.40 – Espessura (b) da raiz da rebarba superior em relação às condições lubri-refrigerantes aplicadas.....	125
Figura 4.41 – Superfície resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto “Seco x Jorro_1020 L/h”, relacionado ao comportamento da espessura (b) da raiz (b) da rebarba superior (S)	126
Figura 4.42 – Condição de geração dos cavacos nos ensaios com $a_p = 1,0$ mm, aplicação da condição “jorro” a 1020 L/h e velocidade de corte de 230 m/min ; b) Apresentação dos cavacos.....	127
Figura 4.43 – Condição de geração dos cavacos nos ensaios com $a_p = 0,2$ mm, aplicação da condição BV a 5 L/h e velocidade de corte de 230 m/min; b) Apresentação dos cavacos.....	127
Figura 4.44 – Condição de geração dos cavacos nos ensaios com $a_p = 1,0$ mm, aplicação da condição gotejamento a 0,32 L/h e velocidade de corte de 230 m/min; b) Apresentação dos cavacos.....	128
Figura 4.45 – Condição de geração dos cavacos nos ensaios com $a_p = 1,0$ mm, aplicação da condição gotejamento a 0,20 L/h e velocidade de corte de 230 m/min; b) Apresentação dos cavacos.....	128
Figura 4.46 – Condição de geração dos cavacos nos ensaios com $a_p = 0,2$ mm, aplicação da condição MQF a 0,025 L/h e velocidade de corte de 230 m/min; b) Apresentação dos cavacos.....	129

Figura 4.47 – Condição de geração dos cavacos nos ensaios com $a_p = 1,0$ mm, sem a aplicação do fluido de corte, e velocidade de corte de 230 m/min b) Apresentação dos cavacos.....	129
Figura 4.48 – Gráfico da temperatura em função do tempo relacionado às aplicações de LB2000 (integral), Vascomill (puro) e Vascomill (emulsionado a 7%) e a seco.....	131
Figura 4.49 – Gráfico da energia específica média consumida para riscar a superfície da amostra do corpo de prova versus volume médio do material retirado após o riscamento.....	133
Figura 4.50 – Cavacos removidos após riscamentos na amostra, para ensaios das seguintes condições: a) Vascomill (emulsionado a 7%); b) Vascomill (puro); c) LB 2000 (integral); d) Seco.....	134
Figura 4.51 – Riscos na superfície da amostra do corpo de prova após o teste a seco.....	135

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Mudanças superficiais devido à energia aplicada durante a fabricação de peças.....	25
Tabela 2.2 – Características da usinagem dos aços inoxidáveis (AB Sandvik Coromant, 2001)	28
Tabela 2.3 – Tolerâncias requeridas para moldes e matrizes (FALLBOHMER et al., 2000)	30
Tabela 2.4 – Recomendação para o tamanho das bordas conforme a norma ISO 13715.....	33
Tabela 2.5 – Mecanismos e tipos de rebarbas, segundo Gillespie e Blotter (1976), apud Silva, (2011).....	35
Tabela 2.6 – Propriedades mecânicas resultantes dos aços inoxidáveis martensíticos.....	55
Tabela 2.7 – Características desejáveis para fabricação de moldes.....	55
Tabela 3.1 – Variáveis dos ensaios experimentais.....	65
Tabela 3.2 – Ensaios experimentais.....	65
Tabela 3.3 – Matriz planejamento para o confronto Seco x jorro, com os resultados médios das variáveis $VB_{Bmáx}$, R_q , F_z , M_z e P_m	66
Tabela 3.4 – Composição química do aço (VILLARES METALS S/A, 2014).....	67
Tabela 3.5 – Dureza do aço inoxidável martensítico VP 420 medida (20 kg/mm^2).....	68
Tabela 3.6 – Elementos químicos em peso % encontrados nas regiões da análise.....	69
Tabela 3.7 – Características dos sistemas lubri-refrigerantes aplicadas.....	77
Tabela 4.1 – Resultados dos Ensaios Experimentais.....	85
Tabela 4.2 – Resultados do planejamento experimental para o desgaste $VB_{Bmáx}$	87
Tabela 4.3 – Resultados do planejamento experimental para a rugosidade R_q	101
Tabela 4.4 – Resultados do planejamento experimental para a força F_z	104
Tabela 4.5 – Resultados do planejamento experimental para o momento M_z	107
Tabela 4.6 – Resultados do planejamento experimental para a potência elétrica P_m	110
Tabela 4.7 – Resultados do planejamento experimental para a altura (h) da reb. (IS).....	114
Tabela 4.8 – Resultados do planejamento experimental para a espessura (b) da raiz da rebarba (IS)	116
Tabela 4.9 – Resultados do planejamento experimental para a (h) da rebarba inferior (I)	119
Tabela 4.10 – Resultados do planejamento experimental para a raiz (b) da rebarba inferior (I)	121

Tabela 4.11 – Resultados do planejamento experimental para a (h) da rebarba (S).....	123
Tabela 4.12 – Resultados do planejamento experimental para espessura (b) da raiz (b) da rebarba superior (S).....	125
Tabela 4.13 – Taxa de refrigeração no intervalo de temperatura de 300 a 150 °C.....	132
Tabela 4.14 – Taxa de refrigeração no intervalo de temperatura de 300 a 30 °C.....	132
Tabela 4.15 – Valores obtidos nos testes de energia.....	133

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras Romanas

A_y	Superfície de saída
a_e	Penetração de trabalho
a_p	Profundidade de corte
b_s	Largura da aresta de corte da pastilha
b_t	Espessura da raiz da rebarba
e	Energia específica de riscamento
E	Energia dissipada para produzir o risco
f	Avanço por rotação da fresa
F_c	Força de corte
F_f	Força de avanço
F_z	Força passiva
f_z	Avanço por dente da fresa
h	Espessura de corte
h_o	Altura da rebarba
I	Rebarba inferior
l_w	Largura da pastilha de corte
k	Fator de abrangência
K	Número de fatores do planejamento experimental
La	Comprimento da aresta de corte da pastilha
Lc	Valor do cut-off
Ln	Comprimento de medição
P_m	Potência elétrica do motor
R_a	Rugosidade média
R_e	Raio de ponta da pastilha de corte
R_{ku}	Fator de achatamento (Kurtosis)
R_q	Desvio médio quadrático
R_{SK}	Coeficiente de simetria
R_{RMS}	Valor médio eficaz da rugosidade
R_{th}	Rugosidade teórica
R_z	Rugosidade de profundidade média
S_p	Rebarba superior
S	Espessura da pastilha de corte
T	Vida da ferramenta de corte

t_b	Espessura da raiz da rebarba
t_{\min}	Espessura mínima da rebarba
t_{\max}	Espessura máxima da rebarba
VB_B	Desgaste de flanco médio
$VB_{B\max}$	Desgaste de flanco máximo
VB_N	Desgaste de entalhe
v_c	Velocidade de corte
V_{cav}	Volume de cavaco

Letras gregas

α_0	Ângulo de folga da ferramenta
β_0	Intersecção do modelo de regressão
Δm	Perda de massa produzida
χ_i	Nível original da variável
χ_r	Ângulo de posição da ferramenta
ϕ'_0	Ângulo de cisalhamento negativo inicial
ϕ'	Ângulo de cisalhamento negativo final
\wp	Observações de uma resposta
ψ	Ângulo de saída da peça
ϖ_1	Nível real do fator
$\varpi + 1$	Valor real do fator no nível mais alto

Abreviaturas e unidades

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AC	Corrente alternada
APC	Aresta Postiça de Corte
ASME	Sociedade Americana de Engenheiros Mecânicos
BV	Baixa vazão
CAD	Desenho Assistido por Computador
CAM	Manufatura Assistida por Computador
CBN	Nitreto cúbico de boro
CMM	Coordinate Measuring Machines
CNC	Comando Numérico Computadorizado
CVD	Chemical Vapour Deposition
DC	Corrente contínua
EDM	Electrical Discharge Machining

EDS	Sistema de Energia Dispersiva
eV	Elétron volts
EP	Extrema pressão
HB	Dureza Brinell
HRc	Dureza "Rockwell" C
HSC	High Speed Cutting
HSM	High Speed Machining
HV	Dureza Vickers
IS	Rebarba inferior de saída
KT	Profundidade da cratera
L/h	Litro por hora
LEPU	Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
ml/h.....	Mililitro por hora
MQF	Mínima Quantidade de Fluido
MQL.....	Mínima Quantidade de Lubrificante
MVO	Mínimo Volume de Óleo
MQR	Mínima Quantidade de Refrigerante
M _z	Momento torçor
NC	Comando numérico
pC	Carga gerada por um cristal piezoelétrico em compressão ou cisalhamento
PCBN	Nitreto cúbico de boro policristalino
PCC	Planejamento Composto Central
PCD	Diamante policristalino
PCP	Plano de cisalhamento primário
PFC	Planejamento Fatorial Completo
PVC	Cloreto de polivinila
PVD	Physical Vapour Deposition
SAE	Sociedade Automotiva dos Engenheiros – EUA
SDD	Sistema silicon drift detector
TiCN	Carboneto de nitreto de titânio
TiN	Nitreto de titânio
VAD	Desgaseificação a vácuo
VAR	Refusão a vácuo
VP420	Designação de aço inoxidável martensítico da Villares
y _i	Resposta

SUMÁRIO

CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO.....	1
1.1. – Objetivo e justificativa.....	3
1.2. – <i>Organização do trabalho</i>	4
CAPÍTULO II – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	5
2.1. – Ferramentas de Corte.....	6
2.1.1. – <i>Avarias nas ferramentas de corte no fresamento</i>	7
2.1.2. – <i>Desgaste nas ferramentas de corte no fresamento</i>	16
2.1.3. – <i>Mecanismos de desgaste</i>	19
2.2. – Qualidade das Peças Fresadas.....	23
2.2.1. – <i>Topografia da superfície</i>	27
2.2.2. – <i>Qualidade superficial de moldes e matrizes</i>	29
2.3. – Rebarbas.....	31
2.3.1. – <i>Definições e normas</i>	32
2.3.2. – <i>O processo de formação das rebarbas</i>	34
2.3.3. – <i>Classificação das rebarbas</i>	35
2.3.4. – <i>Dimensão das rebarbas</i>	40
2.4. – Fluidos de Corte.....	41
2.4.1. – <i>Mínima quantidade de fluido de corte – MQF</i>	42
2.4.2. – <i>MQF no fresamento</i>	46
2.4.6. – <i>Baixa vazão (gotejamento)</i>	47
2.5. – Usinagem de moldes matrizes.....	52
2.5.1. – <i>Aços para moldes e matrizes</i>	54
2.5.2. – <i>Usinabilidade de aços inoxidáveis para matrizes e moldes</i>	55
2.5.3. – <i>Estratégias de corte no fresamento para melhoria da usinabilidade</i>	57
2.6. – Planejamentos de Experimentos.....	59
2.6.1. – <i>Planejamento fatorial 2^K</i>	59
2.6.2. – <i>Metodologia da superfície de resposta (MSR)</i>	59
CAPÍTULO III – PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	63
3.1. – Ensaios Experimentais.....	64
3.2. – Planejamento dos Experimentos.....	66
3.3. – Ferramentas de Corte, Material Usinado, Equipamentos e Instrumentos.....	66

3.3.1. – Ferramentas de corte.....	66
3.3.2. – Caracterização do material usinado.....	67
3.3.3. – Equipamentos e instrumentos.....	70
3.4. – Medições da Altura e Raiz da Rebarba.....	75
3.5. – Aspectos dos Cavacos.....	76
3.6. – Sistemas Meios Lubri-Refrigerantes e Aparatos para Aplicação de Quantidades Reduzidas de Fluidos de Corte.....	77
3.6.1. – Sistemas lubri-refrigerantes.....	77
3.6.2. – Aparatos para aplicação de quantidades reduzidas de fluidos de corte.....	77
3.6.3. – Testes do poder refrigerante dos fluidos de corte.....	81
3.6.4. – Testes do poder lubrificante dos fluidos de corte.....	82
CAPÍTULO IV – RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	84
4.1. – Resultados dos Pré-testes.....	84
4.2. – Resultados dos Ensaios Experimentais.....	84
4.2.1. – Resultados relativos ao desgaste da ferramenta $VB_{máx}$	86
4.2.2. – Resultados relativos à rugosidade R_q da peça.....	100
4.2.3. – Resultados relativos à força F_z	103
4.2.4. – Resultados relativos ao momento M_z	106
4.2.5. – Resultados relativos ao sinal de potência elétrica consumida P_m	109
4.2.6. – Resultados relativos às características das rebarbas.....	111
4.2.7. – Resultados relativos ao aspecto dos cavacos.....	126
4.2.8. – Resultados relativos à verificação da capacidade lubri-refrigerante dos fluidos de corte aplicados.....	130
CAPÍTULO V – CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	136
5.1. – Conclusões.....	136
5.2. – Sugestões para trabalhos futuros.....	138
CAPÍTULO VI – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	139
APÊNDICES.....	147

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Tradicionalmente, os fluidos de corte têm sido vistos mais propriamente como uma solução do que como um problema, uma vez que eles têm provado ser um significativo benefício para o processo de corte de metal e exercerem um importante papel na melhoria e manutenção do acabamento final da peça, na remoção dos cavacos, na redução das forças de corte, na supressão das limalhas e na resistência à corrosão da peça e da máquina-ferramenta (STANFORD, LISTER, KIBBLE, 2007).

A fim de cumprir seu papel, o fluido deveria penetrar na interface cavaco-ferramenta até a ponta da ferramenta. Existem várias vias de aplicação do fluido: através da superfície de saída (sobre-cabeça), através da superfície de folga, na saída do cavaco (entre a superfície de saída da ferramenta e o cavaco) e diretamente da zona de aderência, injetando-se o fluido por dentro da ferramenta de corte. Várias pesquisas já foram feitas para avaliar a eficiência das direções de aplicação e resultados diversos foram encontrados, como Lauterbach (1952) que encontrou que a mais eficiente para a usinagem de aços é aplicar o fluido na superfície de folga da ferramenta (MACHADO et al., 2011).

A utilização de fluido de corte pode ser prejudicial em processos intermitentes de corte, como no fresamento, quando o principal modo de falha da ferramenta é a formação de trincas de origem térmica. Este modo de falha é acentuado pela flutuação na temperatura de corte, pois a ferramenta se aquece no período em que está cortando e resfria-se no período em que está inativa, durante a revolução da ferramenta. Esta flutuação na temperatura causa variação de tensões na ferramenta, devido ao elevado gradiente de temperatura, ocasionando a formação de trincas geralmente perpendiculares à aresta de corte. A aplicação de fluido de corte nestas situações irá incentivar o gradiente de temperatura, devido ao forte resfriamento durante o período em que a aresta não está cortando. Isto aumenta a variação das tensões acelerando, consequentemente, o processo

de formação de trincas. (VIEIRA et al., 2001, AB SANDVIK COROMANT, 2001, DINIZ et al., 2000).

Atualmente um dos grandes desafios das indústrias metalúrgicas de fabricação de máquinas e equipamentos, automobilística e mecânica em geral, onde as operações de usinagem de peças metálicas fazem parte do processo, é a redução do uso dos fluidos de corte. Esse assunto tem sido tema de pesquisa e desenvolvimento por parte de universidades, fabricantes de ferramentas de corte, de máquinas e de fluidos, por diversos motivos. Entre estes, pode-se destacar os efeitos nocivos à saúde dos operadores e a dificuldade de atendimento à legislação ambiental, em um mercado cada vez mais exigente e competitivo com relação aos produtos ambientalmente sustentáveis.

Fluidos de usinagem são usados no mundo inteiro, e a preocupação, por parte das empresas, na escolha do tipo de fluido que possui melhor desempenho é crescente, não só na produção, mas também com relação às questões de saúde e meio ambiente. As operações de usinagem têm se intensificado e, consequentemente, o aumento da utilização de fluidos de corte, não só nas grandes indústrias do setor metal mecânico, mas, principalmente, em atividades de prestação de serviços e em pequenas empresas, em decorrência da tendência da terceirização de serviços por parte das grandes empresas, em razão da sazonalidade de mercado (SRVPROD.SISTEMAFIERGS, 2010).

Para a indústria, a condição primordial para o uso de um processo de usinagem a seco é que as operações envolvidas devam ao menos alcançar os mesmos tempos de corte, vida da ferramenta e qualidade das peças produzidas com fluido de corte. A usinagem sem fluido não consiste em simplesmente interromper sua alimentação, mas exige uma adaptação compatível de todos os fatores que influenciam em cada processo (KLOCKE; GERSCHWILER, 1996). Sabe-se que em alguns casos não se pode restringi-lo totalmente, mas sim, diminuir sua quantidade, utilizando, por exemplo, a técnica da Mínima Quantidade de Fluido (MQF), que se tem mostrado uma boa alternativa para alguns processos onde os fluidos de corte não podem ser totalmente eliminados (ZEILMANN, 2003).

As ferramentas utilizadas na indústria em geral e, particularmente, na indústria mecânica, são um acessório imprescindível na usinagem e conformação de peças metálicas ou não, fabricadas pelos processos tradicionais de produção. Essas ferramentas devem apresentar requisitos que possibilitem realizar as operações a que foram destinadas com precisão e a um custo relativamente baixo. Em consequência, não basta escolher o melhor material para confeccioná-las em função do trabalho exigido, mas igualmente projetá-las adequadamente e escolher as máquinas operatrizes que apresentam as melhores condições de rigidez, velocidade de corte e outros requisitos importantes (AÇOS-FERRAMENTA, 2010). Alguns aços ferramenta são projetados para produção de blocos de

matrizes, alguns para moldes de produção e outros para trabalho a quente, e ainda outros para aplicações de corte de alta velocidade. Os fabricantes especializados têm desenvolvido aços patenteados com características especiais, conseguidas através de métodos de processamento, incluindo desoxidação controlada, desgaseificação a vácuo (VAD) ou refusão em vácuo (VAR), que produzem aços mais uniformes e limpos. Algumas das propriedades incluem possibilidade de polimento com qualidade ótica, aumento da resistência ao desgaste e à corrosão, melhor usinabilidade e resistência à deformação, dureza uniforme, etc. (CIMM, 2010).

Os aços destinados a moldes e matrizes cujas características mais importantes são uma boa **usinabilidade** em função de gravuras profundas que são típicas desses moldes; **resistência uniforme**, para que a deformação durante o processo de injeção e fechamentos dos moldes resista uniformemente a essas forças; **polibilidade**, exigência para se obter superfícies transparentes durante o processo de injeção, principalmente na confecção de faróis e lanternas para a indústria automotiva e também para a de eletrodomésticos; e **soldabilidade**, que permite a modificação das gravuras dos moldes sem prejudicar o produto final. Destacam-se os aços VP20ISO, VP20IM, VP20ISOF, VP20ISOFS, VP50IM, VP420IM, VH13ISO, VH13IM e VP80 (INFOMET, 2010).

Por conseguinte, o processo de fresamento foi escolhido para esse trabalho, por ser um dos processos de usinagem mais utilizados na indústria manufatureira, e a literatura técnica especializada na área de usinagem de materiais tratados para moldes e matrizes ainda é escassa, fazendo-se necessário um estudo que aporte o bom entendimento do assunto.

1.1. Objetivo e justificativa

O principal objetivo desta pesquisa é estudar a ação e os efeitos da utilização de vazões reduzidas de fluido de corte numa operação de fresamento de topo do aço VP420, utilizado na fabricação de moldes para sopro e injeção de plástico. Assim foi realizada uma investigação no sentido de contribuir com a busca de soluções ecológicas e economicamente corretas para a utilização dos fluidos de corte na usinagem, e dessa forma responder ao setor produtivo com maior eficiência e ainda atender a legislação no que se refere à redução dos impactos ambientais e dos problemas ocupacionais.

Para tanto, foram desenvolvidas dois tipos de pesquisas, uma teórica onde são tratados todos os conceitos envolvendo as formas de aplicação dos fluidos de corte e a outra experimental, baseada em testes que caracterizaram a aplicação do fluido de corte em baixas vazões na usinagem do aço inoxidável VP420. Assim foram instituídos quatro (4) sistemas de aplicação de quantidades reduzidas de fluido, sendo eles: Baixa vazão – (5

L/h); Gotejamento – (0,20 L/h); Gotejamento – (0,32 L/h); e MQF – (0,025 L/h), que foram comparados com os sistemas convencional (Jorro) e a seco (sem fluido). Os efeitos da variação da vazão e a forma de aplicação do fluido de corte foram avaliados em termos do desgaste de flanco, esforços de corte, acabamento superficial, características das rebarbas, aspectos dos cavacos e capacidade lubri-refrigerante dos fluidos aplicados.

1.2. Organização do trabalho

Este trabalho está estruturado em mais seis (6) capítulos e seis apêndices, cujos conteúdos são resumidamente descritos a seguir.

O Capítulo II é constituído da revisão bibliográfica do assunto, no qual foram abordados os seguintes tópicos: ferramentas de corte, qualidade das peças fresadas, fluidos de corte, mínima quantidade de fluido de corte – MQF, aços para moldes e matrizes, monitoramentos da usinagem através dos parâmetros elétricos do motor, características das rebarbas, aspectos dos cavacos e planejamentos de experimentos. O objetivo deste capítulo é proporcionar o embasamento teórico necessário ao restante do trabalho.

No Capítulo III é descrito o procedimento experimental. Neste capítulo foi abordado: ferramentas de corte, material usinado, equipamentos e instrumentos empregados, os meios lubri-refrigerantes e sistema proposto para aplicação de quantidades reduzidas de fluidos de corte e planejamentos de experimentos.

No Capítulo IV são apresentados os resultados dos ensaios experimentais, juntamente com a análise e discussões, dos mesmos.

No Capítulo V são destacadas as conclusões mais relevantes do trabalho e sugeridos temas para trabalhos futuros.

No Capítulo VI são apresentadas às referências bibliográficas citadas neste documento. Finalmente, são mostrados seis apêndices, compostos de tabelas, gráficos e figuras que poderão auxiliar o leitor.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Com o objetivo de conhecer o estado da arte de diferentes estratégias para aplicação de fluido de corte com vazões reduzidas e demais parâmetros envolvidos no fresamento do aço VP420 para matrizes, foi desenvolvida uma extensa revisão bibliográfica onde foram abordados temas como: ferramentas de corte, avarias e desgastes em ferramentas no fresamento, qualidade de peças fresadas, características das rebarbas, fluidos de corte, técnicas de vazões reduzidas, usinagem de moldes e matrizes, aspectos dos cavacos, monitoramentos da usinagem através dos esforços de corte e finalmente, o emprego da técnica de planejamento de experimentos. No organograma da Fig. 2.1 é mostrada a estruturação da revisão bibliográfica.

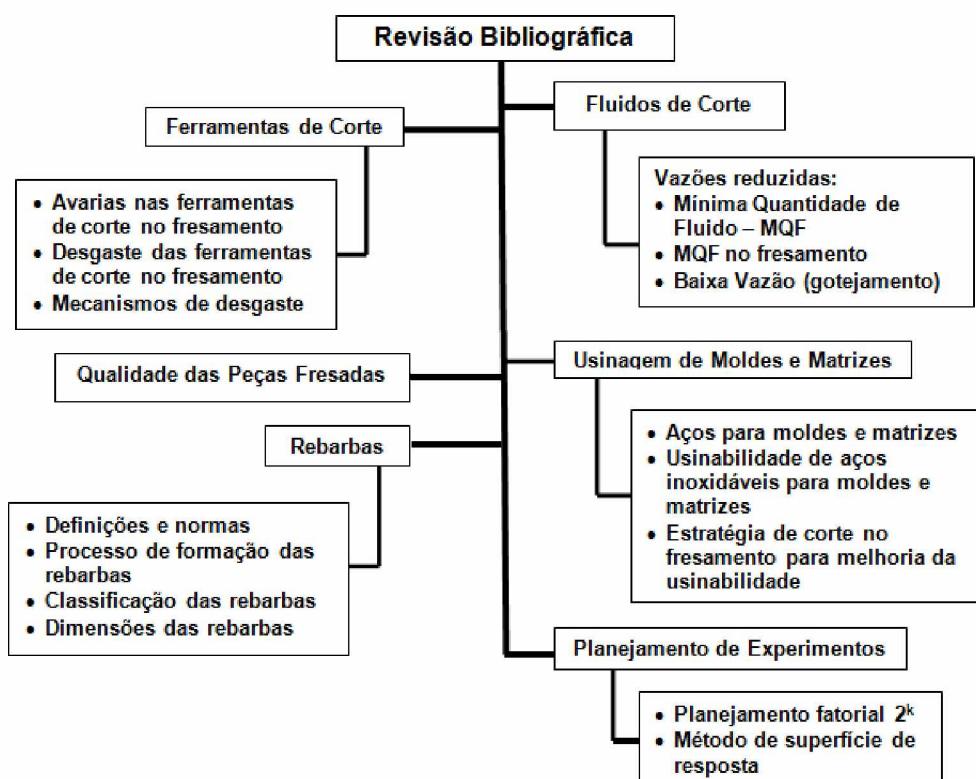


Figura 2.1 – Organograma identificando os principais tópicos abordados na revisão bibliográfica

2.1. Ferramentas de Corte

Por vários anos as ferramentas de aço rápido (HSS) dominaram o mercado, sendo vendidas na forma inteiriça. Contudo, com o surgimento das pastilhas de metal duro e os suportes intercambiáveis em aço carbono ou especial, elas perderam espaço e hoje representam cerca de um terço do mercado apenas. Mercado este que não abrange somente ferramentas de aço rápido e metal duro, mas também cerâmicas, diamante policristalino (PCD), nitreto cúbico de boro (CBN), nitreto cúbico de boro policristalino (PCBN), cermets, etc. Os desenvolvimentos não ficaram restritos somente à área ferramental, apesar de ter sido o campo mais notável. As máquinas ferramentas sofreram um desenvolvimento expressivo nas últimas três décadas. Com o desenvolvimento de máquinas modernas que podem possuir entre três, como as mais comuns, e nove eixos, a versatilidade do processo ficou ainda maior. Há uma variedade ampla de operações de usinagem que produzem superfícies horizontais, verticais, e inclinada e podem ser geradas em máquinas CNC's modernas, como a utilizada nesse trabalho. Dentre as operações possíveis, uma que se destaca é a de fresamento de topo, que pode ser utilizada para a confecção de rasgos, cavidades, degraus e perfis. Além disso, operações de furação, rosqueamento, alargamento, etc. podem ser realizadas em máquinas CNC's modernas (BOOTHROYD; KNIGHT, 2006).

Por maior que seja a dureza e a resistência ao desgaste das ferramentas de corte, e por menor que seja a resistência mecânica da peça de trabalho, a ferramenta de corte sofrerá um processo de desgaste que mais cedo ou mais tarde exigirá a sua substituição. Estudar e entender o processo pelo qual as ferramentas se desgastam é muito importante, pois pode permitir ações coerentes e efetivas para reduzir a taxa desse processo, prolongando a vida da aresta de corte. Embora os custos com ferramentas de corte representem apenas uma pequena fração do custo de fabricação, desgastes acelerados e/ou avarias frequentes levam a paradas da máquina para troca, e isso significa custos adicionais e perda de produtividade. Além disso, o conhecimento do processo de desgaste da aresta fornecerá subsídios para que haja evolução dos materiais das ferramentas, tornando-as mais resistentes aos fenômenos negativos que ocorrem durante o processo de usinagem (MACHADO et al., 2011).

Podem-se distinguir três fenômenos pelos quais uma ferramenta de corte perde sua eficácia na usinagem: avaria, desgaste e deformação plástica, apesar de Trent e Wright, (2000), apud Machado et al., (2011) considerarem a deformação plástica um mecanismo de desgaste. Esses três fenômenos causam a mudança na geometria da aresta de corte. Os dois primeiros, geralmente, promovem a perda de material, enquanto o último promove

somente o seu deslocamento. Para que se possa, desde o início, distinguir esses fenômenos que conduzem à perda e à consequente substituição das arestas, suas definições são apresentadas a seguir.

- Avaria: fenômeno que ocorre de maneira repentina e inesperada, causado pela quebra, lascamento ou trinca da aresta de corte. A quebra e o lascamento levam à destruição total ou à perda de uma quantidade considerável de material da aresta de forma repentina e imprevisível. A quebra é mais comum em ferramentas com baixa tenacidade, como as cerâmicas e os ultraduros. Já o lascamento depende também da tenacidade da ferramenta, mas pode ocorrer até mesmo em ferramentas de aço rápido (SANTOS, 2004).
- Desgaste: A Norma ISO 3685 (1993) define desgaste em ferramentas como “mudança de sua forma original durante o corte, resultante da perda gradual de material”. Em tribologia, defini-se desgaste como sendo a destruição de uma ou ambas as superfícies que compõem um sistema tribológico, geralmente envolvendo perda progressiva de material (HUTCHINGS, 1992, apud MACHADO et al., 2011).
- Deformação plástica: mudança da geometria da aresta de corte pelo deslocamento de material. Ela ocorre por cisalhamento devido às altas tensões atuantes nas superfícies das ferramentas de corte. Em casos extremos, vai levar à total destruição da cunha cortante.

2.1.1. Avarias nas ferramentas de corte no fresamento

As arestas das ferramentas de corte usadas no corte interrompido (fresamento, por exemplo) são frequentemente substituídas devido às trincas, lascamentos ou quebras. Nesse tipo de operação, o desenvolvimento do desgaste uniforme, na superfície de folga, ou de saída, é dominante quando a ferramenta de corte possui tenacidade suficiente para resistir aos choques mecânicos e térmicos. As condições térmicas das ferramentas de corte utilizadas em corte interrompidos têm sido investigadas por vários pesquisadores (BHATIA et al., 1986; CHKRAVERTTI et al., 1984; WANG et al., 1969; PALMAI, 1987, apud MACHADO et al., 2011), sendo bem conhecido o papel desenvolvido pela temperatura no fenômeno de desgaste.

No corte interrompido, uma aresta pode sofrer avarias devido aos choques mecânicos originados na entrada ou saída do corte, ou pelo choque de origem térmica causado pela flutuação da temperatura durante um ciclo (ou revolução) da ferramenta. Essa flutuação da temperatura ocorre porque a ferramenta se aquece durante a parte ativa do ciclo (de retirada do cavaco) e se resfria durante o ciclo inativo. A Figura 2.2 apresenta o desenho esquemático de um fresamento frontal (ou fresamento de faceamento) no qual os ciclos

ativos (de corte) e inativos (sem corte) durante uma revolução da ferramenta são destacados.

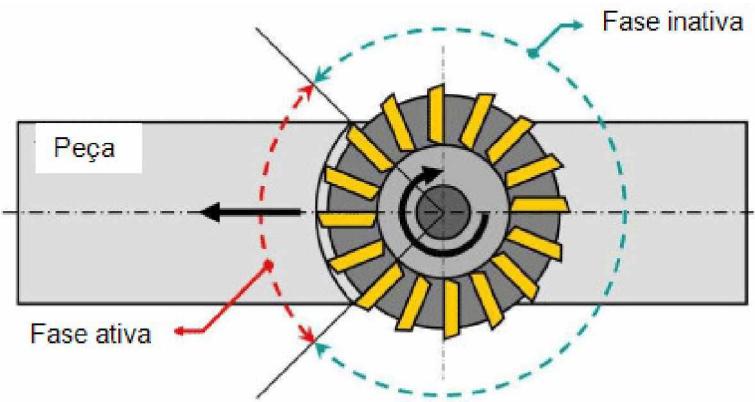


Figura 2.2 – Representação esquemática das fases ativa e inativa da aresta de corte em um processo de fresamento frontal (Adaptado de PALMAI, 1987, apud MACHADO et al., 2011)

i) Avaria de origem térmica

Durante uma operação de corte interrompido, como no fresamento de faceamento, ilustrado na Fig. 2.2, cada aresta da ferramenta experimenta uma fase ativa, período em que existe a formação do cavaco e, portanto, aquecimento da ferramenta; e uma fase inativa, sem corte, período em que ocorre o resfriamento. Consequentemente, as temperaturas em um corte interrompido flutuam ciclicamente, aumentando durante o tempo ativo da aresta de corte e diminuindo durante o tempo inativo. A variação cíclica dessa temperatura é ilustrada na Fig. 2.3.

A curva "a" da figura representa o aquecimento da aresta em um corte contínuo, no qual a temperatura tende a se estabilizar em um valor constante, equilibrando a geração do calor na formação de cavacos com as perdas por condução para a peça, para a ferramenta, para o cavaco e, por convecção, para o fluido de corte ou ambiente (corte a seco). O valor de estabilidade irá se alterar conforme combinações ferramenta/peça, parâmetros de corte, fluido refrigerante etc., bem como com os efeitos do desgaste da aresta. A curva "b" representa o resfriamento contínuo da aresta, desde o valor constante de temperatura atingido durante o corte até a temperatura ambiente. No corte interrompido, durante o tempo ativo t_1 , a aresta se aquece até a temperatura T_1 . Nesse momento, inicia-se o tempo inativo t_2 , quando a aresta começa a se resfriar, atingindo a temperatura T_1' ao final do tempo $t_1 + t_2$. Nesse momento, a aresta entra novamente em corte (tempo ativo) e o ciclo se repete (MACHADO et al., 2011).

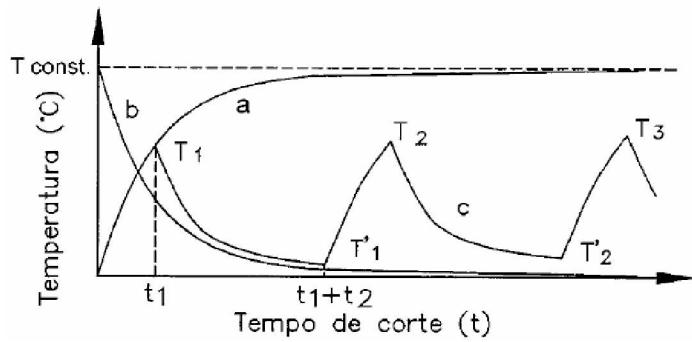


Figura 2.3 – Variação cíclica da temperatura de corte no processo de corte interrompido (PALMAI, 1987, apud MACHADO et al., 2011)

A distribuição de temperatura durante o ciclo depende das condições de corte (principalmente da velocidade de corte, do avanço e da relação entre o tempo ativo e inativo de um ciclo), do material da ferramenta de corte e do material da peça. A flutuação cíclica, da temperatura na interface ferramenta/cavaco leva a uma modificação, também cíclica, da distribuição de tensão na região de corte da ferramenta, o que pode provocar a formação de trincas térmicas. A Figura 2.4 mostra a curva de distribuição da temperatura em relação à profundidade "x", a partir da interface de contato ferramenta/cavaco.

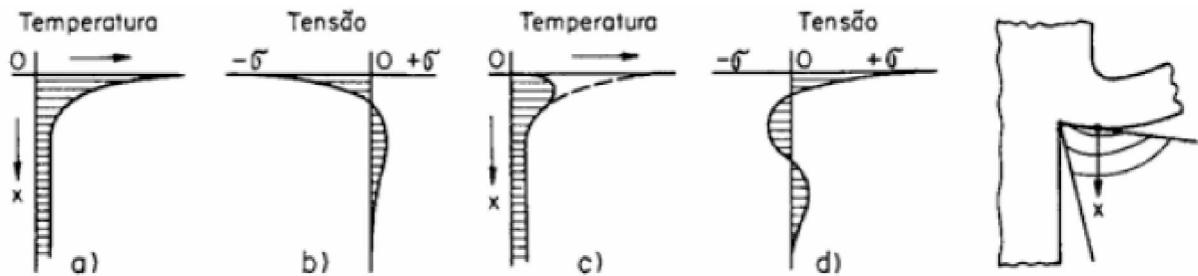


Figura 2.4 – Distribuição da temperatura e de tensões em pastilhas de metal duro no corte interrompido (FERRARESI, 1977, apud MACHADO et al., 2011)

A camada superficial, a uma temperatura bastante alta, se dilata. Porém, as camadas subsequentes a temperaturas inferiores terão uma dilatação bem menor (Fig. 2.4a). Como consequência, tais camadas impedirão o processamento de uma dilatação maior na camada superficial. Dessa forma, originam-se na camada superficial tensões de compressão (Fig. 2.4b). Em consequência disso, haverá a determinada distância "x" das superfícies de contato, tensões de tração. Em seguida, com a variação da temperatura de corte, isto é, com o resfriamento da camada de contato (devido ao tempo inativo), essa camada estará submetida à tração (processo inverso ao do tempo ativo), enquanto as camadas subsequentes passarão a ser solicitadas à compressão, e, em função do perfil da

temperatura interna, passarão novamente à tensão de tração a partir de uma determinada distância da superfície de saída (Figs. 2.4c e d).

As flutuações cíclicas da tensão, cujas taxas dependem da rotação, que pode chegar a valores elevadíssimos (50.000 RPM), promoverão o aparecimento de trincas por fadiga, principalmente nas ferramentas de metal duro. As ferramentas de aço rápido costumam ter tenacidade suficiente para suportar as variações nas tensões sem nucleação de trincas, e as ferramentas cerâmicas são frágeis e se lascam ou quebram antes que trincas sejam observadas em suas superfícies. Entretanto, recentemente, Santos (2004), fabricando dentes de engrenagens com fresas caracóis de aço rápido, observou trincas de origem térmica na superfície dessas ferramentas, que eram fabricadas pelo processo de metalurgia do pó. Essas trincas, se transformam, por um processo de erosão, em sulcos conhecidos como “sulcos desenvolvidos em forma de pentes” (*combcracks*) (MACHADO et al., 2011).

Nesse processo, é importante ressaltar que a formação dos sulcos desenvolvidos em forma de pente, ou simplesmente sulcos de origem térmica, acontece em duas etapas distintas. A primeira compreende o período de abertura da trinca térmica; a segunda, o período de transformação da trinca em sulco. O número de sulcos está relacionado ao número de trincas térmicas, que é função da variação da temperatura durante o ciclo (ou giro) da cada dente da ferramenta e do número de ciclos térmicos. Quanto maior a variação de temperatura e o número de ciclos térmicos, maior o número de sulcos.

Outra variável importante no processo de formação de trincas de origem térmica é o fluido de corte. Seu uso de forma intermitente pode levar ao aparecimento desse tipo de desgaste.

As trincas térmicas, além de evoluírem para sulcos, muitas vezes podem interagir com as trincas de origem mecânica, levando ao lascamento (*spalling*) das superfícies das ferramentas de corte. Sabe-se que as trincas térmicas nas superfícies de folga e de saída da ferramenta sempre se apresentam perpendiculares à aresta de corte. Trincas de origem mecânica, como se verá adiante, apresentam-se, normalmente, paralelas à aresta de corte. Assim, uma aresta que desenvolveu trincas de origem térmica, quando sofre muitos choques mecânicos (devido, por exemplo, ao desgaste excessivo), também desenvolve trincas paralelas, e o encontro e interações entre essas trincas são inevitáveis. A consequência é o lascamento e a continuidade da usinagem com essa ferramenta vai aumentar as áreas lascadas, com consequente inutilização da aresta de corte (MACHADO et al., 2011).

Dependendo do material da ferramenta de corte, a aplicação de fluido de corte em abundância pode acelerar o processo de formação e evolução das trincas térmicas. A Figura 2.5 mostra uma sequência de fotos da aresta de corte de um inserto de metal duro, classe

P45, revestido com TiCN/TiN, após fresamento frontal do aço ABNT 1045, na presença de uma emulsão a 3% aplicada em abundância (MELO, 2001).

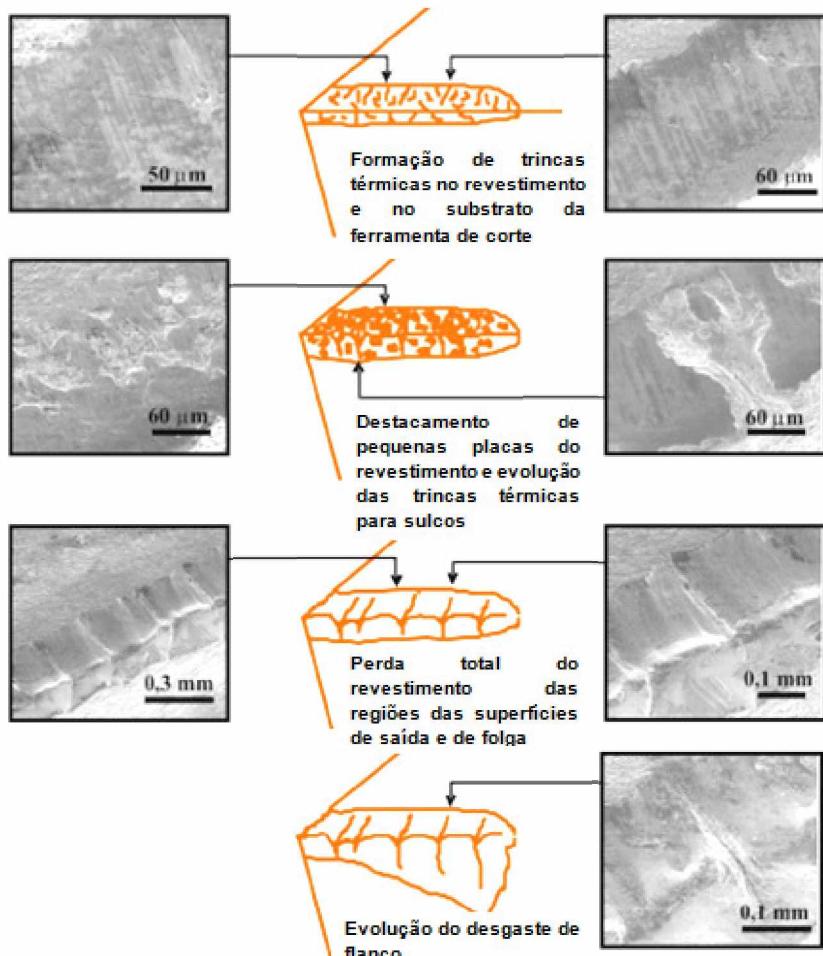


Figura 2.5 – Estágios de formação e evolução de trincas térmicas e do desgaste em insertos da classe P45 revestidos com TiCN/TiN, após fresamento frontal do aço ABNT 1045, na presença de uma emulsão a 3% aplicada em abundância (MELO, 2001)

Observa-se inicialmente na Fig. 2.5 a presença de uma grande quantidade de trincas no revestimento. Logo após, ocorre o destacamento de pequenas placas deste revestimento (*spalling*), expondo o substrato da ferramenta. Um aspecto agravante do destacamento de partículas do revestimento é que estas são arrastadas com o fluxo de cavaco por sobre as superfícies da ferramenta, promovendo desgaste abrasivo. Juntamente com trincas que surgem no revestimento, aparecem trincas perpendiculares à aresta de corte (trincas térmicas). Com a continuidade do processo, percebe-se a perda total do revestimento na região do gume cortante e a presença de sulcos originados a partir das trincas térmicas anteriormente formadas. O principal motivo atribuído a esta aceleração da formação e evolução das trincas térmicas foi relacionado à variação brusca de temperatura sofrida pela

ferramenta de corte logo no início da fase inativa, ocasionada pela baixa temperatura do fluido de corte.

Várias outras pesquisas mostraram que no fresamento do aço em altas velocidades, o uso do fluido refrigerante aplicado em abundância promoveu a formação de trincas térmicas, reduzindo a vida da ferramenta por aumentar o desgaste de flanco nesta, além de piorar o acabamento superficial da peça quando comparado ao corte a seco (GUO; SCHWACH, 2005; LIU et al., 2005; VIEIRA et al., 2001; ARNDT et al., 2003, apud LIEW; DING, 2008).

Contrariamente ao efeito negativo da aplicação de fluido de corte em abundância em ferramentas usadas no fresamento, Lin e Liao (2007) encontraram redução da taxa de desgaste em relação ao corte a seco quando aplicaram fluido de corte MQL em ferramentas de metal duro no fresamento HSM (High Speed machining) de um aço endurecido. Neste caso, a melhoria foi atribuída à formação de óxidos na superfície de saída da ferramenta de corte, motivada pela aplicação do fluido por MQL, o qual funcionou como barreira protetora à difusão.

Outros pesquisadores (KAKINO et al., 1984; CHKRAVERTTI et al., 1984, BHATIA et al., 1978; YELLOWLEY; BARROW, 1976; CHANDRASERKARAM, 1985, apud MACHADO et al., 2011) têm se dedicado ao estudo da origem dessas trincas e a conclusão a que chegaram é de que elas se tornam a maior causa de falhas das ferramentas em elevadas velocidades de corte. Já, a baixas velocidades de corte, as trincas de origem mecânica são as principais responsáveis pelas falhas das ferramentas de corte.

ii) Avarias de origem mecânica

As trincas de origem mecânica podem surgir devido aos “choques mecânicos” ocorridos durante a entrada da aresta de corte na peça (THE, 1977, apud MACHADO et al., 2011) ou durante a saída dela da peça (PEKELHARING, 1978 e 1984; VAN LUTTERVELT; GHANDI; BARROW, 1985, apud MACHADO et al., 2011). Normalmente, elas correm paralelas à aresta de corte, tanto na superfície de saída como na superfície de folga da ferramenta, culminando em lascamentos que podem condenar a ferramenta de corte (MACHADO et al., 2011).

No fresamento, por exemplo, a cada ciclo ou giro da fresa, cada inserto ou aresta sofre impacto violento na entrada do corte. Esse impacto é causado pela mudança súbita de carga zero, no ciclo inativo, para carga total de natureza compressiva. Quando uma ferramenta gira em alta rotação, podendo, em casos especiais, chegar a 50.000 rpm em máquinas modernas de HSC (High Speed Cutting), a ferramenta vai experimentar um número muito elevado de impactos por minuto. Quando a situação é desfavorável, a ferramenta pode sofrer lascamento ou mesmo quebrar-se no primeiro ciclo, devido a

condições abusivas ou inadequadas. Entretanto, mesmo trabalhando adequadamente, a aresta estará sujeita a um carregamento repetitivo a cada entrada na peça, que pode, por exemplo, levar ao aparecimento de trincas por fadiga (MACHADO et al., 2011).

Uma característica importante dessas trincas de origem mecânica é que elas se propagam e podem interagir com outras trincas, inclusive com as de origem térmica, e levar ao aparecimento de lascamentos, como mostrado na Fig. 2.6, onde se observam que lascas foram destacadas da superfície de saída da ferramenta, situações típicas de avaria na entrada da ferramenta na peça. É evidente que quanto maior for esse carregamento, mais rápido a avaria ocorrerá. Portanto, grandes profundidades de corte, grandes avanços, altas resistências da peça de trabalho, entre outros fatores, aceleram o processo de fadiga e de avaria da ferramenta de corte (MACHADO et al., 2011).



Figura 2.6 – Lascamento de origem mecânica em ferramenta de metal duro (SANDVIK sem/data)

Os problemas de choques mecânicos na entrada ainda podem ser agravados pela tendência de adesão do cavaco à superfície de saída (KABALDIN, 1980, apud MACHADO et al., 2011). Certos materiais, como titânio e aços inoxidáveis, têm essa tendência de promover a adesão completa dos elementos de cavacos na superfície de saída da ferramenta, que permanecem ali durante todo o tempo inativo de um ciclo. Quando a aresta entra novamente na peça, a presença de um elemento de cavaco promove problemas extras de entrada (MACHADO et al., 2011).

Outro problema ocorre quando a ferramenta abandona a peça, a aresta de corte se aproxima da saída da peça promovendo uma rotação no plano de cisalhamento primário, tornando-o negativo e resultando na ocorrência de um fenômeno conhecido como “formação do pé” (*foot forming*), pela semelhança deste com o pé humano (PEKELHARING, 1978, apud MACHADO et al., 2011). A Figura 2.7 mostra a sequência de formação desse fenômeno, peculiar a determinadas geometrias de saída da peça.

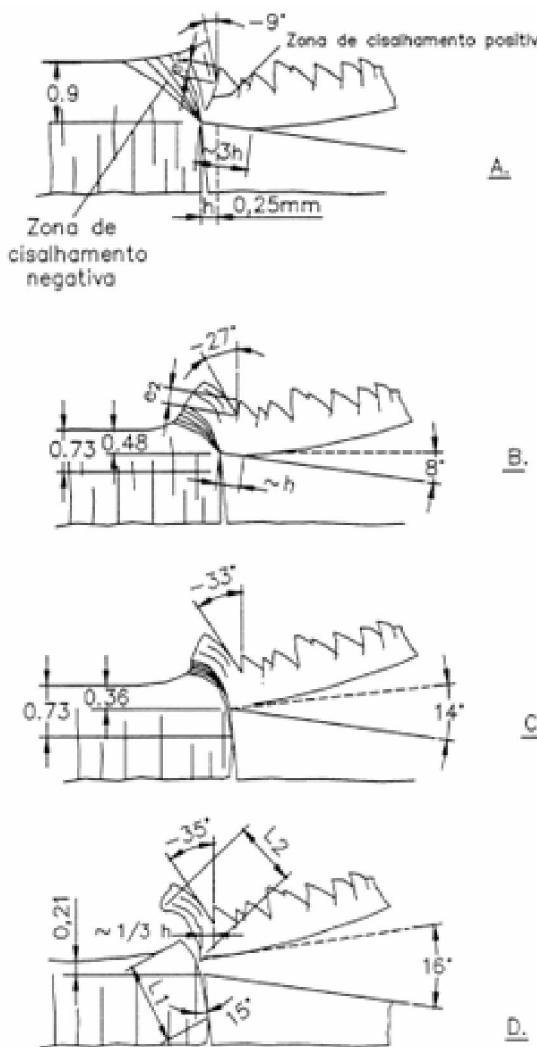


Figura 2.7 – Esquema representando a “formação do pé” (PEKELHARING, 1978, apud MACHADO et al., 2011)

Observa-se que, à medida que a aresta se aproxima da borda de saída da peça, o plano de cisalhamento, que inicialmente tinha um ângulo com a direção da velocidade de corte, vai diminuindo, passando para valores negativos. Isso acontece porque, ao se aproximar da borda de saída da peça, a aresta, com seu esforço de corte, não tem a restrição da resistência do material à frente. Devido à falta de apoio, a borda se deforma no sentido de cisalhamento até a ruptura, antes de atingir a borda, promovendo a formação do pé. A separação dessa forma de cavaco no exemplo da figura anterior acontece quando ainda faltava 0,21 mm para a ferramenta atingir a borda final da peça (Fig. 2.7D).

Usando técnicas de elementos finitos, demonstra-se que, por conta da rotação do plano de cisalhamento primário, a ponta da ferramenta passa de um estado fortemente compressivo para um estado de tração (PEKELHARING, 1984, apud MACHADO et al., 2011). Assim, dependendo das dimensões do cavaco, do material da peça e do material da

ferramenta, tal inversão do estado de tensão pode promover a avaria da ponta da ferramenta. Obviamente, esse tipo de falha pode ser evitado se a ferramenta de corte possuir a necessária tenacidade para evitar a ruptura quando da inversão das tensões. Deve-se observar, também, que quanto maiores os valores de profundidade, de avanço e de alta resistência mecânica do material da peça, mais crítico será o carregamento e mais suscetível estará a ferramenta de sofrer uma ruptura. Se a ferramenta não resistir, a formação do pé no cavaco será acompanhada de uma quebra da ponta da ferramenta, comprometendo assim, seriamente, a sua integridade (MACHADO et al., 2011).

Outro parâmetro importante no processo de formação do pé é o ângulo de direção de saída da ferramenta da peça (ψ), como pode ser visto na Fig. 2.8. No fresamento, a espessura de corte (h) aumenta da entrada na peça até o centro, atingindo o valor máximo, e reduz à medida que afasta do centro no movimento de saída da peça. Quando o ângulo de saída (ψ) é zero, tem-se o maior valor de espessura de corte (h) na saída da peça. Isso torna crítico o processo de formação do pé. À medida que o ângulo de saída da peça (ψ) se afasta do zero (para negativo ou positivo), o processo de carregamento na saída da ferramenta da peça vai se aliviando, podendo até evitar a formação do fenômeno. Quando o ângulo (ψ) é maior que 20° ou menor que -45° , como mostrado na Fig. 2.8, ocorre a supressão da formação do pé (PEKELHARING, 1978, apud MACHADO et al., 2011).

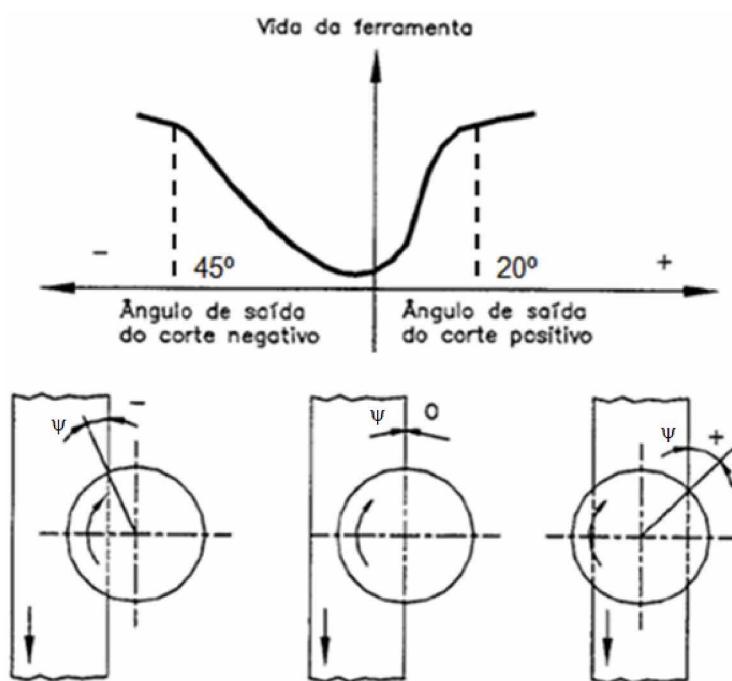


Figura 2.8 – Ângulo de direção de saída ψ (SANDVIK COROMANT sem/data)

Pode-se, portanto, evitar a falha na saída da ferramenta da peça usando um chanfro na superfície da peça ou uma geometria de saída segura. O processo torna-se mais crítico quando se está faceando uma superfície totalmente irregular, como a face superior de um bloco de motor, onde a ferramenta experimenta várias saídas, sendo difícil evitar as direções perigosas mostradas na figura anterior (MACHADO et al., 2011).

2.1.2. Desgaste nas ferramentas de corte no fresamento

Mesmo se a ferramenta de corte possuir tenacidade suficiente para evitar uma avaria, estará sempre sujeita ao desgaste. Verifica-se, assim, um desgaste progressivo tanto na superfície de folga quanto na superfície de saída da ferramenta. A Figura 2.9 apresenta as principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte.

Pelo menos, três formas de desgaste podem ser identificadas nas Fig. 2.9.

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

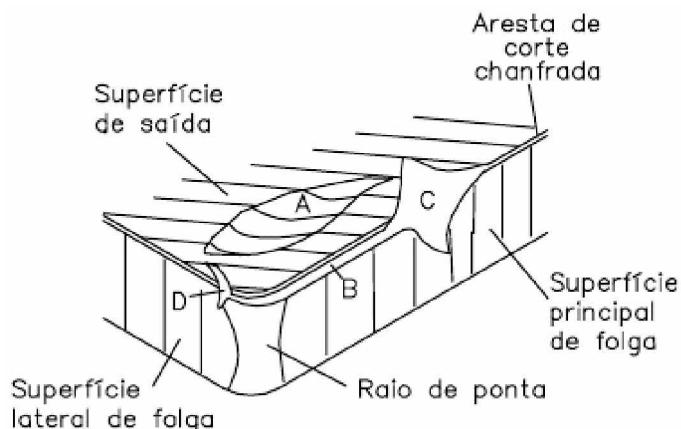


Figura 2.9 – Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte (DEARNLEY; TRENT, 1982, apud MACHADO et al., 2011)

Antes que uma dessas formas de desgaste alcance grandes proporções e coloque o processo de usinagem em risco, a ferramenta deverá ser reafiada ou, mais comumente, substituída. Na Figura 2.10 são mostrados os parâmetros utilizados pela Norma ISO 3685 (1993) para quantificar esses desgastes. Os principais são:

- K_T = profundidade da cratera;
- V_{BB} = desgaste de flanco médio;
- $V_{BBmáx}$ = desgaste de flanco máximo;
- V_{BN} = desgaste de entalhe.

O tempo em que uma aresta de corte trabalha efetivamente antes de ser reafiada ou substituída é denominado “vida da ferramenta de corte” (T). Um critério deve ser então adotado para determinar o fim da vida da ferramenta, a fim de manter o processo produtivo dentro de condições econômicas adequadas. Em usinagem, normalmente, as arestas de corte se desgastam seguindo uma curva padrão, representada na Fig. 2.11. Na ordenada, o desgaste pode ser representado por qualquer um dos parâmetros que identificam as formas de desgaste: flanco, cratera ou entalhe, como mostrado na Fig. 2.10 (VB_B, VB_{Bmáx}, VB_N ou KT).

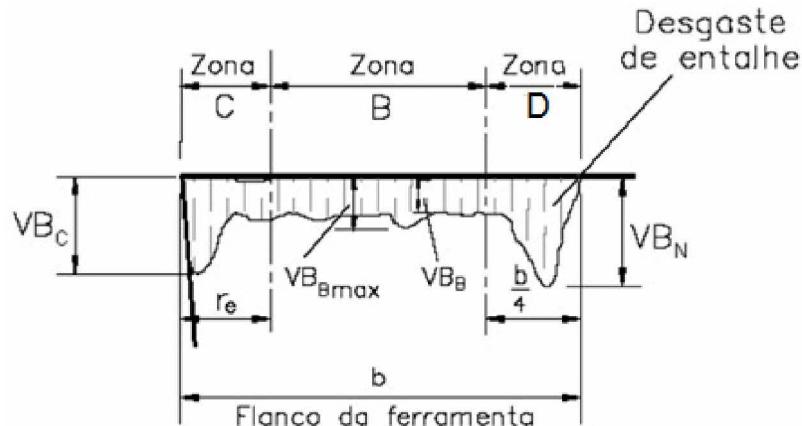


Figura 2.10 – Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte (ISO 3685, 1993)

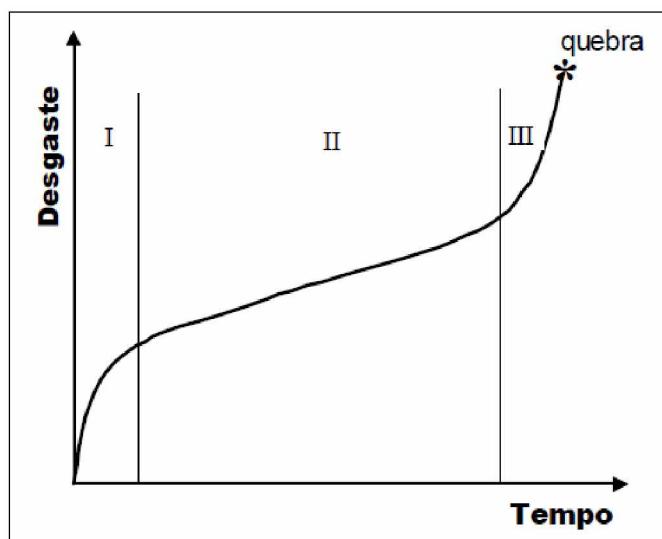


Figura 2.11 – Comportamento do desgaste de uma ferramenta de corte com o tempo de corte (LENZ et al., 1978; BER; KALDOR, 1982; HARRIS et al., 2003, apud MACHADO et al. 2011)

Na evolução do desgaste, podem-se distinguir três estágios:

- Estágio I: ocorre nos primeiros instantes de corte, quando o desgaste apresenta uma taxa decrescente (a tangente à curva apresenta ângulos de inclinação decrescentes). Nesse estágio, a ferramenta sofre um desgaste acelerado, natural de adequação ao sistema tribológico envolvido, como se a cunha cortante estivesse se acomodando ao processo, passando então a apresentar uma taxa de desgaste cada vez menor com o passar do tempo, e uma primeira inflexão no final desse estágio é observada.
- Estágio II: caracteriza por uma taxa de desgaste constante ao longo do tempo (a tangente à curva apresenta ângulo de inclinação constante). A ferramenta já se encontra totalmente adequada ao processo e os mecanismos específicos de desgaste operam em uma taxa constante até atingir uma nova inflexão.
- Estágio III: acontece o início de uma aceleração no desgaste, aumentando acentuadamente a taxa (a tangente à curva apresenta ângulos de inclinação crescentes) e promovendo, em curto espaço de tempo, a quebra da ferramenta, caso o corte tenha continuidade dentro desse estágio. Isso acontece porque o desgaste atingiu níveis tão elevados que as temperaturas e tensões envolvidas irão promover, eventualmente, o colapso da ferramenta.

Os engenheiros envolvidos no processo de usinagem devem, portanto, observar atentamente a evolução dessa curva, a fim de evitar que ela atinja o estágio III, pois dentro desse estágio, o tempo para ocorrer a quebra é muito curto, tornando-se muito difícil evitá-la. As consequências de uma quebra de ferramenta em serviço podem representar um custo muito elevado. O mais comum é o refugo da peça, sendo, portanto, uma responsabilidade maior quando mais nobre for o material que a compõe. Materiais como superligas de Ti e Ni, aços inoxidáveis, aço endurecido, ligas de cobre e alumínio são, normalmente, de custo alto o suficiente para gerar maiores preocupações. Além do refugo da peça, uma quebra de inserto pode danificar o suporte. A falha do inserto ocorre repentinamente, e mesmo com um bom sistema de segurança na máquina, o dano no suporte é praticamente inevitável. Quando estiverem envolvidas máquinas de concepção moderna, como as atuais, o custo de reparo pode significar grandes perdas em termos de recursos financeiros e tempo de máquina sem produção (MACHADO et al., 2011).

Em operações de acabamento, os critérios adotados são relacionados a parâmetros de rugosidade superficial, e, portanto, na maioria das vezes, muito aquém do estágio III. Mas em operação de desbaste, os engenheiros devem ter total conhecimento do comportamento da curva padrão de desgaste para adotar critérios de fim de vida de ferramentas que evitem atingir o estágio III. Porém, por questões econômicas, não se pode

adotar um critério muito conservador, porque isso irá condenar uma ferramenta prematuramente. O ideal é adotar um sistema de monitoramento que seja capaz de determinar com segurança o momento de troca da aresta desgastada. Os componentes da força de usinagem, a potência do motor de acionamento do eixo-árvore, a temperatura de corte, a vibração do sistema e a emissão acústica são parâmetros indicados para esse fim. Todos possuem uma correspondência muito forte com a curva padrão de desgaste. Assim, o controle de um ou o conjunto desses parâmetros pode ser usado para indicar o final de vida da ferramenta, bem como o momento de troca da aresta. Por ser menos intrusivas e mais práticas, a vibração e a potência do motor de acionamento do eixo-árvore são parâmetros já utilizados em muitos casos de monitoramento (MACHADO et al., 2011).

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 ($VB_{B\max} = 0,6 \text{ mm}$);
- Profundidade da 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.

Dessa maneira, quando qualquer um dos limites for ultrapassado, recomenda-se a reafiação ou substituição da ferramenta de corte. Em operações de acabamento, a norma recomenda critérios baseados em parâmetros de rugosidade superficiais, como o R_a . É importante salientar que esses valores sugeridos pela Norma ISO 3685 (1993) são para testes de vida da ferramenta, e, industrialmente, tais parâmetros podem assumir valores diferentes, pois dependem de vários fatores, como rigidez da máquina-ferramenta, precisão requerida na peça etc., fatores que são diferentes para diferentes indústrias. Uma maneira prática muito utilizada industrialmente é permanecer usando a aresta de corte até que as peças produzidas ultrapassem a faixa de tolerância e/ou acabamento estabelecido para a usinagem, mas ainda estejam, porém, dentro das especificações de projeto. Entretanto, usar uma aresta de corte após um elevado nível de desgaste causa aumento da força de usinagem e da geração de calor, elevando a chance de alcançar um nível de falha catastrófica (MACHADO et al., 2011).

2.1.3. Mecanismos de desgaste

Geralmente, em condições normais de corte, todas as formas de desgaste apresentadas na Fig. 2.9 estarão presentes, embora uma delas deva prevalecer. Essas formas de desgaste acontecem devido aos vários mecanismos de desgaste. A Fig. 2.12

apresenta um diagrama clássico com diversos mecanismos de desgaste em função da temperatura (VIEREGGE, 1970, apud KÖNIG; KLOCKE, 1997).

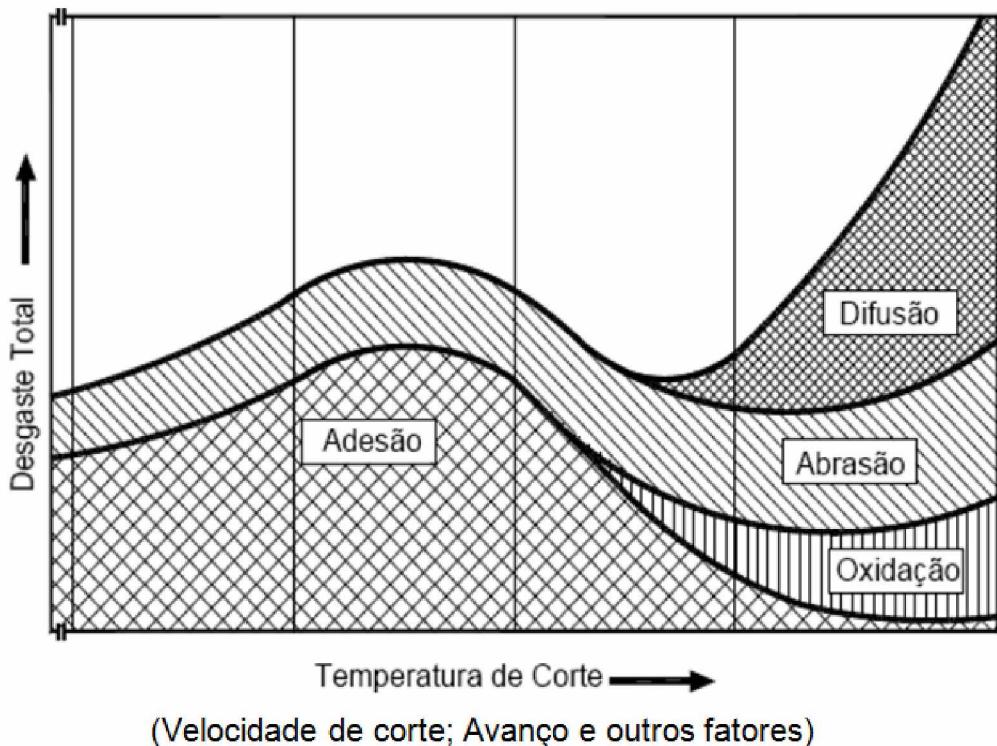


Figura 2.12 – Diagrama dos mecanismos de desgaste das ferramentas de corte em função da temperatura (VIEREGGE, 1970, apud KÖNIG; KLOCKE, 1997)

No diagrama da Fig. 2.12, os mecanismos de abrasão, adesão, difusão e oxidação são apresentados em função da temperatura de corte ou de qualquer parâmetro que os influencie, principalmente a velocidade de corte. Em baixas temperaturas, apenas os mecanismos de adesão e abrasão estão presentes e a adesão é predominante, enquanto em temperaturas elevadas, a adesão perde lugar para os novos mecanismos de difusão e oxidação. Observa-se que esses dois mecanismos vão crescendo em participação com o aumento da temperatura, e que a difusão cresce em uma escala exponencial. Esse diagrama também salienta que o desgaste total cresce muito com o aumento da temperatura de corte (MACHADO et al., 2011).

A literatura apresenta variações na classificação dos mecanismos de desgaste, porém, grande parte dos trabalhos existentes considera pelo menos seis mecanismos diferentes (TRENT; WRIGHT, 2000, apud MACHADO et al., 2011), summarizados na Fig. 2.13.

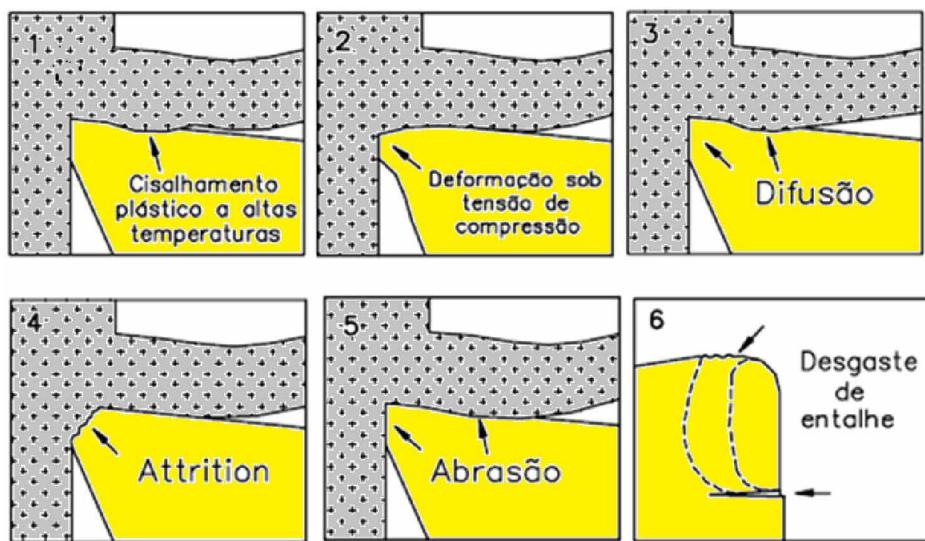


Figura 2.13 – Mecanismos de desgaste que ocorrem nas ferramentas de corte (TRENT; WRIGHT, 2000, apud MACHADO et al 2011)

Observa-se que Trent e Wright (2000) apud Machado et al., (2011) colocam a deformação plástica como mecanismos de desgaste (mecanismos 1 e 2 da Fig. 2.13), e que, na introdução deste subcapítulo, a deformação plástica foi considerada uma forma de desgaste da ferramenta de corte, no mesmo nível do desgaste e da avaria.

Os mecanismos de números 3, 4 e 5 coincidem com os apresentados por Vieregge (1960), citado por König e Klocke (1997), enquanto o mecanismo número 6 é uma forma de desgaste. A oxidação, que não aparece destacada nos mecanismos de Trent e Wright (2000), apud Machado et al., (2011) está presente ou faz parte do desgaste de entalhe, como será mostrado adiante.

- *Deformação plástica superficial por cisalhamento a altas temperaturas*

É um mecanismo que ocorre mais provavelmente na usinagem de metais com alto ponto de fusão, como ferramentas de aço rápido. As tensões cisalhantes na interface ferramenta/cavaco, nesses casos, são suficientemente grandes para causar deformação plástica na superfície de saída. Por conta das altas temperaturas ali desenvolvidas, a resistência ao escoamento do material da ferramenta próximo à interface é reduzida. Como consequência, o material é cisalhado com o cavaco e arrancado da superfície da ferramenta, formando-se assim uma cratera.

- *Deformação plástica da aresta de corte sob altas tensões de compressão*

Esse é outro mecanismo de desgaste não propriamente assim classificado, mas que se identifica mais como uma forma de desgaste. Porém, Trent e Wright (2000), apud

Machado et al., (2011) preferiram classificá-lo como mecanismo. Essa deformação plástica da aresta sob altas tensões de compressão ocorre na usinagem de materiais de elevada dureza. As combinações de altas tensões de compressão com altas temperaturas na superfície de saída podem causar a deformação plástica em arestas de aço rápido ou metal duro. Isso geralmente ocorre a altas velocidades de corte e de avanço e leva a uma falha catastrófica.

- *Difusão*

Esse mecanismo envolve a transferência de material, no nível atómico e é fortemente dependente da temperatura, do tempo e da solubilidade dos elementos envolvidos na zona de fluxo (zona secundária de cisalhamento). Entende-se por solubilidade dos elementos envolvidos a afinidade química entre os constituintes. Nesse processo, o tamanho dos átomos é também muito relevante. Átomos menores que os da matriz podem formar soluções sólidas intersticiais. Átomos de mesmo tamanho, em relação aos da matriz, tendem a formar soluções sólidas substitucionais. Já átomos maiores que os da matriz não apresentam solubilidade para se difundir na matriz (MACHADO et al., 2011).

- *Aderência e arrastamento: attrition*

Na literatura, esse mecanismo de desgaste é frequentemente chamado “adesão” (HUTCHINGS, 1992; KÖNIG; KLOCKE, 1997, apud MACHADO et al., 2011). Na língua inglesa, influenciada por Trent, é que se convencionou chamá-lo de *attrition*.

O *attrition* ocorre, geralmente, a baixas velocidades de corte, nas quais o fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta se torna irregular. A aresta postiça de corte pode aparecer, e na sua presença o processo tem natureza menos contínua, principalmente se ela for instável. Sob tais condições, fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto ao fluxo de material adjacente à interface. O fluxo de fragmentos da aresta postiça de corte, de tempos em tempos, arrasta consigo grãos da ferramenta. Em geral, a zona de escorregamento (em vez da zona de aderência), o corte interrompido (por exemplo, fresamento), a profundidade de corte variável, entre outros fatores, promovem o fluxo irregular de material e, portanto, favorecem a participação do mecanismo de desgaste por *attrition*.

- *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. No caso de as partículas estarem soltas, a abrasão é considerada de “três corpos”, na qual as

partículas duras são livres para rolar e escorregar entre as duas superfícies. No caso de as partículas emergirem de uma das superfícies, a abrasão é considerada de “dois corpos” (HUTCHINGS, 1992).

- *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 (áreas C e D da Fig. 2.9). Porém, ainda não existe um consenso na literatura que explique exatamente o mecanismo que provoca o desgaste de entalhe. Há diferentes e prováveis causas para o desenvolvimento do desgaste de entalhe (ALBRCHT, 1956; SOLAJA, 1958; LEYESENSETTER, 1956; LAMBERT, 1962, apud SHAW, 1986) encontradas na literatura, entre as quais citam-se:

- 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 óxidos 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 durante a usinagem agem como pequenas ferramentas de corte induzindo ao desgaste.

Por falta de consenso, é comum tratar essa forma de desgaste como um mecanismo que ocorre, principalmente, na usinagem de materiais resistentes a altas temperaturas (como ligas de níquel, de titânio, de cobalto e de aço inoxidável). Na altura da profundidade de corte, área C da Fig. 2.9, ele pode se desenvolver em ambas as superfícies de saída e de folga da ferramenta, ou apenas na superfície de folga (MACHADO et al., 2011).

2.2. Qualidade das Peças Fresadas

A definição para o conjunto de alterações que ocorrem na superfície de peças, devido à ação de ferramentas de corte ou outros processos de fabricação, é denominado integridade superficial. Várias são as propostas para a avaliação destas condições superficiais e, além das avaliações dimensionais e das medições de desvios de forma e de posição das peças usinadas, denominados desvios macrogeométricos, deve-se efetuar a medição dos desvios denominados microgeométricos, que normalmente é feita por meio de

rugosímetros ou de perfilômetros. A medição microgeométrica mais usual é a da rugosidade, que é a medição das marcas resultantes do processo de fabricação, tais como ranhuras, sulcos, estrias, escamas e crateras e estas, por sua vez, são resultado de marcas de ferramenta durante o avanço ou posicionamento da peça no processo de usinagem. Existe também a formação de estrias ou escamas na usinagem durante a retirada do cavaco. Todas estas irregularidades na superfície podem produzir microtrincas, que são nucleadas na superfície do material e podem ser formadoras de trincas que tenderão a se expandir. A fadiga dos metais pode levar à fratura, que ocorre nos materiais metálicos submetidos a esforço cíclico ou intermitente em tensões muito abaixo da tensão de escoamento. Assim, a existência de irregularidades na superfície favorece a nucleação de um número maior de microtrincas, aumentando a possibilidade de uma delas propagar-se e provocar o rompimento da peça. Estima-se que a fadiga seja responsável por cerca de 90% das falhas mecânicas catastróficas em componentes observadas na indústria (GUIMARÃES, 1999).

BECZE et al. (2000) analisaram a influência da superfície gerada no fresamento de cavidades, tomando para tal um padrão tridimensional em forma de concha para os experimentos, e concluíram que, mesmo utilizando os mesmos parâmetros de corte e com a utilização de uma fresa de ponta esférica de metal duro revestido, ao se usinar o aço AISI D2, os valores de rugosidade variavam entre $R_a = 0,25 \mu\text{m}$, para regiões mais planas do corpo de prova, até $R_a = 1,25 \mu\text{m}$ para as partes mais inclinadas. Tal efeito se deve à vibração presente no processo, em função dos efeitos dinâmicos da máquina. Curiosamente, as ferramentas com as arestas de corte mais gastas, produziram superfícies com valores ligeiramente menores que as ferramentas novas. Outra explicação para o aumento da rugosidade na usinagem das superfícies inclinadas, utilizando-se ferramentas com ponta esférica, se dá pela formação de protuberâncias entre os passes da ferramenta, que aumentam à medida que o ângulo de inclinação cresce (TOH, 2005).

Groover (2001), apud Valdéz (2008) indicou que a importância do estudo da integridade superficial deve-se aos seguintes fatores:

- Razões estéticas: superfícies polidas, livre de riscos e falhas são preferíveis para impressionar o consumidor;
- Aspecto de segurança;
- Atrito;
- Propriedades mecânicas e físicas: falhas ou fendas podem ser concentradores de tensão;
- Superfícies polidas têm melhor contato elétrico.

Assim mesmo, Groover (2001) manifesta que a análise da integridade superficial deve ser empregada nos processos de manufatura onde as peças produzidas serão altamente solicitadas, envolvendo altos custos, indicação da previsão do tempo de vida em serviço da peça, e segurar a vida humana. A Tabela 2.1 mostra as mudanças superficiais e sub superficiais atribuídas às diferentes formas de energia aplicadas na fabricação de peças.

Tabela 2.1 – Mudanças superficiais devido à energia aplicada durante a fabricação de peças

Formas de Energia	Possíveis alterações ou danos
Mecânica	<ul style="list-style-type: none"> • Tensões residuais superficiais • Trincas: microscópicas e macroscópicas • Deformações plásticas • Falhas, dobras, ou sulcos • Vazios ou inclusões introduzidos mecanicamente • Variação na dureza (encruamento)
Térmica	<ul style="list-style-type: none"> • Mudanças metalúrgicas (recristalização, mudança de fase na superfície, mudança do tamanho de grão) • Resolidificação do material • Mudança na dureza
Química	<ul style="list-style-type: none"> • Ataque intergranular • Contaminação química • Absorção de certos elementos tais como o H e o Cl na superfície do material • Corrosão • Tensão de corrosão • Dissolução de microconstituintes
Elétrica	<ul style="list-style-type: none"> • Mudança de condutividade elétrica • Mudança de comportamento magnético • Crateras produzidas por pequenos curtos circuitos resultantes de técnicas elétricas

Atualmente muitas indústrias utilizam a usinagem como processo de fabricação dos componentes que produzem, dos quais vários exercem funções de extrema importância, pelo fato do perigo que uma eventual falha pode ocasionar. Por exemplo, isso se observa em componentes mecânicos usados na indústria aeronáutica, onde qualquer pane de um equipamento do sistema que exige extrema confiabilidade pode provocar grandes desastres. Sabe-se que os processos que constituem a usinagem convencional são basicamente processos termomecânicos, nesses processos quase todo o trabalho mecânico é convertido em calor. Segundo Diniz et al. (2000) e Machado et al. (2011) são três as grandes regiões geradoras de calor na peça que se usina: zona primária, secundária e

terciária. A zona primária, onde ocorre a deformação e a separação do cavaco, é a principal geradora de calor. A segunda zona geradora de calor é a zona secundária, gera-se devido ao atrito do cavaco com a superfície de saída da ferramenta; e a última é a zona terciária, onde se produz calor devido às deformações superficiais da peça e seu atrito com a superfície de folga da ferramenta. O calor dissipado para o cavaco, a peça e a ferramenta varia segundo o tipo de material da peça e da ferramenta, dos parâmetros de corte usados e do tipo de lubrificação-refrigeração utilizado. Hioki (2006) indicou que as alterações na integridade superficial das superfícies usinadas por esses processos, são a somatória dos efeitos térmicos e mecânicos, provenientes das zonas primária, secundária e terciária, mostrados esquematicamente através da Fig. 2.14.

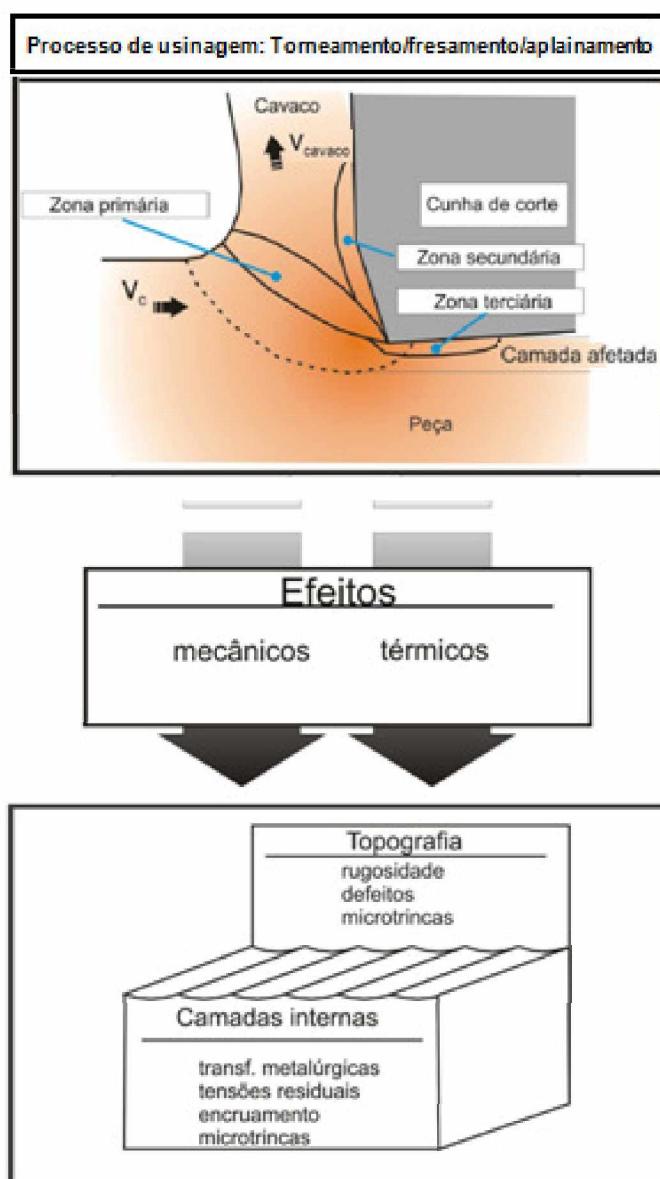


Figura 2.14 – Efeitos da usinagem na integridade da superfície usinada (HIOKI, 2006)

2.2.1. Topografia da superfície

A variação ou a dispersão dos resultados da medição da topografia é uma característica inerente aos processos de remoção termomecânicos, tais como os processos de usinagem convencional (torneamento, fresamento, furação, retífica, etc.). Nesses processos, os que usam ferramentas de corte com geometria definida, o avanço apresenta-se como parâmetro que tem a maior influência na rugosidade. Além disso, ele e a velocidade de corte têm grande importância sobre o tempo de usinagem e, consequentemente, sobre a rentabilidade do processo (HIOKI, 2006). A constância dessas considerações são os resultados obtidos por vários pesquisadores que analisaram aspectos do torneamento duro e seus resultados na rugosidade superficial das suas amostras.

Chou et al. (2002) realizaram ensaios de torneamento duro em amostras de aço AISI 52100, utilizando dois tipos de ferramentas de PCBN, uma com baixo e outra com alto conteúdo de CBN. Nos ensaios realizados esses pesquisadores fixaram o avanço e a profundidade de corte e concluíram que a rugosidade da peça se tornava maior em velocidades de corte mais altas devido ao aumento do desgaste da ferramenta. No torneamento longitudinal dos corpos de prova de aço DIN 18MnCr5, com dureza em torno de 550 HV, Gunnberg et al. (2006) utilizaram ferramentas de corte de PCBN com diferentes geometrias. Eles observaram que o aumento do avanço tem uma influência negativa na rugosidade, enquanto o aumento do raio da ferramenta de corte tem uma influência positiva. Grzesik e Wanat (2006) tornearam amostras cilíndricas de aço DIN 41Cr4, endurecidas a aproximadamente 60 HRc usando dois tipos de ferramentas PCBN, uma do tipo convencional (SNGN 120408 T01020) e outra com geometria “wiper” que seria a conhecida aresta alisadora (CNGA 12408 T01020 WG). Os resultados observados nesse trabalho mostram que a rugosidade é basicamente função do avanço e principalmente da geometria da ferramenta de corte, sendo que a do tipo *wiper* superou à do tipo convencional.

Com relação à velocidade de corte (v_c), normalmente o acabamento superficial melhora quando há o aumento da mesma. A melhoria ocorre de forma rápida até uma determinada velocidade crítica, devido à contínua redução das dimensões da aresta postiça. Depois que esta já ficou reduzida a um tamanho insignificante, pouca melhora adicional do acabamento é obtida com aumentos maiores da velocidade de corte. A velocidade crítica varia bastante em função dos seguintes fatores: material da ferramenta, ângulo de saída, fluido de corte, dimensões do cavaco, material da peça etc. (STEMMER, 1995). Na sequência, com o aumento da velocidade de corte, a rugosidade oscila por obra da vibração do sistema máquina-peça-ferramenta-dispositivo de fixação; vibração que se dá de acordo com cada faixa de velocidade (HIOKI, 2006, apud DINIZ et al., 2000). A utilização de velocidades acima da recomendada favorece o aumento da rugosidade, devido à rápida

formação de sulcos de desgaste no flanco e na aresta secundária da ferramenta de corte (HIOKI, 2006; BOTTEGER, 1979).

De acordo com Teixeira (2006) a integridade superficial é uma medida da qualidade de uma superfície usinada e é interpretada por elementos que descrevam a estrutura da superfície e sua subsuperfície conforme citadas. A integridade superficial é geralmente definida pelas propriedades mecânicas, metalúrgicas e químicas do material e a topografia, por parâmetros tais como: rugosidade, variação de dureza, mudanças estruturais e tensões residuais, etc.

Os aços inoxidáveis estabilizados (a maioria ligados ao titânio) são geralmente mais difíceis de usinar, pois o titânio forma Ti(C, N) que aumenta a abrasividade. Como consequência desta formação, o teor de carbono na matriz do aço irá cair, o que o torna mais sensível à formação da aresta postiça de corte. A Tabela 2.2 mostra as diferenças no fresamento dos aços inoxidáveis em função do tipo de material segundo a AB Sandvik Coromant (2001). Observa-se que o aço inoxidável endurecível por precipitação apresenta uma baixa tendência à formação da aresta postiça de corte, mas uma alta tendência ao desgaste abrasivo e a apresentar uma elevada temperatura de corte. Obviamente, estas características dependem da velocidade de corte com que a usinagem é executada.

Tabela 2.2 – Características da usinagem dos aços inox. (AB SANDVIK COROMANT, 2001)

Tipo de aço inoxidável	Tendência à formação de aresta postiça de corte	Temperatura de corte	Tendência ao endurecimento por tensão	Tendência à geração de rebarbas	Tendência ao desgaste abrasivo
Austenítico/duplex	Alta	Alta	Alta	Alta	Baixa
Ferrítico/Martensítico e aço PH	Baixa	Alta	Baixa	Baixa	Alta

Devido ao alto teor de cromo e níquel, o aço inoxidável apresenta ductilidade maior e condutividade térmica menor que os aços carbono. Por isso, a maior energia exigida para formar o cavaco permanece na zona de corte, ao invés de ser dissipada com o cavaco. À medida que este calor acumula, ele acelera todos os mecanismos de desgaste da ferramenta. Ele causa expansão térmica da ferramenta que pode levá-la a trincas. O calor pode também aumentar a tendência à formação de cratera, que pode levar a ferramenta à quebra. O calor acumulado pode também fundir a aresta de corte e a deformação da aresta aumenta as forças de corte (BELEJCHAK, 1997, apud TEIXEIRA, 2006).

2.2.2. Qualidade superficial de moldes e matrizes

O polimento manual de moldes e matrizes ainda é o método mais usado para alcançar o acabamento superficial requerido (Fig. 2.15).

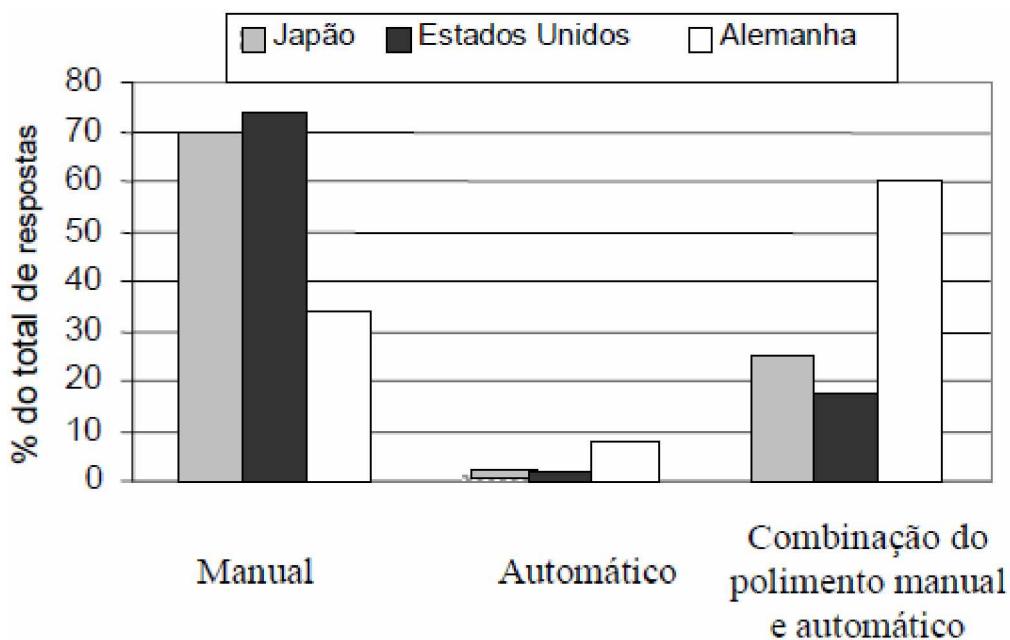


Figura 2.15 – Métodos de polimento de moldes e matrizes em diferentes países (FALLBOHMER et al., 1996, apud RAMOS, 2004)

A combinação do polimento manual com o polimento automático tem sido muito utilizada. Segundo Fallbohmer et al. (1996), apud Ramos, (2004) 70% das oficinas de moldes e matrizes dos Estados Unidos e Japão fazem polimento manual. Quanto ao polimento automático, a preferência é o método por descargas elétricas (EDM), seguidas pelo método de usinagem mecânica como polimento com fluxo abrasivo, polimento assistido com robô e polimento assistido por máquina de fresamento.

O principal motivo do uso de HSM (High Speed Machining) é reduzir ou, se possível, eliminar o polimento manual e reduzir o tempo da usinagem de acabamento. No entanto, o melhoramento no acabamento da superfície pelo processo de fresamento de topo com ponta esférica, como exemplo, pode ser alcançado por meio de um aumento no número de passes no corte de acabamento (penetração de trabalho) ou um corte com um diâmetro maior. A penetração de trabalho (a_e) em combinação com o diâmetro máximo de corte (D) da fresa determina a rugosidade teórica R_{th} , Eq. (2.1):

$$R_{th} = \frac{D}{2} - \sqrt{\frac{D^2 + a_e^2}{4}} \quad (2.1)$$

Desde que o diâmetro máximo de corte é muitas vezes limitado pela geometria da peça, a rugosidade teórica pode ser minimizada somente pela redução de a_e . Se a penetração de trabalho é reduzida em 50%, a trajetória de corte aumenta automaticamente em 100%. Para compensar o aumento do tempo, um grande avanço da mesa é necessário. O que vai requerer alta rotação para assegurar uma espessura constante do cavaco, resultando automaticamente em uma alta velocidade de corte. Elevadas temperaturas e desgaste acelerado da ferramenta são consequências inevitáveis.

Os moldes para injeção requerem maiores qualidades superficiais do que matrizes para forjamento e estamparia. Segundo Fallbohmer et al. (2000), os valores médios dos erros dimensionais e de forma são dados pela Tab. 2.3.

Tabela 2.3 – Tolerâncias requeridas para moldes e matrizes (FALLBOHMER et al., 2000)

	Erro dimensional médio (mm)	Erro médio de forma (mm)
Moldes para injeção	0,020	0,015
Matrizes para fundição	0,046	0,041
Matrizes para estamparia	0,061	0,043
Matrizes para forjaria	0,028	0,023

A vida de uma matriz é determinada principalmente por sua resistência aos processos de desgaste no qual podem ser de diferentes naturezas dependendo de sua aplicação. Matrizes para trabalho a quente sofrem desgaste abrasivo e fadiga térmica. Matrizes de estampagem e de forjamento a frio deverão resistir ao desgaste abrasivo e alta tensão. Desta forma, o material é geralmente tratado termicamente. Eventualmente em adição a este tratamento, a nitretação, os revestimentos por PVD e CVD são exemplos de tratamentos que protegem a superfície da matriz e prolongam sua vida.

O tratamento térmico usual é realizado antes do semi-acabamento, acabamento ou polimento. O fabricante de matrizes tenta evitar a usinagem de desbaste em materiais endurecidos, embora isto possa economizar tempo e eliminar a interrupção do fluxo de fabricação de moldes e matrizes. A Figura 2.16 mostra a sequência do tratamento térmico na fabricação de matrizes em diferentes países (FALLBOHMER et al., 1996, apud RAMOS, 2004).

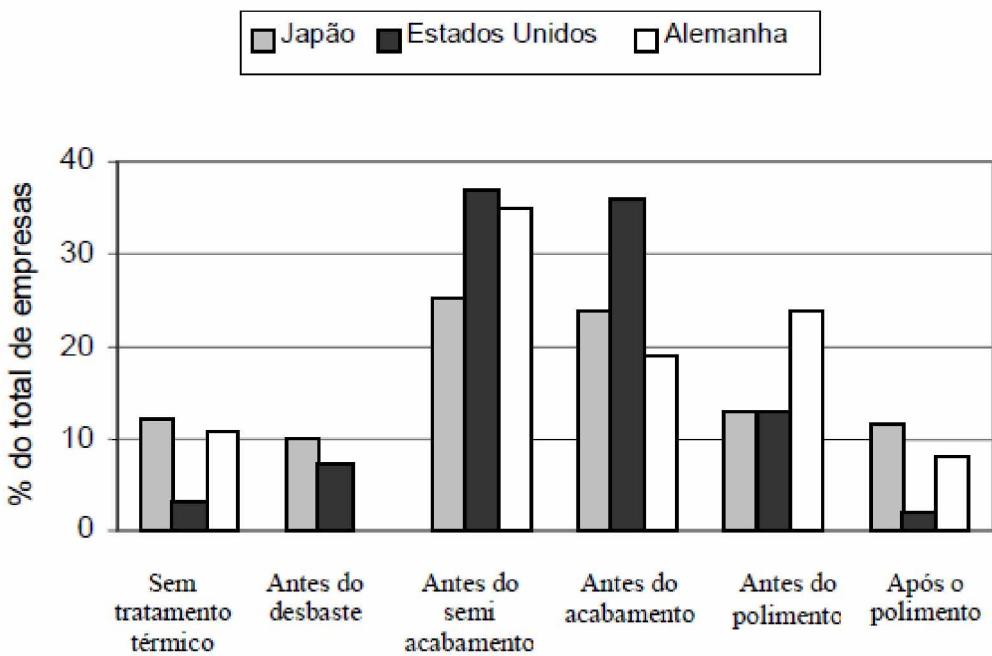


Figura 2.16 – Tratamento térmico em fabricação de matrizes (FALLBOHMER et al., 1996, apud RAMOS, 2004)

Conforme as perspectivas da usinagem de moldes e matrizes, pesquisas alternativas para o desenvolvimento e melhorias de novos materiais estão em andamento. Novas estratégias de corte, melhoramentos nas condições do processo de fabricação e o desenvolvimento de novas técnicas visando reduzir o tempo de usinagem ou eliminar etapas do processo estão sendo incentivadas e empregadas na usinagem de moldes e matrizes. A escolha correta do material em função das diferentes naturezas dos processos de desgaste da matriz determina a sua vida. Desta forma a manufatura de matrizes resistentes aos processos de desgastes pode se tornar mais versátil e rápida através de medidas como a melhor escolha do material para construção, adotando os melhores parâmetros de corte além de utilizar padronizações e metodologias apropriadas (RAMOS, 2004).

2.3. Rebarbas

Conforme Silva (2011), a rebarba é um resíduo indesejado que surge nas bordas das peças obtidas durante a manufatura, principalmente dos usinados. A sua dimensão depende do processo e da operação de usinagem, do material, das condições de corte, do material da ferramenta de corte, entre outros. O seu estudo envolve os fenômenos que ocorrem durante a sua formação, sua caracterização e classificação, efeitos das variáveis envolvidas e a possibilidade da sua eliminação ou minimização.

A sua retirada recebe o nome de rebarbação e é realizada por processos que vão desde a utilização de ferramentas manuais até ferramentas abrasivas em operações automatizadas, instaladas na própria linha de produção. Os trabalhos que reportam o assunto têm grande interesse, principalmente, sobre os processos de rebarbação, enquanto que os mecanismos de formação das rebarbas, análise do comportamento de suas dimensões e a normalização das mesmas ainda precisam ser investigados. Os primeiros trabalhos científicos relevantes sobre os mecanismos de formação das rebarbas e rebarbação foram publicados por volta da década de setenta, dentre eles, *Deburrinig Processes in Perspective* publicado por Schäfer F. (1975) e *The Formation and Properties of Machining Burrs*, publicado por L. K. Gillespie e P. T. Blotter (1976), apud Silva, (2011). Várias outras publicações surgiram, principalmente sobre a influência dos parâmetros de usinagem, dos materiais das ferramentas e das peças nas dimensões das mesmas, todas com a mesma importância. O estudo sobre a análise e a formação de rebarbas faz parte de uma das linhas de pesquisas implantada no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem-LEPU da UFU. O primeiro trabalho sobre o assunto foi o artigo "*Study on Burr Formation in Turning of Carbon Steel ABNT 1045*" apresentado por Kaminise et al. (2001).

A rebarbação é comum para operações de acabamento, mas não para as de desbaste, no entanto, a rebarba torna-se importante principalmente quando o operário deve manusear peças semiacabadas, sem correr o risco de se acidentar, ou então quando a peça a ser empregada em um conjunto qualquer, não requer um acabamento mais refinado, mas sim a rebarbação para evitar algum tipo de entrave no momento da sua aplicação, como por exemplo; em montagem de conjuntos. É importante observar ainda, que quanto maior a espessura da rebarba, maior é a dificuldade da sua remoção, mas quanto maior a sua altura, mais grave pode ser o acidente infligido pela mesma.

2.3.1. Definições e normas

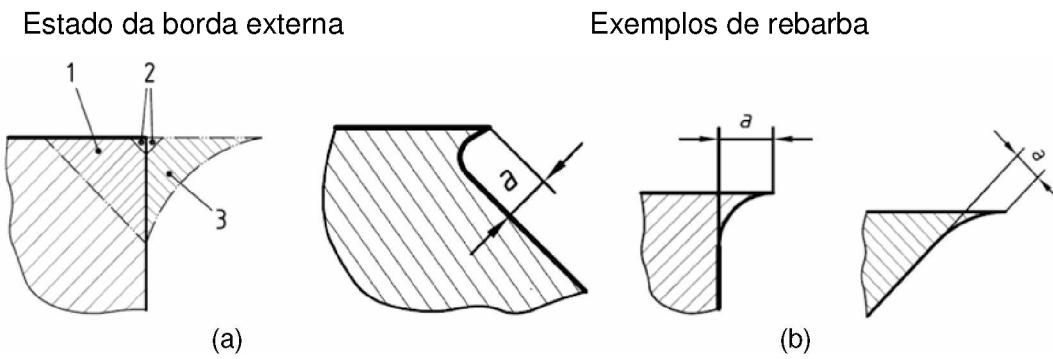
A norma ISO 13715 (2000) define a rebarba e a qualidade das bordas das peças. Nela são mostrados os tipos e dimensões de borda externa, envolvendo a tolerância, e os exemplos das rebarbas. A Figura 2.17 faz parte da norma, onde são mostrados os tipos e dimensões de borda externa, envolvendo, neste caso, a tolerância para a dimensão e os exemplos das rebarbas.

Esta norma tem sido usada como uma boa referência na análise da qualidade das bordas. Ela permite criar condições de determinar a existência ou não da rebarba nas peças, como mostra a Tab. 2.4.

As normas ISO 13715 (2000), DIN 6784 (1982), WBTC-STD14 (1997) e algumas propostas de padronização, classificam as bordas das peças quanto a formação e a

dimensão da rebarba, apesar de prevalecerem as normas estabelecidas por cada segmento industrial.

Torna-se necessário realizar a operação de rebarbação de uma peça quando a altura da rebarba interfere nas suas dimensões. Para a norma DIN 6784 (1982) a “rebarba tolerável” irá depender do projeto da peça, e essa dependerá da função, da montagem, segurança e outros fatores que poderão surgir.



- 1- Tamanho do chanfro ou breakout
- 2- Tamanho da ponta da borda
- 3- Tamanho da rebarba

a – tamanho da rebarba

Figura 2.17 – Qualidade da borda das peças usinadas conforme a norma ISO 13715. (a) - Estados da borda externa, (b) - Exemplos de rebarba

Tabela 2.4 – Recomendação para o tamanho das bordas conforme a norma ISO 13715 (2000)

a	Aplicação
a	
+ 2,5	
+ 1	Borda com rebarba permitida ou não é permitido chanfros ou breakout
+ 0,5	
+ 0,3	
+ 0,1	
+ 0,05	
+ 0,02	
- 0,02	Topo ou ponta da borda
- 0,05	
- 0,1	
- 0,3	
- 0,5	
- 1	
- 2,5	
a	
a	Tamanho adicional se for necessário

a - Tamanho recomendado das bordas, em (mm)

2.3.2. O processo de formação das rebarbas

Utilizando o corte ortogonal torna-se possível analisar os mecanismos e etapas de formação das rebarbas, conforme mostra Fig. 2.18, proposta por Ko e Dornfeld (1996), apud Silva, (2011).

A formação da rebarba inicia-se quando a ferramenta de corte aproxima-se do final da peça, proporcionando nesta região grandes deformações na borda da peça. Essa deformação vai causar o escoamento do material da peça, gerando uma saliência, ou o destacamento total ou parcial da borda, dependendo das propriedades do material.

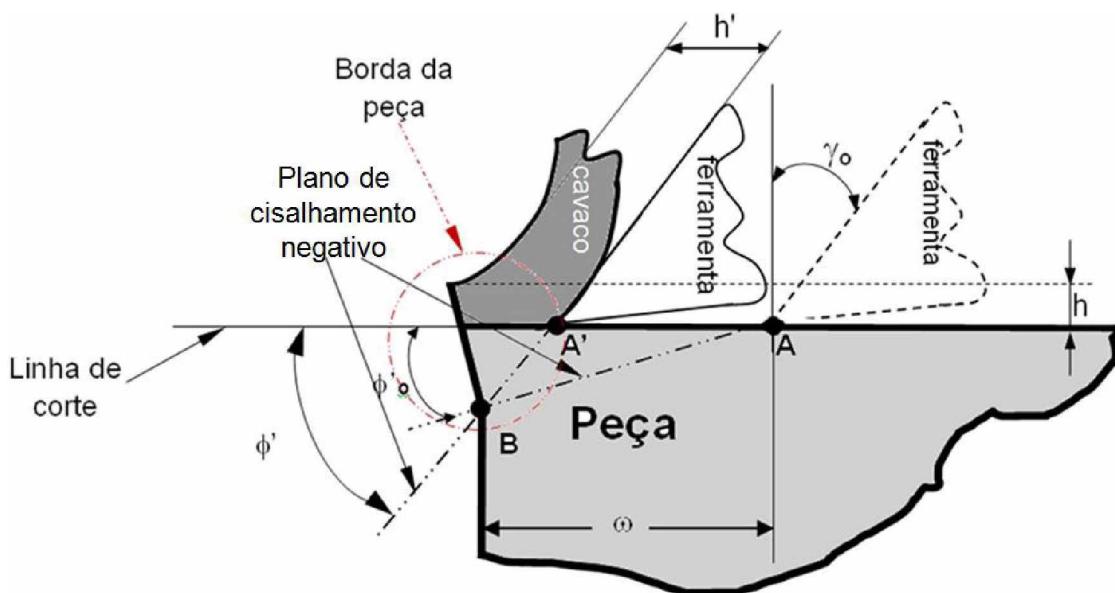


Figura 2.18 – Ilustração do início de formação da rebarba no deslocamento da ferramenta de corte da posição **A** para a posição **A'** (adaptado de Ko e Dornfeld, 1996), apud Silva, (2011)

Na Fig. 2.18 pode-se identificar:

- Ponto (**A**): Chamado de ponto de transição entre o cavaco e a rebarba;
- Ponto (**A'**): Ponto onde inicia-se o pivotamento (dobramento) da rebarba;
- Distância (ω): Distância entre o ponto **A** e a extremidade da peça (borda);
- Ponto (**B**): Chamado de ponto de pivotamento da rebarba;
- Segmento **AB**: Este segmento representa o plano de cisalhamento negativo inicial;
- Segmento **A'B'**: Este segmento representa o plano de cisalhamento negativo final;
- Ângulo de cisalhamento negativo inicial (ϕ'_0). É o ângulo formado pela linha de corte e o segmento **AB**;

- Ângulo de cisalhamento negativo final (ϕ'). É o Ângulo formado pela linha de corte e o segmento **A'B**.

Dá-se o inicio da formação da rebarba quando a ferramenta de corte, durante o percurso, atinge o ponto **A**. Neste mesmo instante a formação do cavaco se encerra. Toda energia utilizada para a formação do cavaco será transferida para formação da rebarba. Neste ponto também é identificado o vértice do ângulo de cisalhamento negativo inicial (ϕ'_o).

O deslocamento da ferramenta de corte do ponto **A** para o ponto **A'** promove a rotação do plano de cisalhamento negativo, com o ponto de pivotamento **B** fixo. Como consequência há a transformação do ângulo de cisalhamento negativo inicial (ϕ'_o) em final (ϕ'). A partir do instante em que ocorre a mudança desse ângulo, ou quando a ferramenta se desloca de **A** para **A'**, haverá a movimentação de material para se formar a rebarba.

2.3.3. Classificação das rebarbas

A classificação da rebarba a partir de seus mecanismos de formação foi apresentada por Gillespie e Blotter (1976), apud Silva, (2011). Quatro mecanismos básicos foram destacados e, a partir deles, foram classificadas quatro tipos diferentes de rebarbas. Um único tipo de rebarba poderá envolver mais de um mecanismo. Os mecanismos e os tipos de rebarbas estão expostos na Tab. 2.5 e abrangem todos os processos.

Tabela 2.5 - Mecanismos e tipos de rebarbas, segundo Gillespie e Blotter (1976), apud Silva, (2011)

Mecanismos	Tipos de rebarbas
Deformação plástica lateral. O fluxo do material escoará para a superfície livre da peça.	Tipo <i>Poisson</i>
Dobramento e flexão do cavaco na direção do corte, quando a ferramenta de corte atinge a borda da peça.	Tipo <i>Rollover</i>
Tracionamento seguido de ruptura do material localizado entre a peça e o cavaco.	Tipo <i>Tear</i>
Separação da peça do seu material antes da conclusão do corte.	Tipo <i>Cut-off</i>

No fresamento tangencial cilíndrico discordante de um rasgo passante, são identificados oito tipos de rebarbas relacionadas a três mecanismos de deformação (rebarba Poisson, de encurvamento e de estiramento), como ilustrado na Fig. 2.19. Foi verificado que o ângulo de hélice da fresa, no caso de fresamento de topo, afeta as propriedades de cada uma dessas rebarbas (GILLESPIE, 1973, apud KAMINISE, 2001). A rebarba de interrupção de corte (resultante no corte de seccionamento de um material) não será discutida aqui para operações de fresamento.

A formação de rebarbas no fresamento pode ser analisada em operações de fresamento tangencial e frontal. Todos os tipos de rebarbas classificadas conforme Gillespie (1973), apud Kaminise, (2001) ou Nakayama e Arai (1987), apud Kaminise, (2001), são identificadas nessas operações.

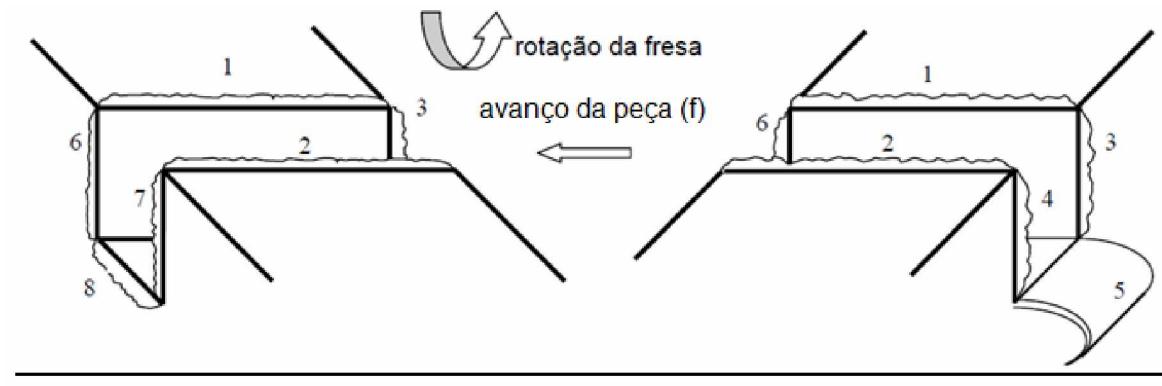


Figura 2.19 – Representação da localização das rebarbas formadas no fresamento cilíndrico tangencial discordante, de um rasgo passante (GILLESPIE, 1973, apud KAMINISE, (2001)

Na Figura 2.20, as rebarbas 1 e 2 apresentadas na fig. 2.19, são rebarbas de estiramento produzidas pelo movimento ascendente dos dentes da ferramenta na saída do corte, na superfície superior da peça. A Figura 2.20b ilustra a periodicidade na formação destas rebarbas 1 e 2 pela ação sucessiva de cada dente.

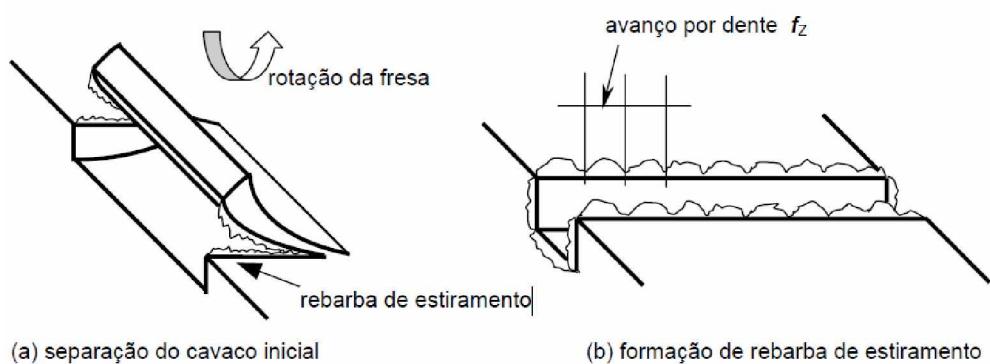


Figura 2.20 – Representação da natureza periódica na formação de rebarbas no fresamento cilíndrico tangencial (GILLESPIE, 1973, apud KAMINISE, 2001)

Na superfície de entrada da ferramenta, a rebarba 8 é rebarba Poisson (de entrada) e as rebarbas 6 e 7 podem ser tanto rebarba de entrada quanto rebarba de estiramento. As

rebarbas 6 e 7, localizadas nas bordas laterais do rasgo, são formadas pela penetração dos dentes da fresa em profundidades diferentes. Quando a ferramenta avança, os dentes penetram sucessivamente na peça cada um mais abaixo do que o anterior até atingir a profundidade de corte do rasgo.

As rebarbas 3 e 4 são rebarbas de estiramento e a rebarba 5 é rebarba de encurvamento, todas formadas na saída da ferramenta da peça.

No fresamento cilíndrico tangencial concordante, ilustrado na Fig. 2.21, há alteração significativa na formação das rebarbas 5 e 8. A rebarba 5, que é uma rebarba de encurvamento, é formada na superfície de entrada da ferramenta na peça, na saída de aresta principal de corte dos dentes da fresa (pela flexão da última porção de material removido pela fresa ao atingir a profundidade de corte). A rebarba 8 é rebarba Poisson formada pela entrada de aresta de corte na superfície de saída da ferramenta.

Da mesma forma e devido à inversão do movimento no corte concordante em relação ao discordante, a formação de 3 e 4 está relacionada aos mecanismos de Poisson e de estiramento, enquanto as 6 e 7 são, agora, puramente rebarbas de estiramento.

As rebarbas 1 e 2 continuam sendo rebarbas de estiramento, porém, formadas quando a ferramenta entra na peça o que pode mudar suas características devido à alteração na geometria do corte.

No fresamento frontal, a localização das rebarbas formadas na usinagem de rasgo cego e de rasgo passante com penetração de trabalho igual ao diâmetro da fresa, é ilustrada na Fig. 2.22. Deve ser observado que a numeração dada corresponde àquelas das Figs. 2.22 e 2.23 do fresamento tangencial, e estão vinculadas à localização de cada uma na peça.

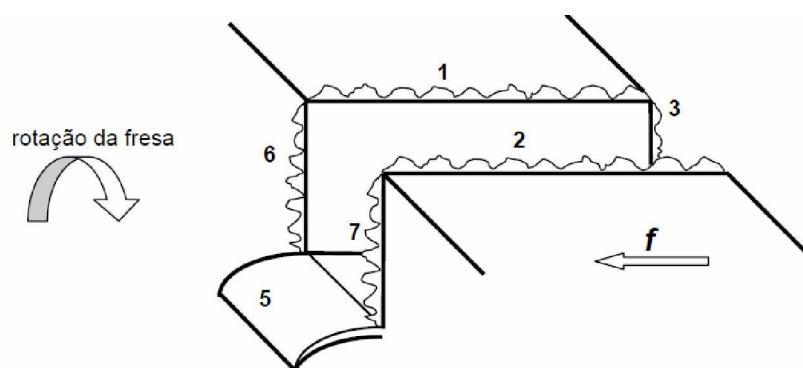


Figura 2.21 – Representação da formação de rebarbas no fresamento cilíndrico tangencial concordante de um rasgo passante (GILLESPIE, 1973, apud KAMINISE, 2011)

Na Figura 2.22, as rebarbas 1, 2 e 10 são rebarbas Poisson produzidas por um dos mecanismos envolvidos com a aresta de corte ou com a superfície de folga da ferramenta. Gillespie (1973), apud Kaminise, (2001) observou que, devido ao desenvolvimento de corte concordante ou discordante nas regiões 1 e 2, respectivamente, as rebarbas 1 e 2 têm dimensões diferentes e as rebarbas formadas no lado concordante são maiores do que aquelas do lado discordante. A rebarba 10 é uma rebarba Poisson com características intermediárias entre 1 e 2.

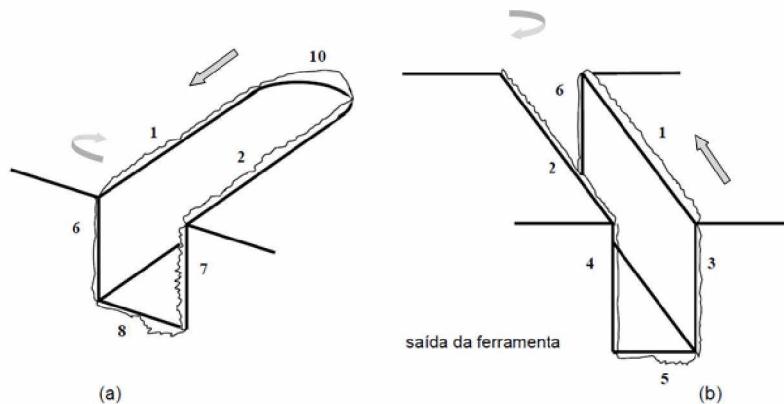


Figura 2.22 – Ilustração da localização de rebarbas formadas no fresamento frontal: (a) rasgo cego; (b) rasgo passante (GILLESPIE, 1973, apud KAMINISE, 2001)

As rebarbas 3 e 7 são rebarbas de encurvamento formadas quando a aresta principal de corte sai da peça. A rebarba 7 forma-se durante o início da penetração da ferramenta, na borda do rasgo onde a aresta principal sai da peça; e a rebarba 3 é formada quando a ferramenta termina um rasgo passante, na saída da aresta de corte do material. Assim, a rebarba 3 é formada quando a ferramenta flexiona a porção final de material, na fase de saída da peça e a rebarba 7 é gerada na superfície de entrada da ferramenta, pela flexão da última porção de material removido para produzir a penetração de trabalho.

As rebarbas 4 e 6 são formadas pela entrada do dente da fresa e também são rebarbas Poisson. Nas mesmas posições da ferramenta onde se formam 3 e 7, ou seja, nas superfícies de entrada e de saída da peça, há a formação de 4 e 6 pela ação de penetração da aresta de corte.

Deve-se observar que as rebarbas 5 e 8 são compostas por duas partes: uma de rebarba de encurvamento pois corresponde ao lado de saída dos dentes da fresa, e a outra de rebarba Poisson (rebarba de entrada), formada pela entrada da ferramenta.

A formação de rebarba no fresamento frontal de ressaltos é semelhante ao do fresamento frontal de rasgo passante, como ilustrado na Fig. 2.23. Há formação de rebarba 1 na superfície superior, 6 e 8 na superfície de entrada, 3 e 5 na superfície de saída. Além

disso, há a formação de uma rebarba de encurvamento na borda lateral inferior, que foi numerada por 9. Na Figura 2.23 é ilustrada a operação de corte discordante. A rebarba 9 é produzida pela flexão do material durante a saída dos dentes da fresa do plano de corte.

Se o ressalto é usinado em corte concordante, há alteração no mecanismo de formação das rebarbas 3, 5, 6 e 8, sendo que 1 e 9 permanecem inalteradas, 3 e 5 passam a ser formadas por mecanismo de rebarba Poisson, 6 e 8 por mecanismo de rebarba de encurvamento.

As rebarbas do fresamento foram denominadas por Gillespie (1973), apud Kaminise, (2001) com expressões que as relacionam à localização nas bordas de um ressalto usinado por fresamento frontal. Dessa forma, para as rebarbas do fresamento ilustradas na Fig. 2.23, a rebarba 1 é denominada por rebarba superior (*top burr*), 3 é a rebarba lateral de saída (*exit side burr*), 5 é a rebarba inferior de saída (*exit bottom burr*), 6 é a rebarba lateral de entrada (*entrance side burr*), 8 é a rebarba inferior de entrada (*entrance bottom burr*) e 9 é a rebarba inferior (*bottom burr*).

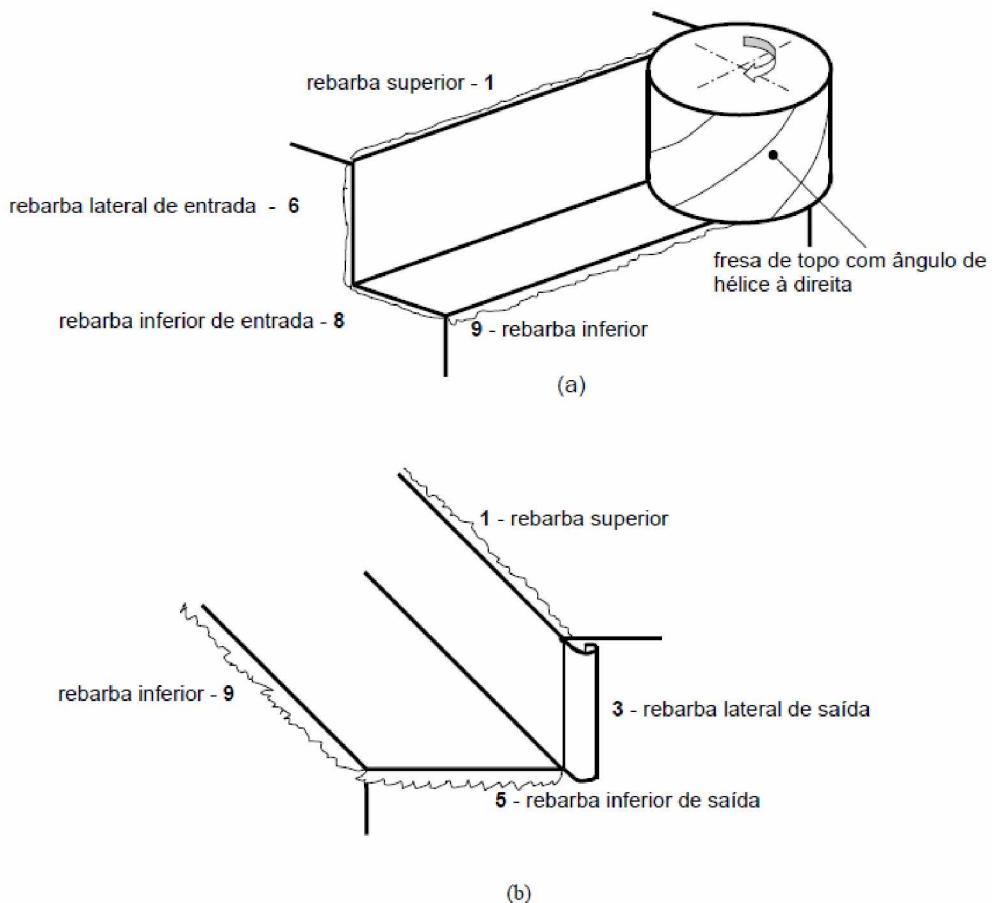


Figura 2.23 – Ilustração da localização de formação de rebarbas no fresamento frontal de ressaltos: (a) lado de entrada da ferramenta; (b) lado da saída da ferramenta da peça (GILLESPIE, 1973, apud KAMINISE, 2001)

2.3.4. Dimensão das rebarbas

Dentre as duas grandezas que identificam a rebarba, altura (h_o) e espessura da raiz (t_b), ilustradas na Fig. 2.24, considera-se a espessura (t_b) mais importante do ponto de vista da rebarbação, pois o esforço necessário para fazer a sua retirada é proporcional a espessura da base (t_b). Do ponto de vista da dimensão da peça a altura (h_o) da rebarba tem promovido consideráveis distorções e torna-se, portanto, a principal dimensão.



Figura 2.24 – Dimensões da rebarba [adaptado de Kishimoto et al., (1981), apud Silva, (2011)]

Onde:

h_o : Altura da rebarba

t_b : Espessura da raiz da rebarba

t_{\min} : Espessura mínima da rebarba

t_{\max} : Espessura máxima da rebarba

Outro modelo geométrico foi criado por Schäfer (1978), apud Silva, (2011). Nele é descrita a grandeza raio de arredondamento da rebarba na sua raiz, além da altura e espessura. Estas grandezas foram exaustivamente manipuladas durante o cálculo da força necessária ao processo de rebarbação. Na Figura. 2.25 é mostrado o modelo geométrico e os parâmetros da rebarba criados por Schäfer.

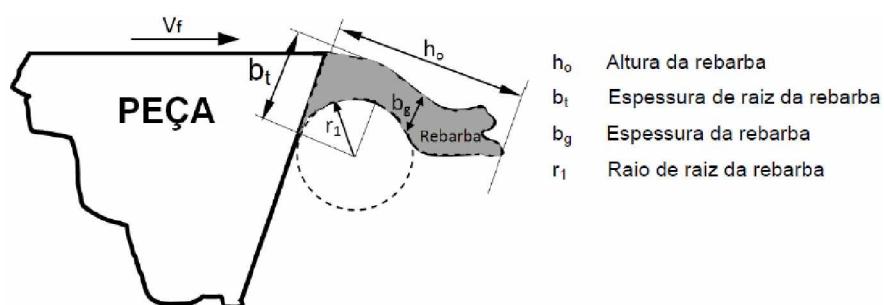


Figura 2.25 – Modelo geométrico da rebarba e seus parâmetros [adaptado de Schäfer, (1978), apud Silva, (2011)]

A medição das dimensões da rebarba é difícil. Silva et al. (2006) utilizaram o método de réplica para medição de altura e espessura. Neste processo foi aplicada uma massa para moldagem odontológica, de média viscosidade à base de polissulfeto. Sua aplicação foi realizada sobre a borda onde estava formada a rebarba. Após a sua fusão no molde metálico, essa massa fundida, com o “negativo” da rebarba, foi cortada em pequenas espessuras e levada ao microscópio. Através da imagem observada no microscópio tornou-se possível medir a altura e a espessura da rebarba, conforme mostra a sequencia da Fig. 2.26.

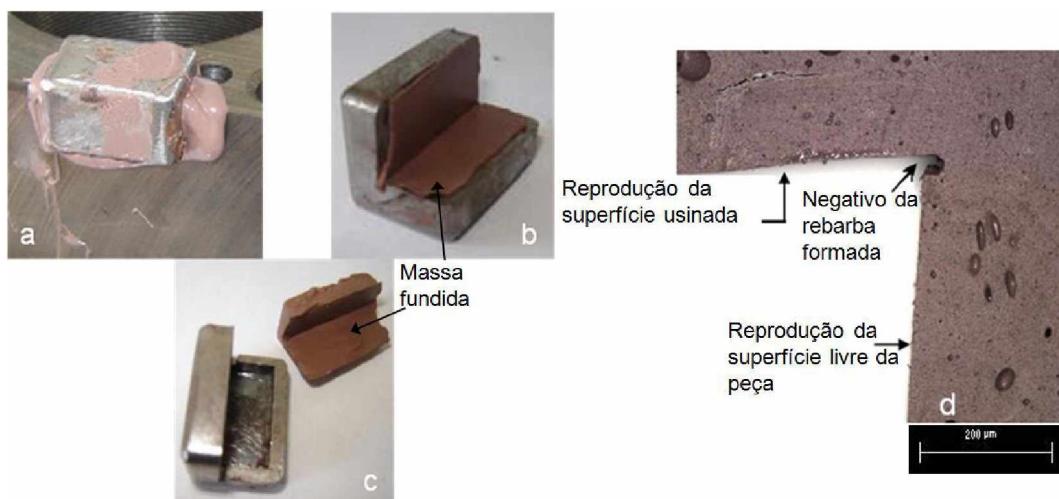


Figura 2.26 – Obtenção da imagem da rebarba a ser medida. a) borda com a rebarba, molde e a massa na forma pastosa; b) Molde com a massa fundida; c) massa preparada para o corte, e d) modelo pronto para ser levado ao microscópio (SILVA et al., 2006)

Em seu estudo sobre a formação da rebarba no fresamento de faceamento, Santos, (2013) conclui que o ângulo de posição maior e a geometria positiva da ferramenta propiciou a formação de rebarbas com dimensões menores.

2.4. Fluidos de Corte

Os fluidos de corte surgiram com o objetivo final de reduzir o custo de usinagem pela redução do desgaste da ferramenta, além de aumentar a taxa de produção pelo emprego de maiores velocidades e avanços no corte. Modernamente, fatores como custo e a pressão exercida por agências de proteção ambiental e de saúde estão apontando na direção da usinagem a seco sempre que for possível, ou pelo menos na redução da vazão do fluido de corte (usinagem com Mínima Quantidade de Fluido de Corte - MQF). Estas técnicas estão

sendo cada vez mais possíveis de realização, devido ao enorme avanço tecnológico nas áreas dos materiais e geometrias das ferramentas de corte (COSTA, 2004).

Nas operações de usinagem, a utilização do fluido de corte é essencial para obtenção de melhor acabamento superficial da peça e tolerâncias dimensionais estreitas com o mínimo desgaste da ferramenta de corte. O fluido de corte promove o resfriamento e a lubrificação da peça como da ferramenta de corte e ainda auxilia a remoção de cavacos, dentre outras funções. Em 1890, foi constatado que a refrigeração usando apenas água, embora apresentasse vantagens para o processo de corte, apresentava desvantagens principalmente com relação à oxidação das peças. Com o advento das indústrias petrolíferas, os óleos foram incorporados nesse processo, e desde então, têm sido amplamente utilizados, principalmente pela boa capacidade lubrificante e por atuar como agente anticorrosivo. Embora o sistema água/óleo possua uma vasta aplicação, oferecendo a vantagem da refrigeração, proporcionado pela água e de lubrificação, imprimida pelos derivados de petróleo, ele é frequentemente atacado por microrganismos, resultando em alteração nas propriedades originais do fluido, com perda das características lubrificantes e anticorrosivas. Diante disto, o período de utilização do fluido torna-se reduzido e o descarte é inevitável (CIMM, 2010).

2.4.1. Mínima quantidade de fluido de corte – MQF

Na usinagem, os fluidos de corte apresentam funções primárias, tais como refrigeração, lubrificação e transporte do cavaco na região de corte. A ausência destas funções pode acarretar em um aumento da temperatura na região de corte, que pode ativar os mecanismos de desgaste, com consequente redução na vida da ferramenta. O efeito da refrigeração tem um impacto adicional no comportamento térmico da máquina e, consequentemente, na sua precisão. O efeito lubrificante adquire também grande importância quando a operação de usinagem ocorre a baixas velocidades de corte, para evitar a formação do APC (Aresta postiça de corte) (NOVASKI; RIOS, 2004).

A Mínima Quantidade de Fluido (MQF), também conhecida como mínima lubrificação, Mínima Quantidade de Refrigerante (MQR), Mínimo Volume de Óleo (MVO) ou ainda Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL) é uma técnica que consiste em se aplicar uma quantidade mínima de fluido (normalmente <100 ml/h), na maioria dos casos por um jato de ar. Ou seja, uma quantidade mínima de fluido de corte é pulverizada na região de corte. Estas quantidades mínimas de fluido são suficientes para reduzir substancialmente o atrito na ferramenta e evitar a aderência de materiais. Na verdade, ela é um elo entre a usinagem a seco e a refrigeração convencional. No caso do uso padrão de fluidos de refrigeração há uma inundação intensa da superfície usinada, enquanto que os sistemas de refrigeração de

quantidade mínima colocam o lubrificante em contato apenas com a área de corte definida entre a ferramenta-peça-cavaco. Nesta técnica a função de lubrificação é assegurada pelo óleo e a de refrigeração, principalmente pelo ar comprimido. Em relação à refrigeração convencional (abundante), Heisel et al. (1998), apud Teixeira, (2006) citam algumas vantagens:

- A quantidade de fluido utilizada é bem menor;
- Redução de custos de manutenção e descarte;
- Podem ser evitados materiais de filtragem e reciclagens da manutenção dos lubrificantes;
- As peças ficam quase secas, eliminando uma operação de lavagem subsequente;
- O baixo conteúdo de óleo que permanece nos cavacos não justifica sua recuperação;
- A aplicação de biocidas e preservativos pode ser enormemente eliminada, porque apenas a quantidade de fluido que será usada em um turno de trabalho deve ser colocada no reservatório do sistema de quantidade mínima.

A Figura. 2.27 mostra um diagrama esquemático de um sistema MQF com o princípio de pressão.

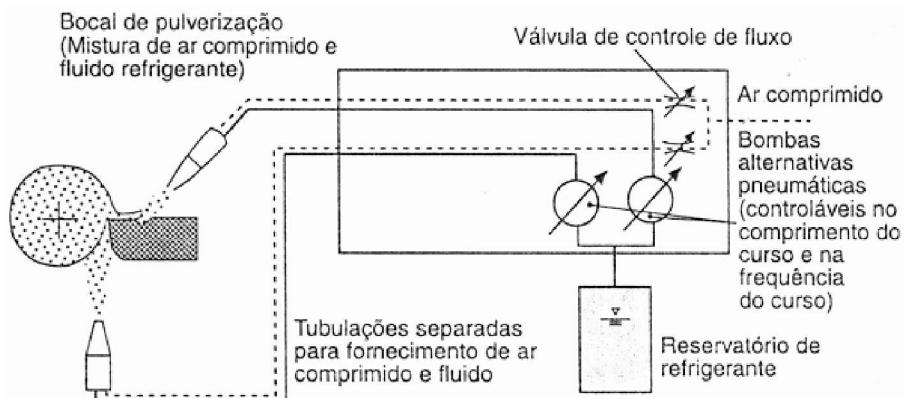


Figura 2.27 – Diagrama esquemático de um sistema de MQF com o princípio de pressão (HEISEL et al., 1998, apud TEIXEIRA 2006)

No caso de mínima quantidade de lubrificação (MQL) o fluido é dirigido por um jato de ar ao produto em que está sendo executada a usinagem. O volume de fluido pode variar em função do volume de cavacos e do processo de usinagem. Os produtos lubrificantes usados devem ser isentos de solventes e materiais fluorados e com altíssima taxa de remoção de calor. Estudos apontam que existem ainda muitas operações, como furações profundas, peças de geometria de cavidades complexas ou roscas, nas quais o molhamento da ferramenta não é garantido. O processo MQL precisa de investimentos em equipamentos de

dosagem, estação misturadora e sistema de alimentação por bicos ejetores. Pesquisas de fabricantes de máquinas continuam em andamento buscando a viabilidade econômica desta tecnologia (PEREIRA et al., 2005)

Apesar dos aspectos negativos, deve-se ressaltar a importância dos meios auxiliares de usinagem em muitas operações, devido aos resultados satisfatórios gerados nas peças usinadas. Estes bons resultados são advindos das funções dos fluidos de corte como a realização da lubrificação com objetivo de reduzir o calor gerado pelo atrito, redução do desgaste da ferramenta e do consumo de energia, fornecimento de refrigeração que reduz o calor sem permitir que ocorram alterações dimensionais nas peças, ajuda na expulsão do cavaco da região de corte e proteção da máquina e ferramentas contra corrosão atmosférica (BYRNE, 2002).

Devido a estas vantagens, a eliminação total dos fluidos de corte, em muitas operações, torna-se difícil, acarretando desvantagens econômicas advindas do aumento da temperatura, que propiciam a atuação dos mecanismos de desgaste (aumento de abrasão e desgaste por adesão na ferramenta), aumento da transferência de calor para o conjunto ferramenta/peça/máquina, tendo como consequência a redução da vida da ferramenta (LOHBAUER; SIMON, 1999).

Conforme Srvprod.sistemafiergs (2010), o método de mínima quantidade de lubrificação (MQL) ou mínima quantidade de fluido (MQF) está entre a usinagem com refrigeração e a sem refrigeração. Apenas uma gota de óleo é lançada na área de corte para produzir um filme de lubrificante protetivo. Neste caso, quase a seco, uma quantidade mínima de fluido é dirigida por um jato de ar ao ponto onde está sendo executada a usinagem. O volume de fluido pode variar em função do volume de cavacos e do processo de usinagem. Os fluidos lubrificantes utilizados devem ser ecologicamente corretos (isento de solventes e materiais fluorados) e com altíssima taxa de remoção de calor. A mínima quantidade de fluido deve ser suficiente para reduzir o atrito da ferramenta e evitar a aderência dos materiais. O método MQL ou MQF é pouco utilizado em relação ao método convencional. Para obter uma lubrificação efetiva, o fluido de corte precisa atingir a interface peça-cavaco, com a formação de uma camada molecular. Na prática, costuma-se aplicar muito mais lubrificante do que realmente é necessário. Este fato justifica a hipótese de se utilizar pequenas vazões de lubrificante em processo de usinagem. Os métodos de aplicação podem ser:

- **Gotejamento:** pequenas gotas de emulsão são lançadas na zona de interface ferramenta cavaco. Neste método, predomina a simplicidade do dispositivo, que pode ser o mesmo utilizado na aplicação por jorro;

- **Spray:** o refrigerante é aspirado por uma corrente de ar criada por efeito Venturi e levado á superfície ativa como uma mistura. Nesse sistema, as vazões são consideráveis (da ordem de 0,5 a 10 L/h);
- **Gotejamento com bombas dosadoras alternativas pneumáticas:** feito com alimentação pulsatória de uma quantidade definida de lubrificante para a superfície ativa, sem ar. As taxas de fluxo são ajustáveis, segundo o tipo de bomba, da ordem de 0,1 a 1 ml por ciclo;
- **Spray com tubulação de suprimento em separado:** o lubrificante é misturado ao ar comprimido, fornecido separadamente, de forma que as quantidades de ar e lubrificantes possam ser ajustadas em separado, com consumo extremamente baixo, na faixa de 10 a 100 ml/h.

Segundo Novaski e Dörr (1999), apud Teixeira, (2006) os sistemas de MQF comercialmente disponíveis podem ser divididos em 2 grupos principais: injeção do refrigerante externamente, por meio de jatos separados, e internamente, através de orifícios na ferramenta. Os sistemas externos de mínima lubrificação são vantajosos porque permitem a utilização em máquinas existentes, com baixo custo e esforço. Um problema que ele apresenta consiste na adaptação da posição do injetor após a troca automática da ferramenta. A Figura. 2.28 mostra os grupos de sistemas MQF disponíveis comercialmente.

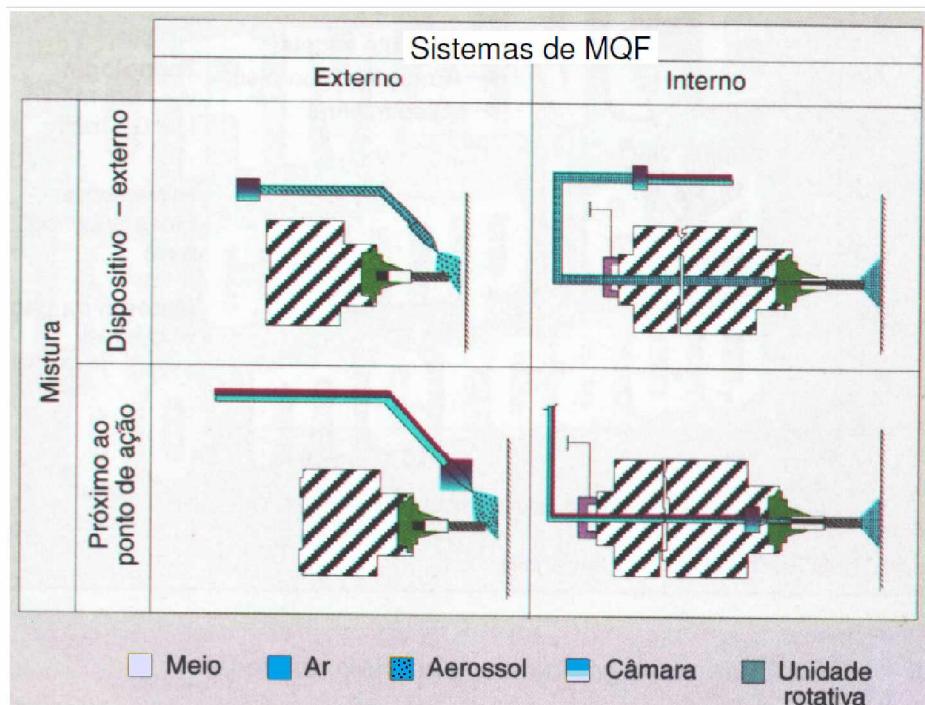


Figura 2.28 – Sistemas de MQF comercialmente disponíveis (NOVASKI; DÖRR, 1999 apud TEIXEIRA, 2006)

Industrialmente a técnica da MQF utiliza fluido de corte integral, ou seja, sem adição de água. Lohbauer e Simon (1999) citam ésteres vegetais (ácidos graxos) derivados da cultura de oleaginosos para aplicação dessa técnica na indústria. Os óleos vegetais efetivamente acumulam propriedades interessantes: fluidez, capacidade de reduzir os atritos e desgastes, ponto de fulgor elevado, boa resistência ao cisalhamento, inexistência de toxicidade e biodegradabilidade. O ponto fraco é o seu desempenho medíocre relativo à oxidação e a hidrólise, mas que é superado em algumas formulações. Não se recomenda o uso de refrigerantes que são projetados para sistemas de refrigeração convencionais, devido à possibilidade de forte atomização, o que é prejudicial à saúde dos operários. As formas de se gerar um spray de fluido de corte podem ser através da mistura de ar e fluido de corte a pressões controladas, ou a simples pulverização do fluido de corte.

Segundo Novaski e Dörr (1999), apud Teixeira, (2006) e Weigaertner et al. (2000), a vazão de fluido de corte para a técnica MQF deve estar entre uma faixa de 10 a 100 ml/h. Os resultados já obtidos com a técnica da MQF comprovam a viabilidade do seu uso. Um estudo realizado por recomendação da “Comissão de Mecânica Industrial” da França mostra que ela se revela vantajosa especialmente em operações de contato interrompido entre ferramenta e peça, por exemplo, operações com serras e fresas (OLLIER et al., apud LOHBAUER; SIMON, 1999). No entanto a única informação sobre o sistema utilizado no estudo é que a vazão é controlada por uma micro-bomba dosadora e pulverizado por sopro através de um bico especial.

2.4.2. MQF no fresamento

As condições ideais para usinagem com MQF, segundo Novaski e Dörr (1999), apud Teixeira, (2006), são encontradas nos casos em que o aço tem poucos elementos de liga e resistência à tração entre 500 e 800 N/mm². Ensaios realizados no fresamento de pás de turbina fabricadas em aço St 12, utilizando a técnica de MQF, mostraram bons resultados. Anteriormente, a usinagem deste material era feita com refrigeração abundante e utilizando ferramentas sem revestimentos. O processo foi alterado para a condição a seco. Nestes ensaios foram mantidos os parâmetros da usinagem a seco e utilizadas ferramentas revestidas de diferentes fabricantes. Com a utilização da técnica de MQF, a vida da ferramenta teve um aumento de até 200% em relação à usinagem a seco.

No fresamento de topo do aço SAE 1040 com fresa de aço rápido, Schroeter et al. (2000) procuraram comparar as seguintes condições de lubrificação/refrigeração: a seco, emulsão e a técnica de MQF (óleo mineral e vegetal). Na condição a seco o desgaste na superfície de saída e na superfície de folga da ferramenta cresceu rapidamente em função do volume de material usinado. A emulsão proporcionou uma vida de ferramenta curta. A

técnica de MQF apresentou bons resultados aumentando a vida da ferramenta em relação aos outros métodos de lubrificação/refrigeração, com destaque para o óleo vegetal.

Rael e Diniz (2004) realizaram ensaios de fresamento em desbaste de aço endurecido (dureza 52 ± 1 HRC) sob três condições de refrigeração/lubrificação: a seco, com emulsão a 3% em abundância e a técnica de MQF, com vazão de 14 ml/h. Os autores verificaram que a utilização de MQF proporcionou vida bem maior da ferramenta que o corte a seco e, por sua vez, o corte a seco apresentou vida da ferramenta maior que o corte com fluido em abundância. Concluíram ainda que a utilização de MQF gerou um menor consumo de potência que o corte a seco e o corte com emulsão em abundância.

2.4.3. Baixa vazão (gotejamento)

Mansur e Da Silva (2003) realizaram testes a seco, com aplicação de fluido de corte através de método tradicional (fluido em abundância sobre cabeça), por meio de um sistema de aplicação de mínimo volume de fluido, de gotejamento do fluido, e com lubrificante sólido a base de grafite. O fluido utilizado foi o Acculub 2000, um fluido sintético com características de lubrificação e com aditivos EP. O objetivo do trabalho foi verificar e discutir como as diferentes condições de corte influenciam o perfil real da superfície de uma peça no processo de usinagem por torneamento. O trabalho visou também verificar o comportamento e a influencia sobre o perfil dos principais parâmetros utilizados para expressar a rugosidade (R_a , R_z , R_{RMS} , R_q , R_{Sk} , R_{Ku} ,...). As Figuras. 2.29 e 2.30 mostram alguns dos resultados obtidos nos ensaios.

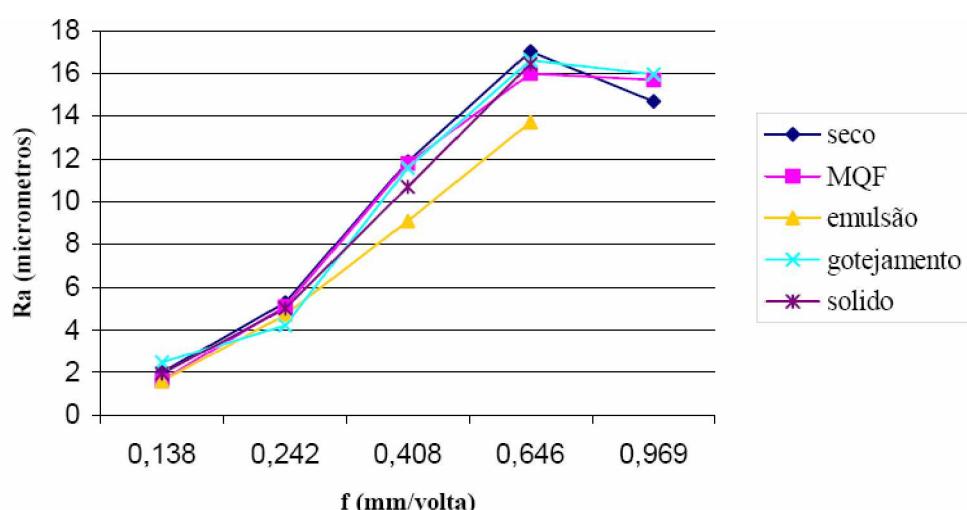


Figura 2.29 – Efeito do avanço de corte em R_a para várias condições de lubrificação (MANSUR; DA SILVA, 2003)

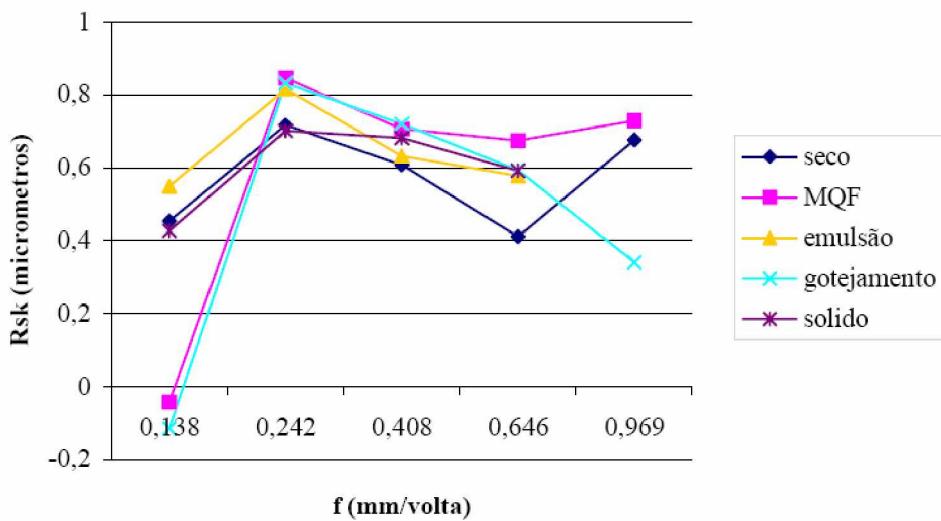


Figura 2.30 – Efeito do avanço de corte em R_{sk} para várias condições de lubrificação (MANSUR; DA SILVA, 2003)

Para estes testes foi mantida velocidade de corte (v_c) de 110 m/min, profundidade de corte (a_p) de 1,5 mm e raio de ponta da ferramenta de 0,4 mm. O Gráfico da Fig. 2.29 representa o efeito do avanço de corte no parâmetro de rugosidade R_a para vários tipos de aplicação de fluido de corte.

Nos casos de uso de lubrificante sólido e com emulsão, para um avanço de 0,969 mm/volta, houve colapso da ferramenta e o travamento do torno mecânico, indicando a presença de altas forças de usinagem e a necessidade de um torno mecânico de maior potência. No caso do uso de fluido em abundância (emulsão) a temperatura da peça é menor, o que gera altas forças de usinagem já que a peça mantém sua resistência mecânica, provocando a quebra da ferramenta.

Para um avanço de 0,138 mm/rev, o valor de R_a é praticamente o mesmo para todas as condições de aplicação de fluido. Entretanto o valor da R_{sk} (Skewness), que indica a simetria do perfil em relação à linha central, é diferente para as aplicações do MQF e do gotejamento em comparação às demais condições aplicadas. Neste caso, mesmo quando duas condições diferentes têm valores de R_a próximos, os valores de R_{sk} têm valores positivos e negativos indicando características diferentes da superfície usinada. Isso deixa claro que somente o valor de R_a não é suficiente para descrever o perfil da superfície usinada. Quanto mais negativo o valor de R_{sk} significa que o perfil de rugosidade tem menos picos.

Em pesquisa de mestrado sobre a formação do cavaco na usinagem do aço ABNT 1045 e do ferro fundido nodular, Silva (2008) conclui que:

- O fluido de corte e a ferramenta sem revestimento na usinagem do aço ABNT 1045 alterou em algumas situações os cavacos para espiral ou tubular curto;
- A aplicação do MQF reduziu os valores das espessuras dos cavacos. A influência do fluido é maior para baixas velocidades de corte e grandes avanços;
- Na usinagem do ferro fundido nodular para ferramentas sem revestimento, a espessura do cavaco é afetada apenas para velocidades de corte menores. Para usinagem com aplicação de fluido por MQF e gotejamento, quase não há efeito da velocidade de corte e a forma de aplicação do fluido e o revestimento não influencia;
- O revestimento e o fluido afetam a interface cavaco-ferramenta e, portanto influenciam na resistência à movimentação do cavaco e a força de corte;
- O fluido mostrou-se eficaz na redução dos valores das forças de corte encontradas na usinagem do ferro fundido nodular.

Durante ensaios realizados para pesquisar a utilização de fluido de corte no fresamento do aço inoxidável 15-5PH, Teixeira (2006) decidiu-se pela aplicação de fluido em baixíssima vazão através da técnica de MQF (Mínima Quantidade de Fluido), com vazão de óleo no fluxo de ar de 0,035 L/h e aplicação externa à ferramenta através de névoa. O fluido de corte selecionado, de acordo com a recomendação do fabricante, foi um fluido de corte de base vegetal, integral, desenvolvido para aplicações através de névoa (Vascomill MKS42). A pressão de ar comprimido utilizada neste sistema foi a pressão usual do sistema de ar comprimido do laboratório que é em torno de 6 bar.

A outra condição adicional selecionada foi a aplicação de uma vazão muito baixa de fluido de corte, externamente à ferramenta, de maneira que a quantidade de óleo de corte fosse menor que a quantidade existente quando se aplica fluido miscível em água com concentração de 7%. Nesta condição, a aplicação que foi interna à fresa utilizada, apresenta menor vazão (22,5 L/min), o que proporcionalmente corresponde a uma vazão de óleo puro da ordem de 1,6 L/min. No entanto, o que se desejava é que esta vazão fosse a menor possível e que proporcionasse um fluxo contínuo de óleo, sem que houvesse gotejamento. Assim Teixeira (2006) faz uma definição da diferença entre baixa vazão e gotejamento. Para realização destes ensaios com baixa vazão foi necessária a construção de um dispositivo para aplicação de fluido independente do sistema da máquina-ferramenta, devido ao volume muito grande do reservatório da máquina que é de 600 litros e à dificuldade de se retirar este fluido e substituí-lo pelo fluido integral com tal volume. O dispositivo construído pode ser visto na Fig. 2.31. Este dispositivo é composto de uma bandeja fixada na mesa da máquina, Fig. 2.31(a), onde o corpo de prova era fixado, Fig. 2.31(b). O sistema de aplicação de fluido de corte funcionava independentemente do

sistema do centro de usinagem, através de uma bomba de engrenagem e a vazão de fluido era controlada por um registro Fig. 2.31(c). A aplicação do fluido foi feita com o bico apontado para a ferramenta, ou seja, antes da ferramenta atingir a peça, como pode ser visto no detalhe da Fig. 2.31(b). O fluido de corte selecionado para o ensaio de baixa vazão foi também o de base vegetal, integral, com denominação Vascomill MKS42, de acordo com o fabricante. A menor vazão de fluido que se conseguiu regular e que proporcionou um fluxo contínuo de óleo, sem gotejamento, foi de 0,25 L/min (TEIXEIRA, 2006).



Figura 2.31 – Dispositivo construído para aplicação de fluido em baixa vazão (TEIXEIRA, 2006)

Chegou-se à conclusão que, em processos de fresamento similares aos ensaiados neste trabalho, a refrigeração é prejudicial à ferramenta, independentemente do fato do fluido ser aplicado interna ou externamente à ferramenta e da concentração do mesmo. Então, decidiu-se utilizar fluidos sem água, para minimizar a capacidade de refrigeração e maximizar a capacidade de lubrificação do fluido. Para isso, testaram-se outras duas condições: baixa vazão de óleo integral (BV) e aplicação de ar com óleo integral em baixíssima vazão e auxílio de ar comprimido para sua injeção (Mínima Quantidade de Fluido – MQF). Quando o óleo integral foi usado (sem o auxílio de ar) a vazão foi bastante baixa (a menor vazão em que não se tivesse gotejamento) para que a possível refrigeração que o

mesmo óleo integral pudesse causar, fosse minimizada. O objetivo foi obter somente lubrificação sem refrigeração. Para estas duas condições (BV e MQF) o fluido selecionado foi o de base vegetal, integral que é recomendado pelo fabricante para aplicações por névoa. Pelos resultados destas duas condições, verificou-se que a aplicação de uma névoa de fluido integral (vazão de 0,035 L/h) é suficiente para aumentar em 43% o volume de cavaco removido no fresamento do aço inoxidável 15-5PH, em relação ao corte a seco. Embora a quantidade de fluido seja mínima, a fina película de fluido que é aplicada à superfície da peça e da ferramenta durante o tempo em que aresta de corte gira sem contato com a peça em cada volta, é suficiente para atuar efetivamente como lubrificante, reduzindo o atrito e o calor gerado no processo, aumentando significativamente a vida da ferramenta. Na aplicação da névoa, evidentemente seu poder de resfriar a aresta de corte é mínimo, semelhante à condição a seco, porém existe uma ação efetiva do fluido como lubrificante. Quando se compara a condição com fluido integral com baixa vazão (0,25 L/min) com a condição a seco, o efeito lubrificante do fluido na vida da ferramenta (e por consequência no volume de cavaco removido) fica mais evidente ainda. Nos ensaios realizados, a condição com baixa vazão permitiu a remoção de um volume de cavaco cerca de 66% superior à condição a seco. Quando se compara esta condição com a condição com MQF, o ganho foi de 23%. Com os resultados obtidos fica evidente que quando se usa uma baixa vazão de fluido de corte que tenha principalmente propriedades lubrificantes, a vida da ferramenta aumenta, devido a esta ação lubrificante do fluido. No entanto, quando se usa uma grande vazão de fluido que tenha principalmente propriedades refrigerantes, como é o caso da emulsão usada neste trabalho, o efeito principal é o choque térmico, que aliado ao choque mecânico inerente ao processo de fresamento, reduz drasticamente a vida da ferramenta, apesar do benefício da ação lubrificante do fluido. Desta forma, a utilização de grande volume de fluido não deve ser usada com o propósito de se aumentar a vida da ferramenta, uma vez que, ao contrário, este volume reduz drasticamente a vida. Em processos de fresamento similares ao utilizado neste trabalho, a lubrificação precisa ser priorizada e a refrigeração da ferramenta deve ser evitada (TEIXEIRA, 2006).

A usinagem com MQL é relativamente recente, é economicamente viável, porém, apresenta questões que não possuem respostas concretas e precisas, tais como quais são os efeitos sobre a máquina-ferramenta, sobre a peça em trabalho e a ferramenta de corte, bem como todos os efeitos ambientais gerados, por exemplo, a quantidade de óleo suspenso no ar, de óleo fixado na máquina-ferramenta, etc. Esta escassez de informações é originada pela falta de equipamentos mais modernos de atomização de fluidos para estas aplicações, máquinas ferramentas adequadas e a adaptação do processo de fabricação à nova realidade (ZEILMANN; SLOMP, 2007).

2.5. Usinagem de moldes e matrizes

Na confecção de moldes e matrizes os processos de usinagem mais utilizados são o fresamento, a retificação e a usinagem por descargas elétricas (EDM - Electrical Discharge Machining). Outro processo possível é a usinagem eletroquímica, porém é pouco viável, pois é de difícil controle e gera grandes problemas ambientais causados pelo eletrólito. Matrizes para ferramentaria para conformação de chapas metálicas planas tem a usinagem de acabamento executada principalmente por retificação ou a combinação de fresamento e retificação. Já as matrizes para forjamento são usinadas, no acabamento, por fresamento ou combinação de fresamento e EDM. Matrizes de fundição são também usinadas, no acabamento, por fresamento e fresamento-EDM (RAMOS, 2004).

O acabamento superficial é bastante rigoroso em moldes e matrizes (R_a normalmente menor que 0,1 µm) e bastante crítico principalmente no molde para injeção. A qualidade do acabamento requerida nas superfícies de moldes para injeção é maior que aquela requerida nas matrizes de forjamento e estampagem. Além disso, sua geometria complexa impede a aplicação do polimento automático. Somente a geração de superfícies convexas e ligeiramente curvas, além de furos na matriz, permite o uso de equipamento automático de polimento.

Matrizes de aços endurecidos estão sendo amplamente usadas para forjamento, fundição e modelagem por injeção. O material destas matrizes tem sido tradicionalmente usado na sua condição “macia”, ou seja, recocido, seguida de tratamento térmico, para alcançar a dureza necessária, e usinagem de acabamento. Este acabamento pode ser realizado pela usinagem por electroerosão e retificação. Um polimento final manual é utilizado na maioria das superfícies de perfis complexos, aumentando ainda mais o tempo de entrega e onerando os custos de produção. Como se vê, as múltiplas operações em tais sequências são onerosas e consomem muito tempo.

Com a introdução das máquinas CNC bem como o posterior surgimento da usinagem a alta velocidade (HSM), para aumentar a produtividade, a aplicação do processo de fresamento na produção de moldes e matrizes tem se expandido consideravelmente. HSM oferece a possibilidade de reduzir o tempo nas operações de acabamento e polimento. De acordo com Fallbohmer (2000), as vantagens da usinagem à alta velocidade (HSM) são: alta taxa de remoção de material; redução do tempo de espera; baixa força de corte; dissipação de calor com a remoção do cavaco, resultando em uma redução nas distorções e aumento na precisão da peça e no acabamento superficial. A falta de ferramentas de corte apropriadas e de conhecimento do processo tem impedido uma aplicação plena do HSM. Os problemas relacionados com sua aplicação diferem, dependendo do material de trabalho e

da forma geométrica desejada para o produto. Sua grande desvantagem é o desgaste excessivo da ferramenta (RAMOS, 2004).

Com o desenvolvimento de materiais para ferramentas de corte, existe o interesse em produzir matrizes diretamente do aço endurecido. Grandes esforços estão sendo direcionados no sentido de melhorar a aplicação desses aços em moldes e matrizes. Estes esforços incluem melhorar o próprio material para fabricação da matriz, determinar o melhor material para a ferramenta de corte, adotar boas estratégias de usinagem com padronizações e metodologias próprias, incluindo melhores parâmetros de corte para melhorar a vida e a precisão da ferramenta.

O processo de usinagem EDM tem um importante papel na usinagem de cavidades em moldes e matrizes. O desempenho deste processo é independente da dureza da peça, permitindo desta forma operações de acabamento em materiais já endurecidos. Máquinas EDM por penetração são usadas para geometria complexas tais como cavidades finas e profundas, podendo fazer furos com diâmetros menores que 25 mm em materiais endurecidos. Eletroerosão a fio é aplicada na fabricação de várias matrizes, como exemplo matriz de extrusão. As principais desvantagens do processo de EDM são concernentes ao meio ambiente (devido ao uso de material poluente no fluido dielétrico) e a baixa taxa de remoção de material. Uma substituição do fluido dielétrico convencional por fluidos dielétricos a base de água foi empregado, alcançando, até certo ponto, bons resultados. Com relação aos materiais para confecção da ferramenta (eletrodo), por exemplo, cobre e grafite, estes não apresentam dificuldades que poderiam ser notificadas entre as operações de acabamento e desbaste. Estes materiais são usinados por fresamento e retificação e muitas vezes o cobre é usinado pelo próprio processo de EDM (RAMOS, 2004).

A usinagem de superfícies irregulares em moldes e matrizes tem sido feito por fresadora copiadora por muitos anos. Mas seu uso tem se tornado menos popular devido a resultados desfavoráveis como a falta de acuracidade na peça usinada e um grande consumo de tempo. Atualmente, alcançar uma boa acuracidade de forma e redução do tempo efetivo de corte de moldes e matrizes com superfícies irregulares, é quase impossível sem o uso de sistemas CAD/CAM. Embora nestes últimos anos o desempenho dos sistemas disponíveis ter sido constantemente melhorado, o uso de CAD/CAM ainda requer grande habilidade e disponibilidade de tempo, especialmente para usinagem de geometrias complexas. Esta habilidade e o tempo gasto na programação variam muito de empresa para empresa, mas sem dúvida, a maioria delas está usando um sistema CAM para gerar os caminhos da ferramenta (RAMOS, 2004).

2.5.1. Aços para moldes e matrizes

A extensa relação dos polímeros e, como consequência, a ampla variedade dos plásticos que são processados reflete a diversidade de materiais necessários para atender a confecção de moldes e matrizes para injeção de termoplásticos e termorrígidos. Neste caso, podem-se relacionar os aços ferramenta trabalhados a frio, incluindo AISI P20, AISI P26, AISI 01 (endurecido a óleo) e AISI S7 (resistente a choques), os aços inoxidáveis e os ferros fundidos cinzentos. A faixa de dureza típica de tais aços no momento da usinagem é de 32-58 HRc.

De acordo com Mesquita e Barbosa (2003), a demanda de mercado por uma maior velocidade nos lançamentos de novos produtos e o encurtamento do ciclo de desenvolvimento, utilizando técnicas avançadas como prototipagem rápida, tem exigido dos fabricantes de moldes uma resposta rápida. Essa resposta tem sido buscada em soluções como a utilização de modernas técnicas de usinagem e a transferência eletrônica de dados. A disponibilidade de aços para moldes também é muito importante nessa resposta rápida ao mercado. A existência de aços com alta qualidade, que reduzam o risco de fabricação do molde e garantam um desempenho superior, é decisiva para a competitividade dos produtores locais frente à concorrência de produtores externos.

Na fabricação de plásticos alguns subprodutos corrosivos podem ser produzidos. A corrosão pode também ser desenvolvida pela condensação do ar, através de gases agressivos, devido aos ciclos alternados de resfriamento e aquecimento. Nestes casos o material recomendado é o aço inoxidável. Os aços inoxidáveis podem ser classificados, conforme sua microestrutura, basicamente em três grupos principais: austeníticos, ferríticos e martensíticos. Adicionalmente, existem outros dois grupos, os endurecíveis por precipitação, que podem ter a microestrutura básica de austenita ou martensita, e os aços duplex, que apresentam uma microestrutura de ferrita e austenita na mesma proporção. Para processamento de alguns polímeros, principalmente PVC, a utilização de moldes feitos em aço inoxidável é necessária. Durante o aquecimento e processamento, este polímero libera ácido clorídrico, atacando a superfície do molde e prejudicando a qualidade da peça produzida, caso o aço não possua alta resistência à corrosão. Para garantir esta propriedade e alta resistência mecânica, são frequentemente empregados aços inoxidáveis martensíticos, da classe 400 (MESQUITA; BARBOSA, 2004). Esse tipo é produzido pela Villares Metals S/A, e se trata do aço inoxidável martensítico utilizado para fabricação de moldes para injeção de plásticos na versão: VP 420 (similar ao AISI 420 e ao DIN 1.2083), designação própria utilizada pelo fabricante. Na Tabela 2.6 é mostrada as médias das propriedades mecânicas resultantes, após o tratamento térmico (INFOMET, 2010).

Tabela 2.6 – Propriedades mecânicas resultantes do aço inoxidável martensítico VP420

Tipo AISI	Propriedades mecânicas médias, após o tratamento térmico						
	Limite de resistência à tração Kgf/mm ²	Limite de escoamento MPa	Alongamento %	Resistência ao choque Kgfm	Resistência ao choque J		
	420	175	1720	158	1550	8	1,1/2,1

2.5.2. Usinabilidade de aços inoxidáveis para matrizes e moldes

De uma maneira geral, os materiais para fabricação de moldes devem conter algumas características que são desejáveis à peça acabada ou para facilitar sua fabricação. Barbosa (2001) dividiu estas características quanto ao uso e a fabricação (Tab. 2.7):

Tabela 2.7 – Características desejáveis para fabricação de moldes

Quanto ao uso:	Características desejáveis para fabricação:
<ul style="list-style-type: none"> • Propriedades mecânicas (dureza etc) • Respostas a nitretação • Condutibilidade térmica • Resistência à corrosão (Inoxibilidade) • Reprodutibilidade • Mínimo custo. 	<ul style="list-style-type: none"> • Usinabilidade • Soldabilidade • Reprodutibilidade • Estabilidade dimensional (se tratado termicamente) • Mínimo risco e complexidade (se tratado termicamente) • Facilidade de polimento

De acordo com este pesquisador, a seleção é feita priorizando algumas destas características, sendo necessário aceitar certo compromisso, uma vez que ao melhorar as características de uso, as desejadas para confecção são frequentemente prejudicadas e vice-versa. Como exemplo, na seleção de um material, geralmente boa usinabilidade é um fator secundário quando comparado com outras propriedades requeridas. Entretanto, onde não for comprometedor, deve-se buscar sempre o melhoramento de fatores (ex. propriedades físicas do material) desejáveis de usinabilidade, mesmo que isto represente sacrifícios em outras propriedades. Por exemplo, a adição de elementos/componentes como sulfetos, chumbo, selênio, telúrio e grafite, sempre aumentará a usinabilidade enquanto que adição de partículas abrasivas duras como carbonetos, nitretos ou carbonitretos, são sempre prejudiciais, pois eles aumentarão o desgaste abrasivo da ferramenta de corte.

Conforme a pesquisa de Fallbohmer (2000), na fabricação de moldes uma significativa porção do *lead-time* é despendida nas operações de usinagem e polimento (Fig. 2.32).

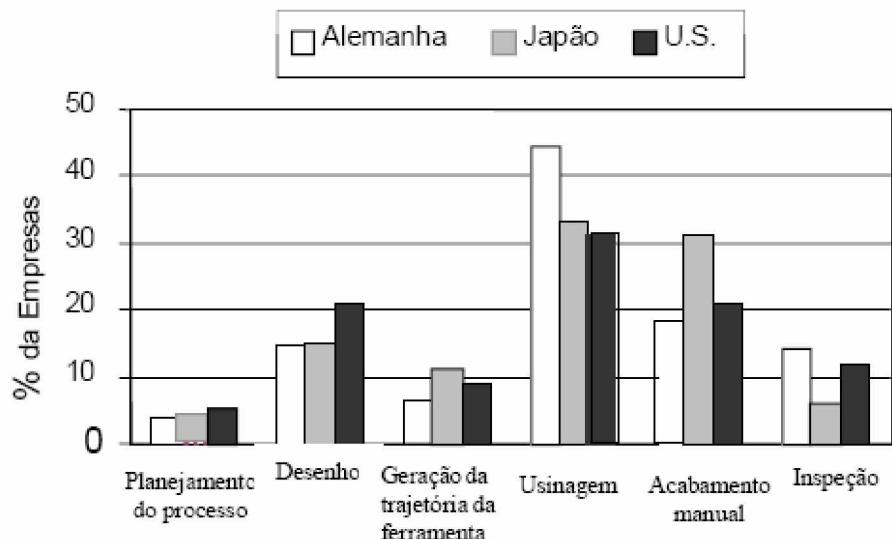


Figura 2.32 – *Lead-times* na produção de moldes e matrizes (FALLBOHMER, 2000)

Estas operações consomem aproximadamente dois terços do total dos custos de fabricação. Desta forma, dentre as características desejáveis para confecção, a usinabilidade do material toma especial atenção dos pesquisadores.

A usinabilidade deve ser compreendida como um sistema de propriedades que dependem de interações complexas entre os materiais da peça e da ferramenta, do fluido e das condições de corte. Dessa forma, Trent (1989), apud Machado et al., (2011) sugere que usinabilidade não é apenas uma propriedade intrínseca do material, mas o “modo” do material se comportar durante a usinagem. Ou seja, é o resultado de interação do metal com a operação de usinagem. O termo é geralmente usado para expressar o estado da superfície usinada, a taxa de remoção de material e a facilidade de saída do cavaco ou a vida da ferramenta. Assim, usinabilidade é muito mais uma função de testes, e uma melhoria da mesma é caracterizada por, pelo menos, um dos seguintes fatores:

- Aumento da vida da ferramenta;
- Maior taxa de remoção de material;
- Melhoria do acabamento superficial;
- Melhor controle do cavaco;
- Diminuição das forças de corte.

De acordo com sua duração, os testes de usinabilidade são classificados em curta e longa duração. A maneira mais precisa para avaliação da usinabilidade é o

acompanhamento na linha de produção, em condições reais. A desvantagem deste método é que ele envolve grande quantidade de material e tempo e tem alto custo. Deve-se ressaltar que as diferentes condições de ensaios podem dar origem a diferentes resultados de usinabilidade. Por exemplo, testes feitos com ferramentas de aço-rápido dão resultados diferentes de testes com metal duro. Mecanismos diferentes podem estar atuando e influindo na usinabilidade. E o melhor exemplo de teste de longa duração é o teste de vida da ferramenta e seus resultados são geralmente apresentados usando a equação de Taylor.

2.5.3. Estratégias de corte no fresamento para melhoria da usinabilidade

Muitas estratégias foram sugeridas para otimizar a vida da ferramenta na usinagem de aços endurecidos. Fresamento adaptativo tem mostrado redução no tempo de corte e no desgaste da ferramenta. Esta técnica envolve o ajuste de n (rotação) e f_z (avanço por dente) tal que a v_c (velocidade de corte) e a $h_{máx}$ (espessura máxima do cavaco) mantenham constante em várias superfícies de corte (RODRIGUEZ et al. 1995).

O uso de refrigerante para aumentar a vida da ferramenta é uma questão com diferentes pontos de vista. Sato et al. (1995) obtiveram sucesso com uma mistura de refrigerante (Companhia de Fresadora Makito) à alta pressão, reduzindo a temperatura de corte, pela imediata remoção do cavaco. Outros autores, no entanto, verificaram que o fluido de corte promove o desgaste prematuro da ferramenta, ocasionando choque térmico, aumento de trincas e lascamento, principalmente em corte interrompido. Além disso, a usinagem a seco elimina os problemas ecológicos e econômicos causados pelos fluidos de corte (RAMOS; MACHADO, 2002).

Uma teoria estudada por Klim et al. (1996), apud Infomet, (2010), consiste em variar continuamente o avanço durante o processo de corte, ocorrendo assim mudanças da área de contato cavaco ferramenta. Desta forma, espera-se que ocorra uma redução no desgaste de flanco e de cratera e consequentemente o prolongamento da vida da ferramenta. Este conceito de usinagem tem a vantagem de manter a eficiência enquanto melhora a vida da ferramenta. Os resultados obtidos por estes autores mostraram um aumento entre 20 a 43% na vida da ferramenta.

Outras estratégias incluem a tentativa em manter a força de corte constante para conseguir o aumento da vida da ferramenta. Yazar et al. (1994), apud Infomet, (2010), desenvolveram um programa para ajustar a taxa de avanço e manter constante as forças baseadas na equação de Kienzle para torneamento.

Evidentemente, não se pode associar às propriedades mencionadas, sobretudo alta dureza e resistência ao desgaste, a uma usinabilidade satisfatória. A usinabilidade é tanto menor quanto maior o teor em ligas, visto que se forma um apreciável número de

carbonetos duros. Por outro lado, aumentando o teor de carbono e de elementos de liga, mais difícil torna-se o recozimento do material para diminuir sua dureza. Assim, os especialistas tem um problema relativamente complexo para resolver na usinagem desses aços, que às vezes torna-se imprescindível para a confecção das ferramentas e das matrizes necessárias.

Para todas as linhas de aços, o complemento mais importante é o tratamento térmico que permite alterar a estrutura do material depois de operações mecânicas como forjamento e laminação, trefilação a frio e a quente, usinagem, soldas de recuperação, para aumentar e diminuir as durezas ou, em outras palavras, tratamentos que colocam o aço na condição de trabalho para o qual foi fabricado. Um aço, após deformação a quente de forjamento ou laminação, apresenta estrutura grosseira e mista, em função de seu resfriamento em geral irregular, próprio desses processos, e com dureza elevada que dificultam operações posteriores, como endireitamento, usinagem, acabamento etc. Nessas condições, o material deve sofrer um tratamento conhecido como recozimento, que visa homogeneizar sua estrutura interna, reduzindo sua dureza e permitindo uma boa usinabilidade e acabamento.

Com o aço, agora recozido e mole, o passo seguinte é sua usinagem para a fabricação das peças que, prontas, devem ser tratadas termicamente, ou seja, ter o aço endurecido, para que possa ficar em condições de ser utilizado. Este tratamento térmico é conhecido como têmpera, seguido obrigatoriamente de um revestimento que deixará as peças com dureza adequada ao trabalho.

Pode-se exemplificar com um projeto de molde de aço para injeção de polipropileno, um plástico com propriedades corrosivas. O aço para confecção do molde é o VP420IM, inoxidável, recozido, com 200 HB. Depois de esquadrejado, o bloco tem sua gravura usinada. Neste momento, temos um bloco com gravura bem próxima daquela final, porém sem ter condições de ser usado, pois está com dureza baixa. A dureza de trabalho dessa peça está na faixa de 46 a 50 HRC (AÇOS-FERRAMENTA, 2010).

Para atingir estes valores, há necessidade de se fazer a têmpera e o revestimento, de preferência em forno a vácuo, que protege sua superfície. A seguir, o molde será retificado e polido para ser colocado em produção.

Com o processo de usinagem à alta velocidade (High Speed Machining) onde as tensões de usinagem são desprezíveis, a confecção do molde pode ser muito mais rápida, partindo-se do bloco de aço já temperado para 46 a 50 HRC, fornecido por seu fabricante, eliminando-se assim a etapa de têmpera e revestimento no molde usinado, momento de grande preocupação dos ferramenteiros, pela possibilidade de deformação durante esse tratamento.

2.6. Planejamentos de Experimentos

2.6.1. Planejamento fatorial 2^k

O planejamento fatorial 2^k realiza a combinação de fatores (k) com dois níveis de variação ($n_1 = -1$ e $n_2 = +1$), para se gerar um conjunto com 2^k tratamentos. Para cada tratamento podem ser coletadas observações (ϕ) da resposta (y_i) investigada. Nesse planejamento assume-se que os fatores são fixos, que o planejamento é completamente aleatório e que a suposição de normalidade é satisfeita. Sua grande vantagem é que pode ser utilizado nos estágios iniciais de um trabalho experimental, para se investigar os efeitos dos fatores (k) sobre determinadas variáveis respostas (y_i). Outra grande vantagem é que os valores reais dos níveis do fator (ω_i) podem ser codificados ($\chi_i = (\omega_i - \omega_0) * (\omega_1 - \omega_0) - 1 * 2 - 1$), onde ω_1 , ω_0 e ω_0 , são os valores reais do fator nos níveis baixo (-1), alto (+1) e a média destes dois, respectivamente. Esse processo de codificação facilita o processo de análise de variância, pois os fatores tornam-se grandezas adimensionais (MONTGOMERY, 2005).

2.6.2. Metodologia da superfície de resposta (MSR)

A metodologia da superfície de resposta (MSR) é uma coleção de técnicas matemáticas e estatísticas utilizadas para modelar e analisar problemas em que se desconhece a relação entre as variáveis de entrada e variáveis de saída, tendo como objetivo principal a otimização da resposta (MONTGOMERY, 2005). A MSR é uma técnica de otimização baseada em planejamentos fatoriais. Na otimização das variáveis de saída de um determinado processo, quando utilizando a metodologia da superfície de resposta, três etapas distintas devem ser seguidas, conforme a seguinte seqüência: O planejamento de experimento, a modelagem e o deslocamento.

- O **planejamento de experimento** é a etapa onde se deve selecionar o planejamento adequado, se planejamento fatorial completo (PFC), planejamento fatorial fracionado (2^{k-p}) ou planejamento composto completo (PCC). Conforme já foi visto, esta seleção depende da resposta pretendida, da quantidade de variáveis, entre outros.
- A **modelagem** é a escolha da relação matemática entre as variáveis de entrada e as de saídas. Nesta etapa é realizado o ajuste do modelo às respostas obtidas a partir do planejamento de experimento. Inicialmente deve ser utilizado um modelo mais simples, de 1ª ordem, no qual resultará numa superfície plana. Conforme o modelo matemático dado pela Eq. (2.2).

$$y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \dots + \beta_k x_k + \varepsilon_e \quad (2.2)$$

- O **deslocamento** é a maior inclinação para que a região, considerada ótima, seja visualizada. Esta inclinação é o menor caminho entre os níveis investigados e o ponto considerado ótimo.

A Figura. 2.33 representa uma superfície de resposta. Na mesma é mostrada os contornos de respostas $\hat{y}_1, \hat{y}_2, \dots, \hat{y}_6$ estimados conforme o modelo matemático. Mostra ainda a região considerada ótima, ou seja, a região de interesse do processo. O deslocamento pode ser observado pela seta de maior inclinação, sendo esta perpendicular aos contornos de respostas.

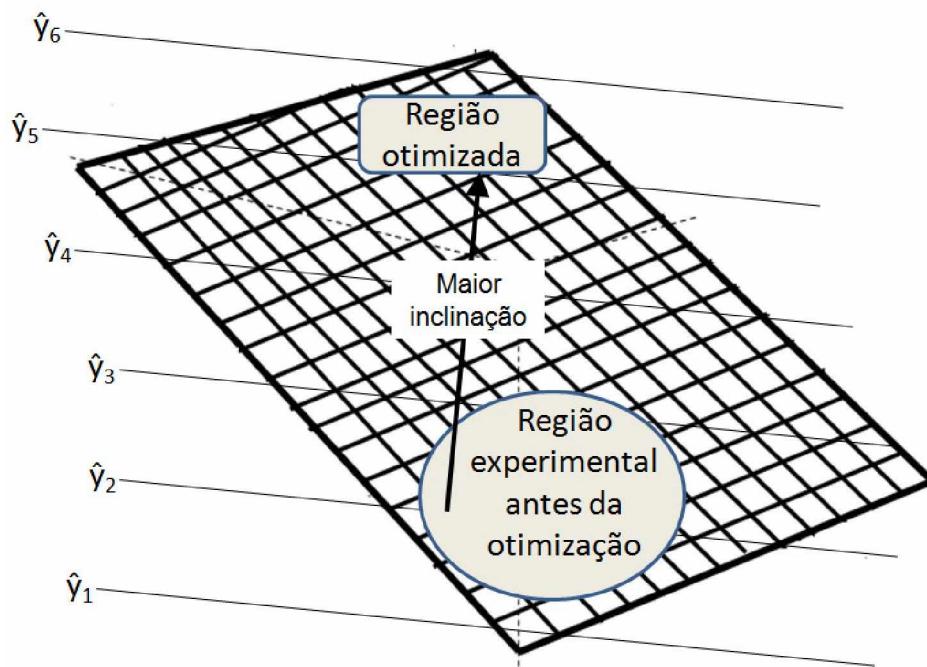


Figura 2.33 – Representação de uma superfície de resposta (MONTGOMERY, 2005)

A *superfície de resposta*, mostrada pela Fig. 2.34, descreve um determinado processo e foi obtida a partir de um modelo matemático, sendo que o mesmo pode ser de 1^a ordem, conforme a Eq. (2.3) ou de 2^a ordem, conforme a Eq. (2.4). No referido processo foi relacionada às variáveis de entrada x_1 e x_2 com a variável de saída y .

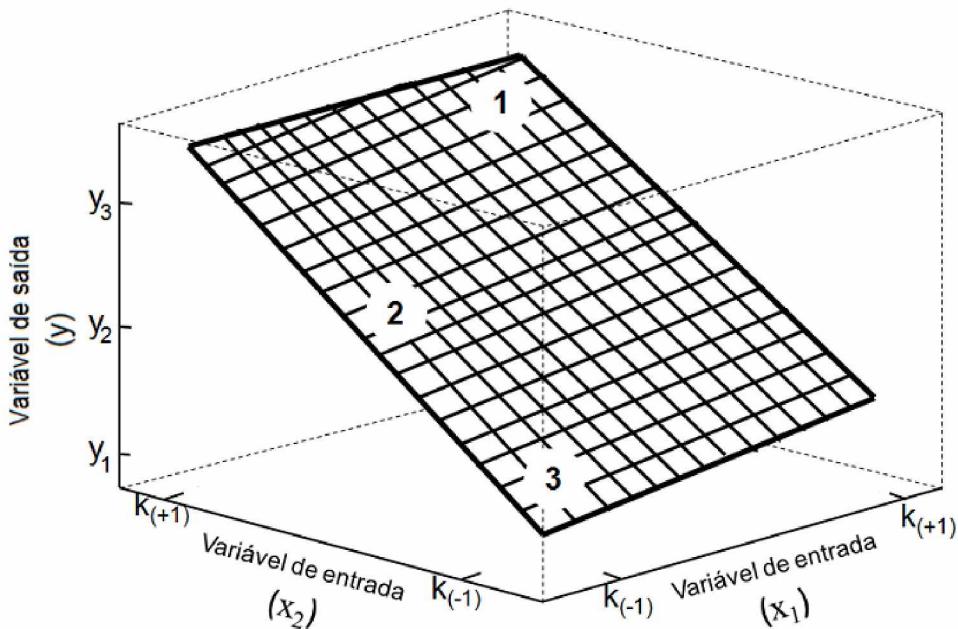


Figura 2.34 – Superfície resposta de um processo (MONTGOMERY, 2005)

$$\hat{y} = b_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + b_3 x_1 x_2 + \epsilon_e \quad (2.3)$$

$$\hat{y} = b_0 + b_1 x_1 + b_2 x_1^2 + b_3 x_2 + b_4 x_2^2 + b_5 x_1 x_2 + \epsilon_e \quad (2.4)$$

No caso do processo identificado pela Fig. 2.34 a região 1, considerada resposta de interesse, ou seja, região ótima pode ser obtida com a utilização do nível $k_{(+1)}$ da variável x_2 e o nível $k_{(+1)}$ da variável x_1 . Cabe lembrar que o processo de otimização pelo método da MSR não permite identificar a região considerada ótima, ele identifica o nível da variável de saída de maior interesse do processo, neste caso próximo do nível y_3 . Portanto, o interesse pela região 1 sofreu influência da inclinação da superfície.

No mesmo processo representado pela Fig. 2.34 a região 2, quando considerada região otimizada, deve ser obtida se o nível da variável x_2 estiver próximo do valor médio entre $k_{(+1)}$ e $k_{(-1)}$, ou seja $[(k_{(+1)}+k_{(-1)}) / 2]$ e o nível da variável x_1 próximo de $k_{(-1)}$. Para a região 3, os níveis das variáveis x_1 e x_2 devem ser de $k_{(-1)}$ para as duas variáveis de entrada.

Na Figura 2.35 um exemplo de superfície de resposta é mostrado da interação entre as variáveis de saída considerando a profundidade de corte e a velocidade de corte para o confronto “Seco x Baixa vazão_5 L/h” em relação ao comportamento do desgaste ($VB_{B\max}$). Da mesma forma que colocado para a Fig. 2.34, na Fig. 2.35, a região considerada resposta de interesse, ou seja, região ótima pode ser obtida com a utilização do nível (+1) da variável a_p que para esse caso é igual a 1 mm, e o nível (+1) da variável v_c que é igual a 230 m/min.

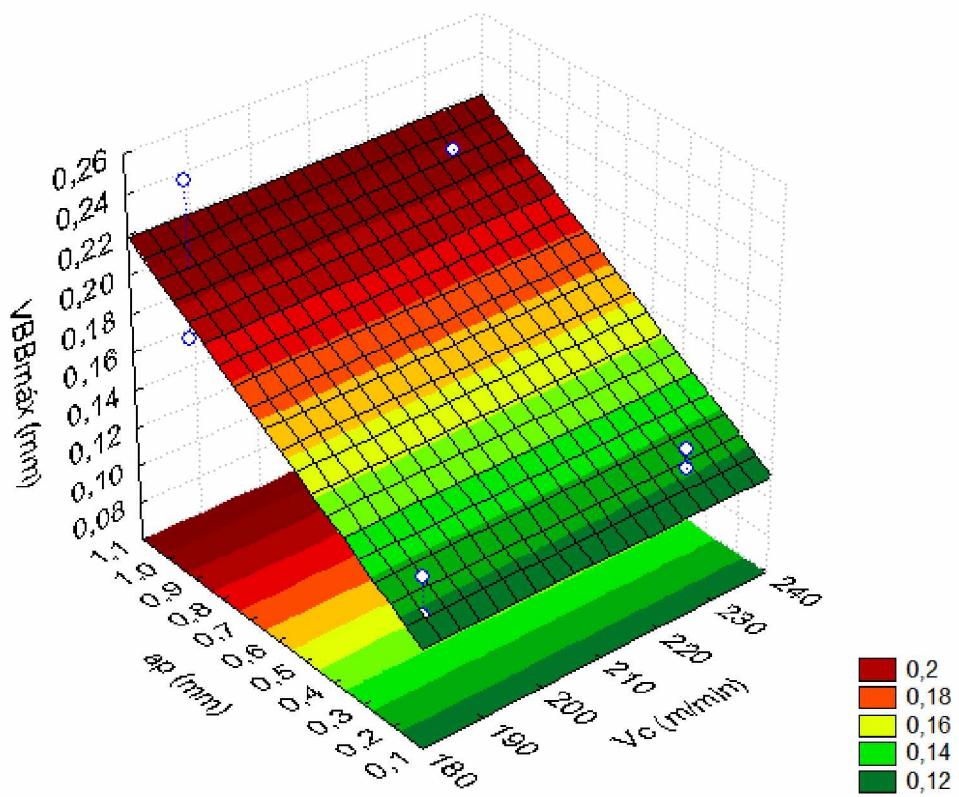


Figura 2.35 – Superfície resposta da interação entre v_c e a_p para o confronto “Seco x Baixa vazão_5 L/h” em relação ao comportamento do desgaste $VB_{\text{máx}}$

CAPÍTULO III

PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

No organograma da Fig. 3.1 é mostrada a estruturação dos testes experimentais.

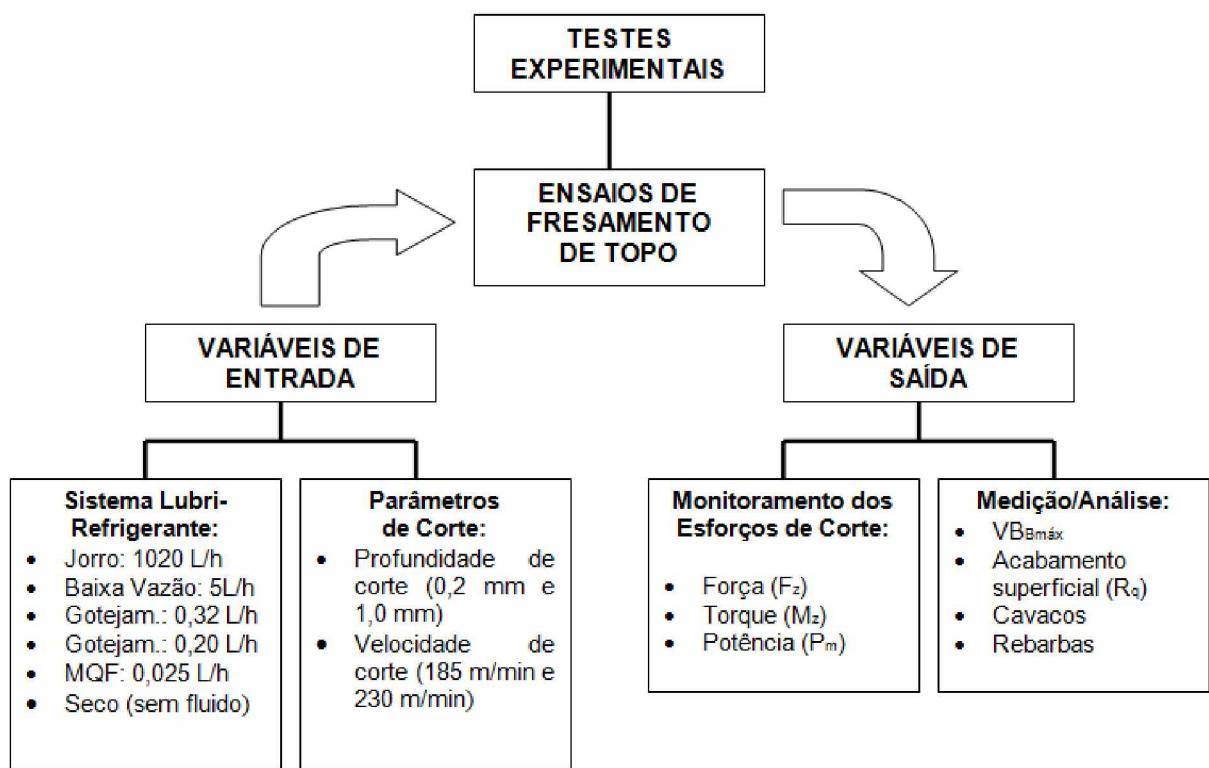


Figura 3.1 – Organograma das principais etapas experimentais do projeto de pesquisa

3.1. Ensaios Experimentais

Foram realizados testes experimentais de usinagem por meio da operação de fresamento de topo na superfície do corpo de prova. A Fig. 3.2 ilustra a trajetória da fresa do início ao fim de um ciclo de fresamento completo, buscando simular as operações de desbaste e acabamento utilizadas na fabricação de um molde de injeção de plástico. Pré-testes foram realizados com o objetivo de determinar as melhores condições dos ensaios, partindo-se das recomendações do fabricante da ferramenta de corte.

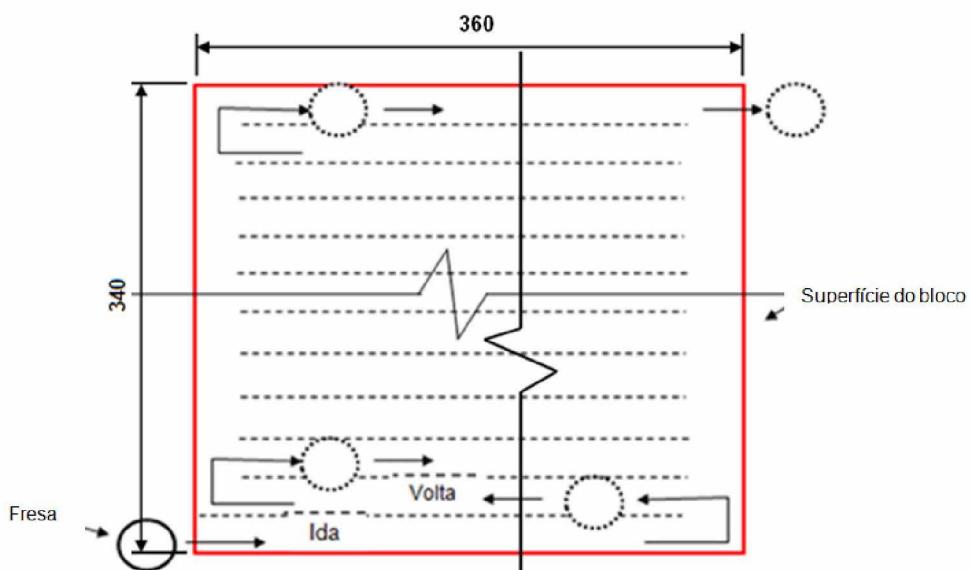


Figura 3.2 – Esquema indicando o percurso da fresa na superfície do corpo de prova

Através dos pré-testes procurou-se de forma estratégica dispor sobre a área superficial do corpo de prova um determinado número de passes da fresa para minimização do consumo de material em relação ao desgaste previsto para a ferramenta de corte. A partir da análise dos resultados dos pré-testes, os ensaios experimentais foram instituídos baseados em diferentes vazões, forma de aplicação e tipos de fluidos de corte. Assim, cada ensaio foi programado para duas corridas, ou seja; um teste e uma réplica em função dos custos envolvidos com ferramental, material para os testes e previsão de tempo para utilização de equipamentos. Para aqueles ensaios em que a dispersão entre as corridas variou acima de 25%, optou-se pela execução de mais uma corrida (réplica).

Para caracterização de encerramento dos ensaios experimentais foi estabelecido o desgaste da ferramenta com um $V_{Bmáx}$ de 0,3 mm ou então, a remoção do volume de material da peça de $24,6 \text{ cm}^3$ para a profundidade de corte de 0,2 mm e $123,1 \text{ cm}^3$ para a de 1,0 mm, dependendo do que ocorresse primeiro, sendo que esse volume de cavaco retirado em cada plano do material, corresponde à trinta e seis passadas da ferramenta sobre a

superfície em usinagem conforme ilustrado na Fig. 3.2, sendo dezoito passadas na ida e mais dezoito na volta ao longo do comprimento de 360 mm da superfície da peça.

Na Tab. 3.1 são mostrados os sistemas lubri-refrigerantes, os parâmetros de corte e as variáveis de saída.

Tabela 3.1 – Variáveis dos ensaios experimentais

Sistemas lubri-refrigerantes	Seco	MQF	Gotejamento	Gotejamento	Baixa vazão	Jorro
Vazão	–	0,025 L/h	0,20 L/h	0,32 L/h	5 L/h	1020 L/h
Parâmetros de corte	v_c (m/min)			185/230		
	f (mm/rev)			0,2		
	a_p (mm)		0,2		1,0	
	a_e (mm)			9,4		
Variáveis de saída	Desgaste: ($VB_{Bmáx}$)					
	Rugosidade: R_q					
	Esforços de usinagem: P_m; F_z; M_z					
	Características das rebarbas					
	Aspectos dos cavacos					

A bateria de testes desenvolvida para esse trabalho corresponde ao conjunto de vinte e quatro ensaios experimentais que foram realizados com o objetivo de determinar a influência das diversas variáveis de entrada sobre as de saída, em especial os sistemas lubri-refrigerante. Na Tabela 3.2 é apresentada a sequência dos ensaios estruturados.

Tabela 3.2 – Ensaios experimentais

Ensaio N°	v_c (m/min)	a_p (mm)	Sistema Lubri-refrigerante
1	230	1,0	Seco (sem fluido)
2	185	1,0	
3	230	0,2	
4	185	0,2	
5	230	1,0	MQF (integral)_0,25 L/h
6	185	1,0	
7	230	0,2	
8	185	0,2	
9	230	1,0	Gotejamento (integral)_0,20 L/h
10	185	1,0	
11	230	0,2	
12	185	0,2	
13	230	1,0	Gotejamento (integral)_0,32 L/h
14	185	1,0	
15	230	0,2	
16	185	0,2	
17	230	1,0	B.V. (baixa vazão) (emulsão_ 7%)_5 L/h
18	185	1,0	
19	230	0,2	
20	185	0,2	
21	230	1,0	Jorro (emulsão_7%)_1020 L/h
22	185	1,0	
23	230	0,2	
24	185	0,2	

A seguir, serão descritos de forma sucinta, o aporte técnico e tecnológico que se fez necessário para condução dos testes experimentais.

3.2. Planejamento dos Experimentos

Nesta pesquisa utilizou-se o Planejamento de Experimentos (em inglês Design of Experiments, DOE) do tipo fatorial para verificar a influência dos parâmetros de usinagem e da aplicação de técnicas de volumes reduzidos de fluido no fresamento do aço inoxidável martensítico VP420.

Para análise estatística dos resultados, os testes experimentais foram formatados em cinco matrizes de planejamentos conforme planilhas no Apêndice I. Cada matriz corresponde a um planejamento fatorial 2^3 , portanto, contém oito testes. Neste planejamento com dois níveis e três variáveis, que constam na Tab. 3.2, o nível inferior para o sistema lubri-refrigerante foi sempre “Seco” e o superior os demais. Com o emprego desse planejamento foi possível avaliar a influência das variáveis de entrada nas respostas (variáveis de saída). Como exemplo, na Tab. 3.3 é apresentada a quinta matriz de planejamento contida no Apêndice I.

Tabela 3.3 – Matriz planejamento para o confronto Seco x jorro, com os resultados médios das variáveis ($VB_{Bmáx}$), R_q , F_z , M_z e P_m

Ensaio	V_c (m/min)	a_p (mm)	Sistema lubri- refrig.	$(VB_{Bmáx})$ (mm)	R_q (μm)	F_z (N)	M_z (Nm)	P_m (W)
3	230	0,2	Seco					
24	185	0,2	Jorro					
1	230	1,0	Seco					
2	185	1,0	Seco					
4	185	0,2	Seco					
21	230	1,0	Jorro					
23	230	0,2	Jorro					
22	185	1,0	Jorro					

Utilizou-se também, da metodologia da superfície de resposta (MSR) como forma de identificar quais os níveis dos parâmetros de corte variados levaria a uma região de interesse na resposta investigada.

3.3. Ferramentas de Corte, Material Usinado, Equipamentos e Instrumentos

3.3.1. Ferramentas de corte

Na Figura 3.3 é mostrado o esquema da ferramenta de corte utilizada nos ensaios experimentais. Trata-se de insertos de metal duro classe GC 2030, revestidos com TiN. São

fabricados pela Sandvik Coromant que adota a codificação para os mesmos como R390-11 T3 08M-MM. Eles foram montados em uma fresa de topo R390-16A16-11L de 16 mm de diâmetro para dois insertos, também da Sandvik cujo comprimento de balanço empregado foi de 40 mm. A geometria desses insertos fornecida pelo fabricante possui as seguintes características: ângulo de folga (α_o) 21°, ângulo de posição (κ_r) 90°, 0,8 mm de raio de ponta (r_e).

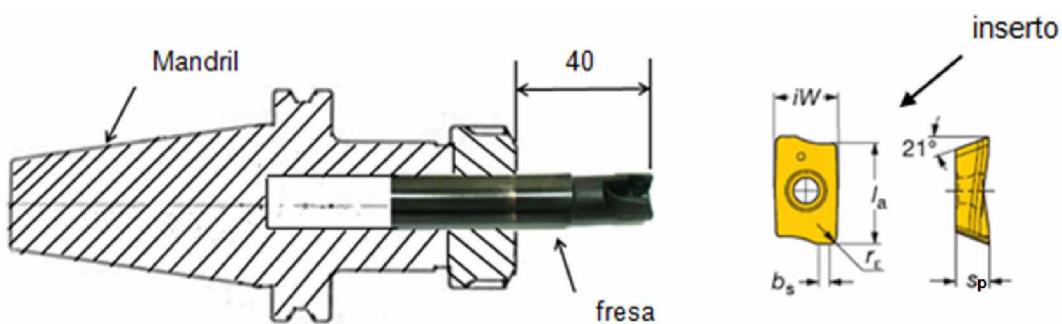


Figura 3.3 – Fresa de topo e principais características dos insertos utilizados nos ensaios: $l_a = 11$ mm; $iW = 6,8$ mm; $s = 3,59$ mm; $b_s = 1,2$ mm; $r_e = 0,8$ mm

3.3.2. Caracterização do material usinado

O material para os ensaios experimentais foi fornecido pela Villares Metal S/A e trata-se de um bloco de aço inoxidável martensítico VP420 (similar ao ABNT NBR – 420) no estado recozido, cujas dimensões são de 250 x 340 x 360 mm, elaborado através de degaseificação a vácuo, que é desenvolvida especialmente para fabricação de materiais para moldes para injeção de plásticos. A composição química e dureza deste aço, fornecido pelo fabricante, está apresentada na Tab. 3.4.

Tabela 3.4 – Composição química do aço usinado (VILLARES METALS S/A, 2008)

Villares	Similar	Teor (% em peso)					Dureza Máxima
	ABNT NBR	C	Mn	Cr	Si	V	
VP420	420	0,40	0,50	13,50	0,80	0,25	200 HB

Para confirmação das propriedades foi preparada uma amostra do material com dimensões de 15 x 15 x 40 mm, retirada em um dos vértices, ao longo do comprimento de uma das maiores superfícies do material para fazer ensaios de dureza e da microestrutura do mesmo. Estas foram avaliadas em cinco pontos tomados de forma aleatória na seção usinada, observando a norma ASTM E 92 (2014) que recomenda como distância de 2,5 vezes a média das diagonais entre o centro de uma indentação e a borda de outra ou à borda da peça. Os ensaios foram realizados no Laboratório de Tribologia e Materiais da

Faculdade de Engenharia Mecânica, da Universidade Federal de Uberlândia, sendo os resultados de dureza estabelecidos conforme a Tab. 3.5.

Tabela 3.5 – Dureza do aço inoxidável martensítico VP 420 medida (20 kg/mm^2)

Ponto de medição	HV Dureza Vickers
1	191,0
2	196,0
3	191,0
4	191,0
5	201,0
Média	194,0
Desvio Padrão	4,5

As durezas Brinell (HB) e Vickers são equivalentes (na prática) até o valor de 300 kgf/mm^2 . Assim, a dureza deste aço se confirma em relação às fornecidas pelo fabricante, apesar da ligeira diferença de aproximadamente 3% entre elas. Na Fig. 3.4 é apresentada a micrografia do aço inoxidável VP 420 no estado recozido atacada com Nital a 2%, evidenciando o tipo de matriz que é ferrítica.

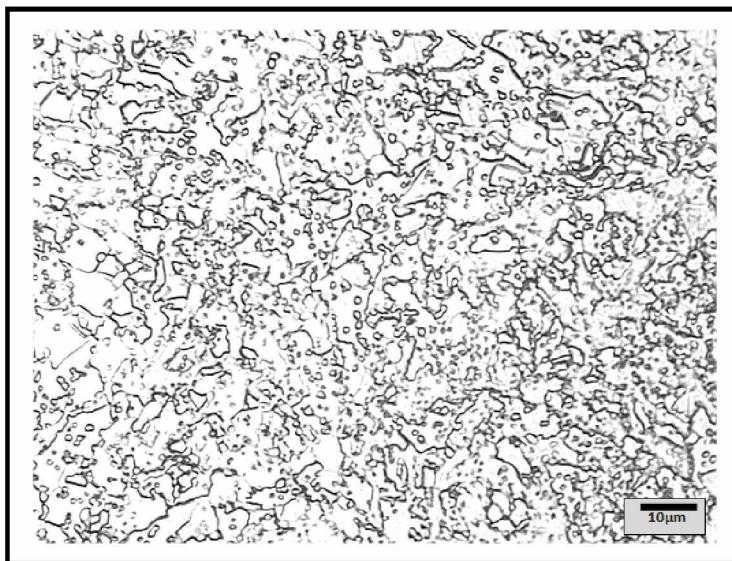


Figura 3.4 – Micrografia do aço inoxidável martensítico VP420 no estado recozido

Na Fig. 3.5 é mostrada uma foto obtida pelo MEV da superfície do corpo de prova do aço inoxidável martensítico VP420 no estado recozido utilizado nos ensaios de dureza. Nessa superfície ampliada duas mil vezes foi também realizada a análise de EDS em cinco regiões conforme identificadas e numeradas na referida figura, para verificação dos elementos químicos da composição do material em peso percentual.

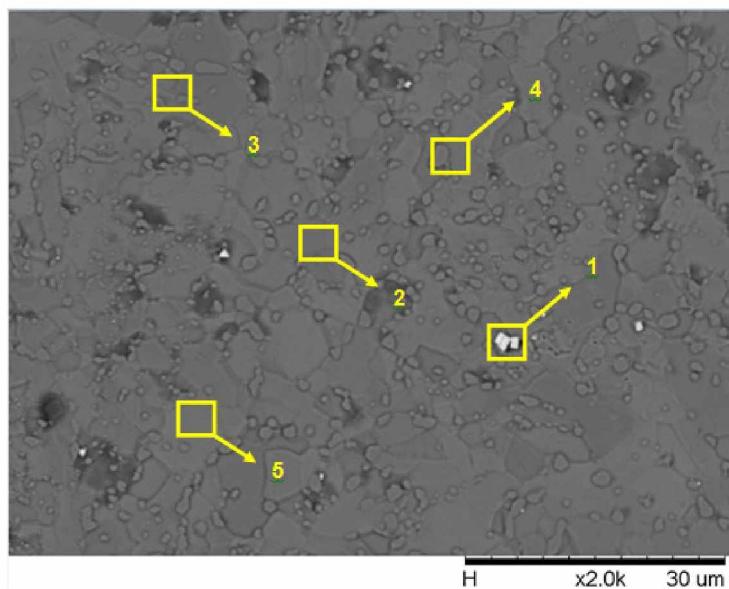


Figura 3.5 – Foto obtida pelo MEV da superfície do corpo de prova do aço inoxidável martensítico VP420 no estado recozido utilizado nos ensaios de dureza e microestrutura. Nas regiões destacadas foram realizadas análises de EDS

Na Tabela 3.6 são apresentados os elementos químicos da composição do material em peso percentual encontrados nas cinco regiões da superfície do material onde foram realizadas as análises de EDS conforme indicado na Fig. 3.5. Como pode ser observado, na amostra analisada não foi detectado o vanádio informado pelo fabricante, talvez tenha ocorrido alguma irregularidade na homogeneização dos elementos que compõem o material do corpo de prova analisado retirado da peça usinada, mas o tungstênio encontrado na região 1 se justifica como material aderido devido à usinagem realizada na superfície por meio de ferramenta de metal duro anterior às análises.

Tabela 3.6 – Elementos químicos em peso % encontrados nas regiões da análise

Regiões	Elementos químicos em peso %									
	Fe	EDS	C	EDS	Cr	EDS	Si	EDS	W	EDS
1	X	9,3	x	11,3	x	2,2	-	-	x	76,1
2	X	84,9	x	4,4	x	9,9	x	0,9	-	-
3	X	76,1	x	8,7	x	14,5	x	0,8	-	-
4	X	79,8	x	9,2	x	10,2	x	0,8	-	-
5	X	84,3	x	4,9	x	10,1	x	0,7	-	-

O material usinado foi apoiado e fixado por pontos de solda em uma chapa de 19,05 mm x 250 mm x 500 mm, contendo quatro furos rebaixados, posicionados aproximadamente em suas extremidades, para possibilitar a fixação do bloco à mesa da fresadora por meio de parafusos allen com cabeça cilíndrica e porcas.

3.3.3. Equipamentos e instrumentos

a) Máquina-Ferramenta

Os ensaios de usinagem foram realizados através da operação de fresamento de topo na superfície do corpo de prova, utilizando o Centro de Usinagem Vertical CNC da linha Discovery modelo 760 com comando numérico Siemens 810. A potência do motor principal e a potência total instalada são de 9 KW e 15 KVA, respectivamente. Esta máquina, fabricada pelas Indústrias Romi S.A, possui rotação máxima no eixo-árvore de 10.000 rpm.

b) Estéreo microscópio SZ6145TR-OLYMPUS e analisador de imagens Image Pro- Express

A avaliação do grau de desgaste da aresta de corte da ferramenta e as medições tomadas nos negativos das rebarbas analisadas foram realizadas por meio de fotos digitais obtidas através do Estéreo Microscópio SZ6145TR - OLYMPUS e do analisador de imagens Image Pro-Express existente no LEPU, que é um sistema de captura e análise de imagens para medição do desgaste na ferramenta (Fig. 3.6). Para tanto, este passou por um processo de calibração, onde a resolução (capacidade de leitura) obtida através da calibração foi de 0,003 mm que corresponde à largura do pixel nas condições especificadas. A calibração foi efetuada por meio de uma régua de aço do fabricante Mitutoyo com resolução de 0,5 mm e faixa nominal de 300 mm, à temperatura ambiente de $(24 \pm 1)^\circ\text{C}$.

Esta régua possui certificado de calibração nº 02098/13 emitido pelo laboratório da Mitutoyo Sul Americana. A incerteza expandida associada à calibração da régua é de 0,02 para k igual a 2,02 e probabilidade de abrangência de 95% e 131 graus de liberdade efetivos.

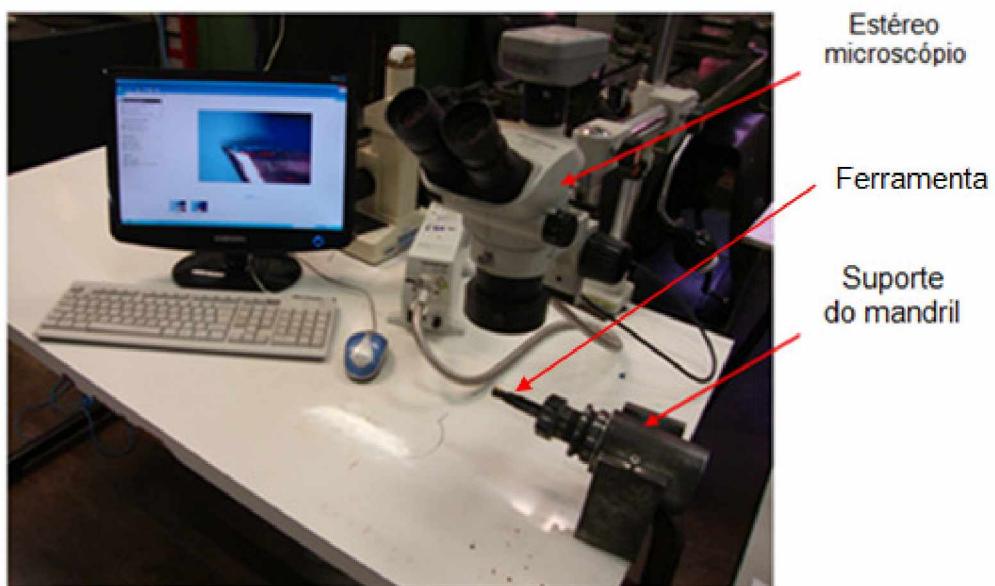


Figura 3.6 – Vista do conjunto utilizado para a medição do desgaste da ferramenta

c) *Rugosímetro Mitutoyo*

Com o intuito de quantificar a rugosidade e efetuar uma análise estatística dos resultados de acabamento superficial, realizaram-se para cada corrida trinta e seis medidas de rugosidade, compreendendo doze medidas no centro e mais doze em cada extremidade, ao longo da superfície usinada da peça, conforme mostrado na Fig. 3.7. Durante a medição foi avaliado o parâmetro de rugosidade R_q . Assim, para o cálculo da rugosidade média relativa a cada ensaio (teste e réplica) foi tomado um total de setenta e dois pontos. Isso foi realizado com a utilização de um rugosímetro digital portátil conforme mostrado na Fig. 3.8, fabricado pela Mitutoyo Sul Americana Ltda., modelo SJ-201P, com resolução de $0,01 \mu\text{m}$ e apalpador com raio de ponta igual a $5 \mu\text{m}$. O rugosímetro possui certificado de calibração número C0001/2011 e declara uma incerteza expandida associada à calibração de $0,06 \mu\text{m}$ para $k = 2,65$ e 95,45% de probabilidade de abrangência.

O valor do *cut-off* (L_c) adotado foi de $0,8 \text{ mm}$, comprimento de medição (L_n) de $5 \times L_c$ conforme NBR ISO 4288 (ABNT, 2008), ou seja; em função da distância entre sulcos (aproximadamente igual ao avanço, em superfícies periódicas) e da rugosidade esperada (superfícies não periódicas).

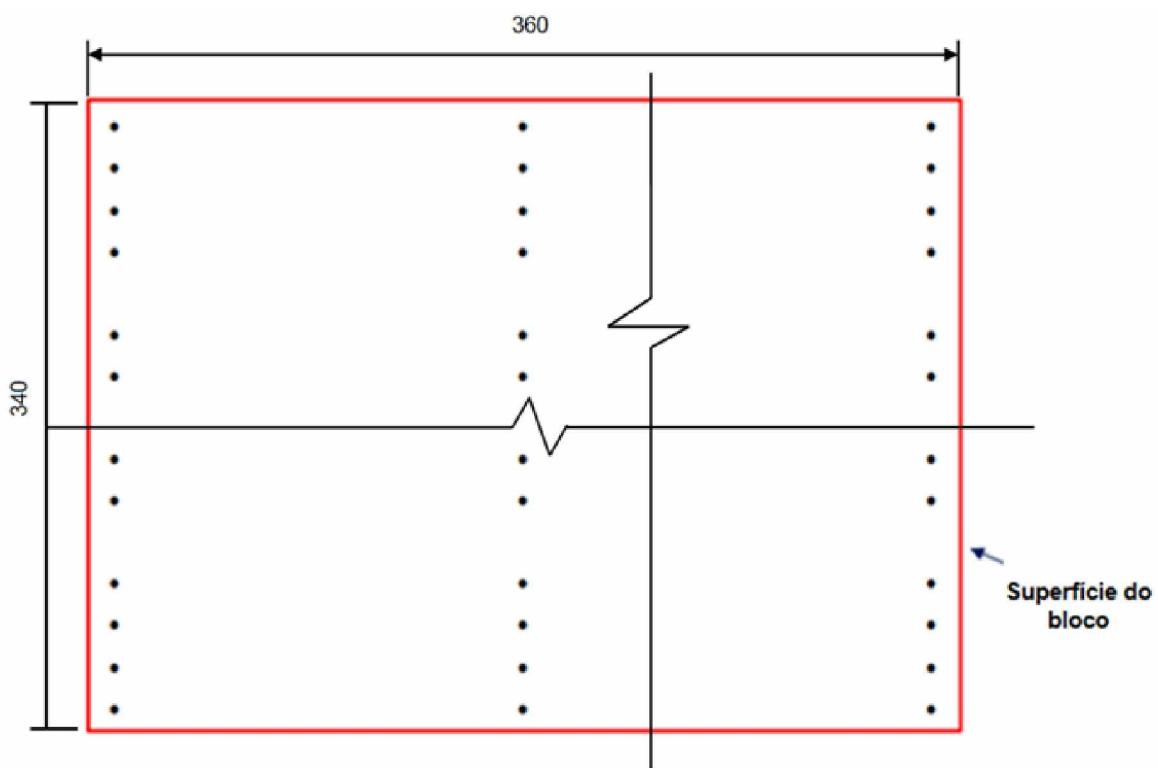


Figura 3.7 – Indicação aproximada dos pontos de referência para medidas de rugosidade R_q

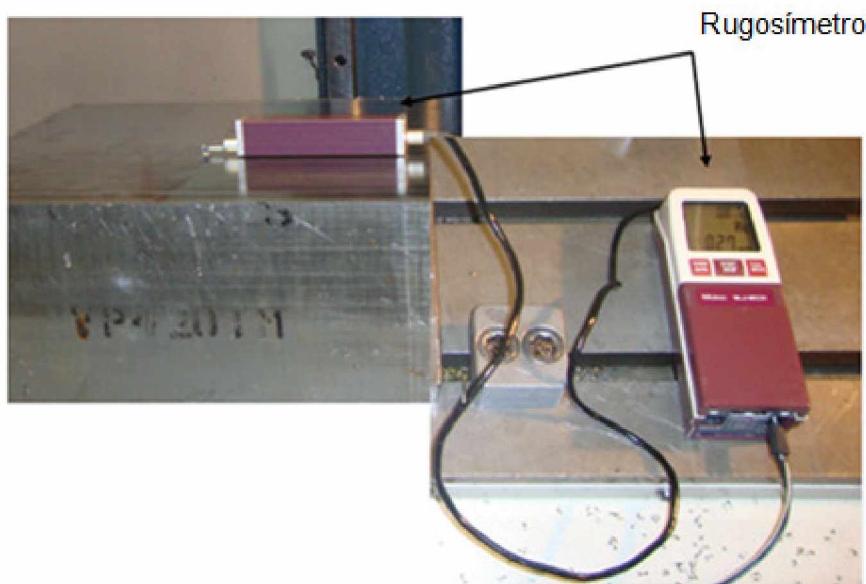


Figura 3.8 – Rugosímetro portátil Mitutoyo modelo SJ-201

Tanto para o estéreo microscópio quanto para o rugosímetro, a incerteza associada à medição do desgaste e da rugosidade foi avaliada por meio da metodologia proposta no ISO TA6 4W63 (2008). Para tanto foram utilizadas planilhas eletrônicas desenvolvidas por Moraes (2011), e as tabelas com os resultados da avaliação de incerteza para estéreo microscópio e para o rugosímetro se encontram no Apêndice II.

d) Microscópio eletrônico de varredura (MEV) marca Hitachi modelo TM 3000

Alguns dos insertos com desgaste mais relevante foram analisados no MEV mostrado na Fig. 3.9, pertencente ao LEPU, em conjunto com um EDS que possibilita a avaliação semi-quantitativa da composição das amostras a partir da emissão de raios X característicos, as descrições dos equipamentos são dados a seguir:

- MEV (Microscopia Eletrônica de Varredura), TM 3000 (Hitachi, Japão); microscópio eletrônico de varredura de alto vácuo scanning electron microscope (SEM) modelo TM 3000 (Hitachi, Japão), com magnitude de 15x a 30000x e voltagem de aceleração de 15 kV (Analy mode). Detector Backscattered Electrons (BSE) do semicondutor de alta sensibilidade. Bomba turbomolecular: unidade 30 L/sx1, bomba de diafragma;
- EDS (Espectrometria de Energia Dispersiva) Swift ED 3000; detector de elementos para MEV; Sistema silicon drift detector (SDD) de detecção de raios X, que identifica elementos EDS sem nenhuma informação inicial exigida. Usa auto detecção ou os elementos podem ser especificados. Não requer nitrogênio líquido, e com uma resolução de 148 eV ou mais, analisa elementos de boro a urânio.



Figura 3.9 – Microscópio eletrônico de varredura (MEV) marca Hitachi modelo TM 3000

e) Equipamentos utilizados para monitorar os esforços de corte F_z e M_z

Para aquisição do sinal da força vertical (F_z) e momento (M_z) foi utilizado um Dinamômetro Rotativo modelo 9123C1211 e condicionador de sinais também da Kistler® modelo 5223B1. A Figura 3.10 mostra a montagem do conjunto para monitoramento de F_z e M_z . Este dinamômetro transmite os sinais por telemetria.

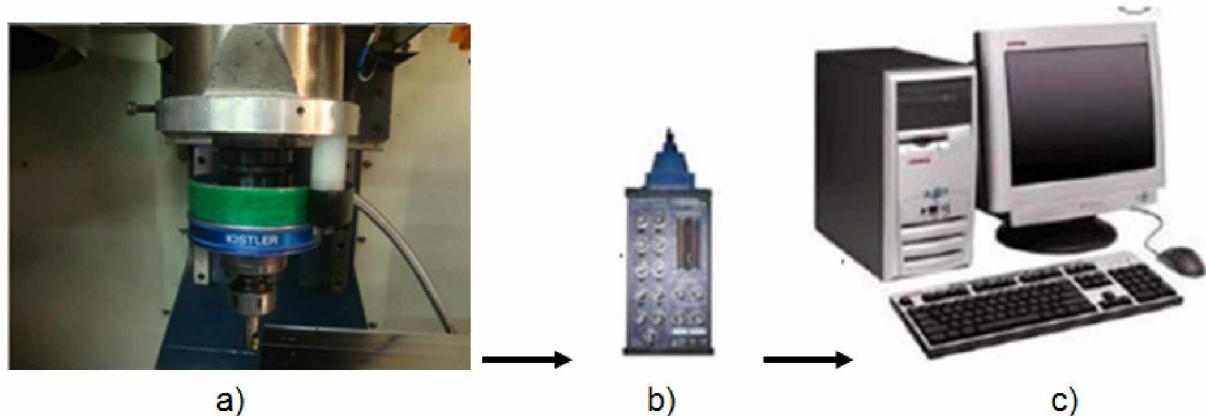


Figura 3.10 – Dinamômetro rotativo Kistler® modelo 9123C1211. a) Dinamômetro Kistler fixado ao fuso da máquina; b) Bloco conector BNC-2110; c) Computador com placa de aquisição

Conforme o esquema da Fig. 3.10, os sinais do momento e da força vertical (F_z) foram adquiridos durante o período de 15 segundos, a uma taxa de amostragem de 1 KHz diretamente pelo dinamômetro e enviados para o amplificador de carga (ou condicionador de sinais). Nessa situação, a força vertical F_z coincide com a força passiva, uma das componentes da força de usinagem.

f) Aquisição dos sinais de potência P_m

Para aquisição do sinal da potência elétrica do motor principal da máquina empregada nesse trabalho, foi utilizado um sistema de medição desenvolvido no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem da Universidade Federal de Uberlândia, onde por meio de sensores de efeito Hall, são adquiridos os sinais de corrente e tensão do motor do eixo árvore da máquina. Esses sinais, condicionados a uma taxa de amostragem de 6 kHz são adquiridos pelo software LabVIEW através de placa de aquisição de sinais. Os modelos dos sensores de efeito Hall de corrente e tensão utilizados são respectivamente, modelo LEM HAS-50s e os modelos LEM LV-25, que podem ser usados para medir corrente contínua e alternada. O sensor tem uma isolação galvânica entre o circuito primário (alta potência) e o circuito secundário (circuito eletrônico). Na Figura 3.11 é mostrado o esquema do sistema utilizado.

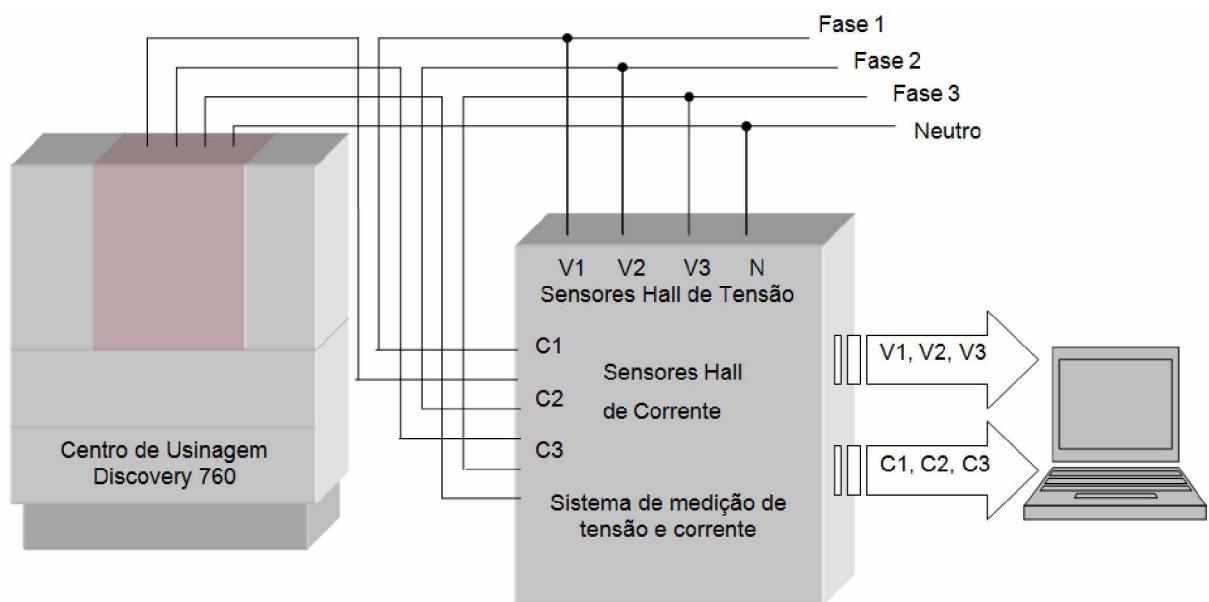


Figura 3.11 – Esquema de aquisição de potência

Os valores plotados nos gráficos de colunas de F_z , M_z e P_m , apresentados no capítulo de resultados correspondem às médias obtidas nos passes de ida e volta da ferramenta de

corte, durante a remoção do volume de material e que foram, excluídos os mil primeiros pontos e os mil últimos pontos, que correspondem à entrada e saída da ferramenta na peça. Para cada corrida foram realizadas doze aquisições dos sinais de força F_z , momento M_z e potência elétrica P_m , compreendendo seis aquisições na ida da ferramenta, e mais seis na volta ao longo do comprimento da peça usinada. Como aconteceu em todos os ensaios realizados, para cada corrida, a aquisição de quaisquer dos esforços de usinagem foi executada utilizando-se de insertos novos.

3.4. Medidas da Altura e Raiz da Rebarba

Para a medição das dimensões das rebarbas as mesmas foram moldadas após os ensaios. Para tal foi usada uma massa própria para moldagem utilizada em odontologia (Massa Kerr, média viscosidade à base de Polissulfeto). Sua aplicação foi feita sobre a borda onde foi formada a rebarba [Fig. 3.12(a)]. Após a sua fusão no molde de acrílico [Fig. 3.12(b)], essa massa fundida, com o “negativo” da rebarba, foi cortada em pequenas espessuras [Fig. 3.12(c)] e levada ao estéreo microscópio.

A moldagem permitiu reproduzir os detalhes morfológicos das mesmas para comparação do comportamento dessas com as condições lubri-refrigerantes testadas no decorrer de cada aplicação. Assim, pôde-se observar como cada tipo se relaciona com as condições aplicadas.

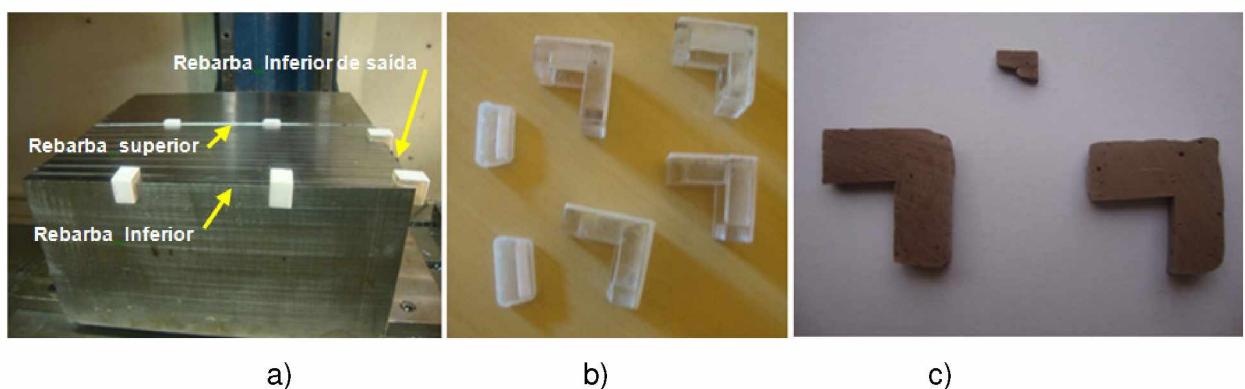


Figura 3.12 – a) Moldeiras posicionadas na peça para moldagem das rebarbas; b) Detalhes das moldeiras empregadas; c) Moldes recortados das rebarbas superior, inferior e inferior de saída

De cada ensaio (teste e réplica), os moldes foram recortados cada um em três partes após a sua retirada da moldeira, e a parte que apresentou por meio do Estéreo Microscópio

a maior altura (h) e maior espessura da raiz (b) foi separada para realização das medidas (Fig. 3.13).

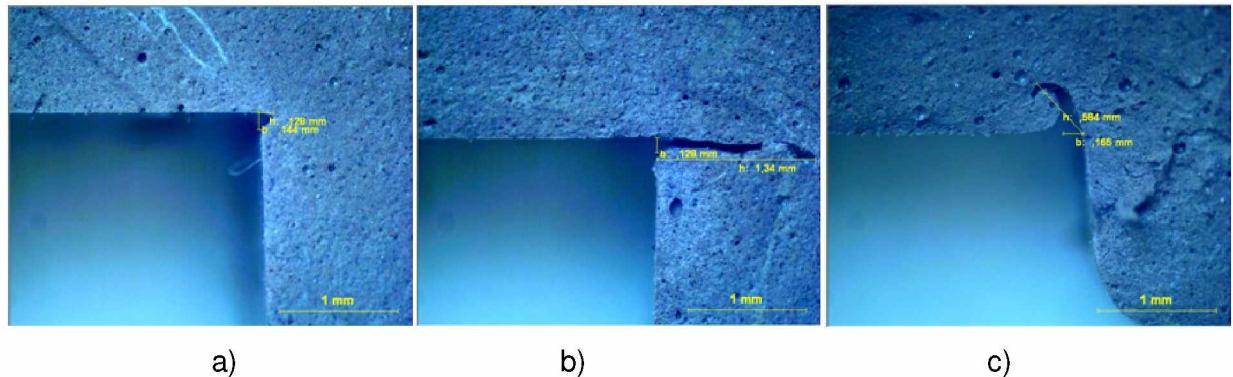


Figura 3.13 – Fotos realizadas no estéreo microscópio dos moldes recortados a) Rebarba inferior; b) Rebarba inferior de saída; c) Rebarba superior

3.5. Aspectos dos Cavacos

Para cada ensaio realizado, sempre no final de cada teste os cavacos eram coletados, agrupados, classificados e fotografados como mostrado na Fig. 3.14 a fim de verificar a possibilidade de alguma relação entre as condições lubri-refrigerantes aplicadas e aspectos dos mesmos como, por exemplo, forma e cor.



Figura 3.14 – Imagem dos cavacos agrupados após a realização de um teste

3.6. Sistemas Lubri-Refrigerantes e Aparatos para Aplicação de Vazões Reduzidas de Fluidos de Corte

3.6.1. Sistemas lubri-refrigerantes

As formas de aplicação dos fluidos foram por meio das técnicas MQF, gotejamento, baixa vazão (BV) e jorro, todas utilizando bicos externos à ferramenta. Na usinagem com as técnicas gotejamento e MQF utilizou-se o fluido de corte Accu-Lube-LB-2000 ITW - biodegradável à base de óleo vegetal (soja, milho e canola), 0% de enxofre, cloro e de óleo mineral (ITW ROCOL NORTH AMERICA, 2010), e com as técnicas baixa vazão e jorro foi utilizado um óleo miscível em água (Vascomill - Blaser Swisslube) – biodegradável de alto desempenho, com 0% de óleo mineral, 45% de óleo vegetal, 0,1% H₂O (BLASER SWISSLUBE, 2010). Na Tabela 3.7 são mostradas as características das condições lubri-refrigerantes aplicadas.

Tabela 3.7 – Características dos sistemas lubri-refrigerantes aplicados

Técnica	Óleo	Densidade	Viscosidade	Ponto de fulgor	Vazão	Concentração do óleo
Jorro Baixa vazão	Vascomill Blaser S.	950kg/m ³	37cSt (40°C)	180°C	1020 L/h 5 L/h	7%
Gotejamento 1	Accu-Lube	920 kg/m ³	56mm ² /s	320°C	0,32 L/h	100%
Gotejamento 2 MQF	LB 2000		(40°C)		0,20 L/h 0,025/ L/h	(integral)

3.6.2. Aparatos para aplicação de vazões reduzidas de fluidos de corte

Na Figura 3.15 é mostrado o aparato experimental utilizado para aplicação de quantidades reduzidas de fluidos de corte (gotejamentos e baixa vazão), que foram comparados com os outros sistemas de aplicação. Por meio desse aparato foram aplicadas as técnicas de baixa vazão do óleo Vacomill emulsionado a uma concentração de 7%, a uma taxa de 5 L/h e de gotejamento do óleo integral LB 2000 a 0,20 L/h e 0,32 L/h. Este sistema é composto por um reservatório de fluido, um filtro que se encontra posicionado antes da bomba e que tem o objetivo de reter partículas abrasivas que possam estar presentes no fluido de corte, protegendo-a de danos, um regulador de fluxo para vazão do fluido de corte, uma bomba de pulso descrita mais a frente, uma bandeja para coletar e direcionar o fluido residual para que este não alcance o reservatório original do sistema do centro de usinagem e se misture contaminando o óleo que lá está contido, por fim, se tem o dreno e o recipiente do fluido de corte residual que no caso da condição gotejamento é tão pouco que não justifica uma linha de retorno para o reservatório. Assim, esse reservatório conteria apenas a quantidade de fluido de corte necessária para um turno de trabalho.

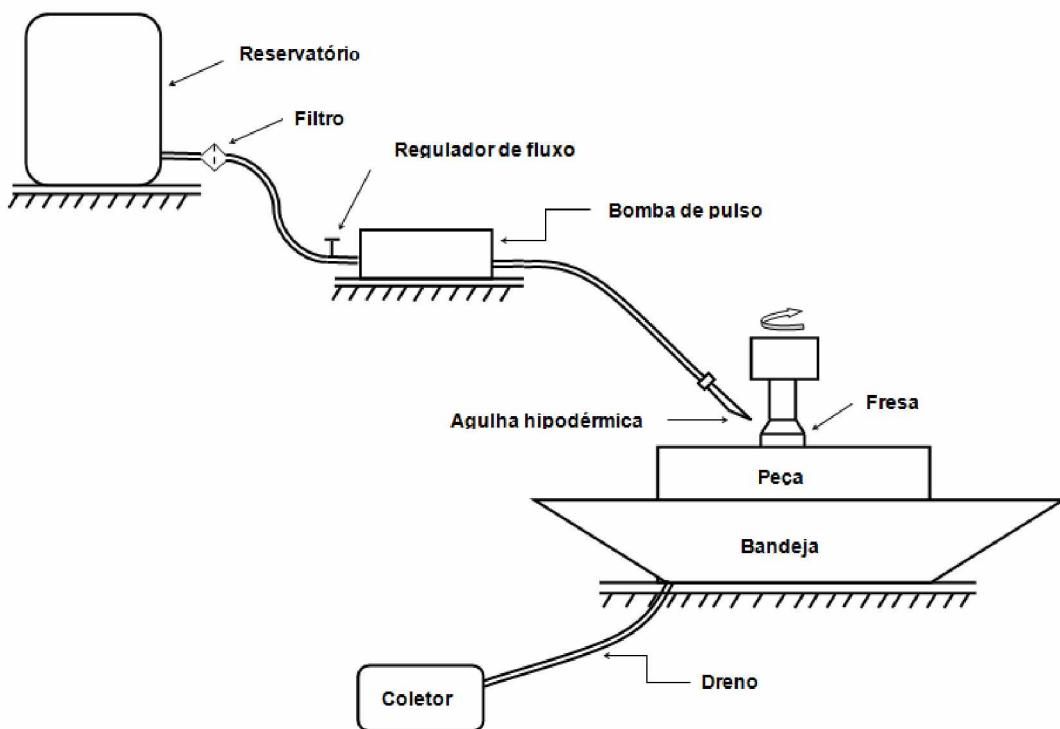


Figura 3.15 – Aparato experimental do sistema aplicador de gotejamento e baixa vazão

Durante os ensaios, este aparato funcionava independentemente do centro de usinagem e por meio da bomba de pulso, modelo Dosa Tronic PEB 7/7, vazão máxima de 7,0 L/h, alimentação de 230 VCA. Na Figura 3.16(a) é mostrada o corpo externo da bomba com parte das mangueiras de entrada e saída de fluido, led e regulador de fluxo à mangueira de saída para ajuste das vazões adotadas, na Fig. 3.16(b) está apresentado o detalhe interno da bomba, onde existe uma caixa contendo um circuito impresso e fios que derivam para fora e ainda o botão de controle de pulso, chave de partida e led. Na Figura 3.16(c) se vê em detalhe ampliado, o botão de controle de pulso e chave de partida.

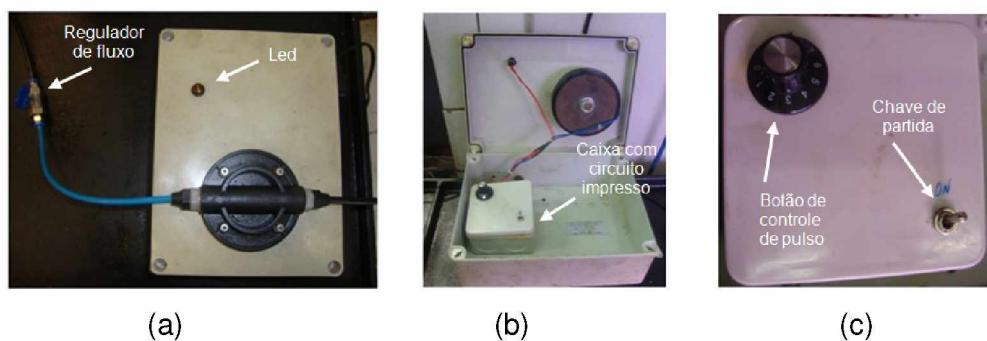


Figura 3.16 – (a) Corpo externo da bomba e regulador de fluxo; (b) Detalhe interno da bomba: caixa com circuito interno; (c) Botão de controle de pulso e chave de partida

A Figura 3.17 mostra a evolução do fresamento com aplicação de volumes reduzidos de fluido de corte na forma de para baixa vazão (BV) e gotejamentos, que foram comparados com as condições seco, jorro e MQF.

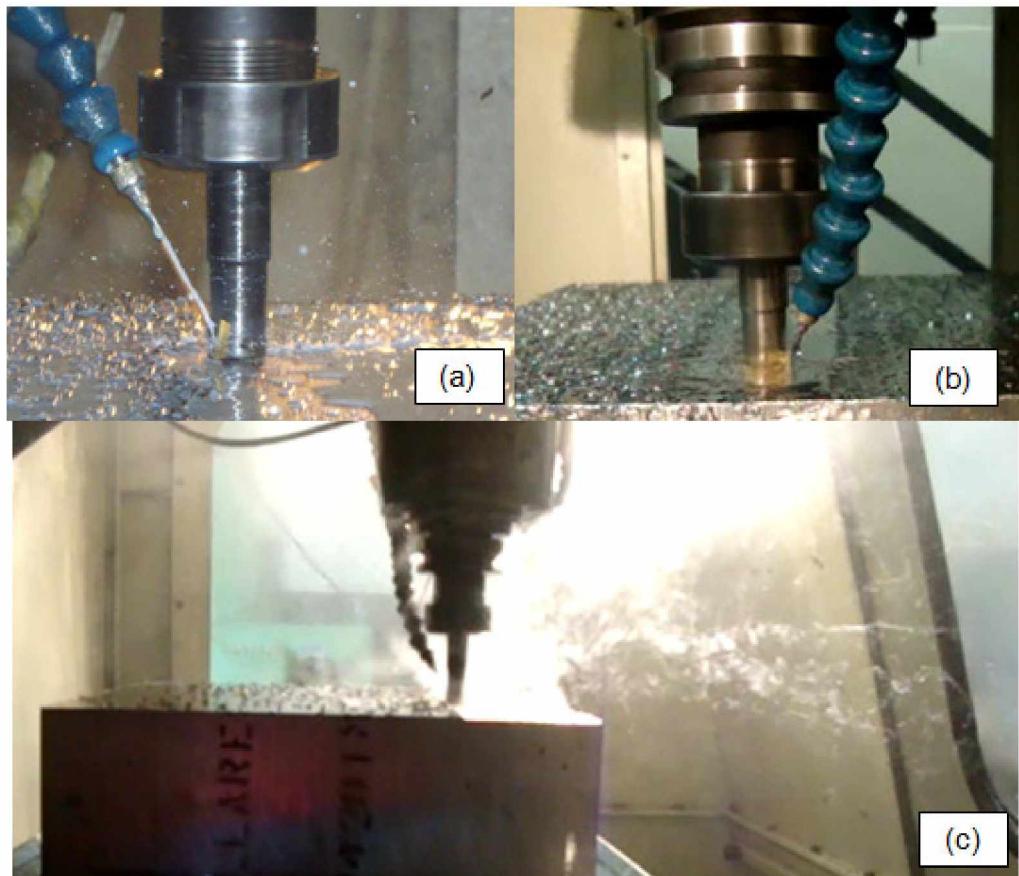


Figura 3.17 – Aplicação: (a) B.V. a 5 L/h; (b) Gotej. a 0,20 L/h; c) Gotej. a 0,32 L/h

Para aplicação do fluido na forma de MQF foi utilizado o aparelho pulverizador de fluido, modelo O2AO-STD fabricado pela ITW *Fluid Products Group*, que operava com um fluxo contínuo de ar comprimido, ajustado em torno de 6,0 bar, e “spray” intermitente de fluido na frequência de 1 pulso por segundo. Este sistema consiste de um reservatório para o fluido de corte com alimentação manual, válvulas para regulagem dos fluxos de ar comprimido e óleo, manômetro, mangueiras condutoras (ar comprimido e fluido) e 1 bico com base de fixação magnética, para aplicação externa da mistura ar comprimido/fluido sobre a ferramenta/peça. O fluido de corte é conduzido através de uma mangueira de menor diâmetro que chega ao bico, dentro de outra maior que conduz o ar comprimido. A Figura. 3.18 ilustra o aparelho pulverizador de fluido de corte e a Fig. 3.19 o bico aplicador de MQF, na posição de usinagem.

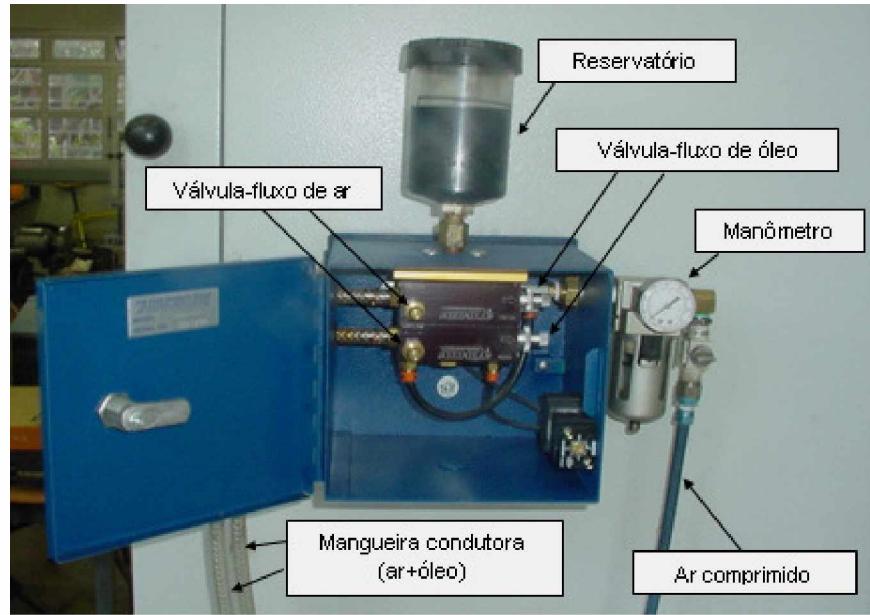


Figura 3.18 – Aparelho pulverizador para aplicação de mínima quantidade de fluido de corte MQF



Figura 3.19 – Bico aplicador de MQF posicionado para usinagem

Na Figura 3.20(a) é mostrada a forma convencional de aplicação do fluido de corte na condição de jorro emulsionado a uma concentração de 7%, por meio da vazão proporcionada pelo sistema de bombeamento do centro de usinagem CNC, que foi de 1020 L/h distribuídos por 3 bicos, e na Fig. 3.20(b) é mostrada a usinagem sem aplicação do fluido de corte (a seco).



Figura 3.20 – a) Aplicação por jorro do fluido de corte, vazão total de 1020 L/h; b) Usinagem sem aplicação do fluido de corte (a seco)

3.6.3. Testes do poder refrigerante dos fluidos de corte

Os testes para verificação do poder refrigerante dos fluidos de corte foram efetuados também no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem da Universidade Federal de Uberlândia. Os óleos investigados foram o LB 2000 (integral), o vascomill (emulsinado a 7%) e o Vascomill a 100% (puro), que muito embora não fosse dessa forma aplicado, poderia ser pensado como um parâmetro de referência para estudos de aplicações de percentuais em emulsão quando relacionado às demais condições testadas. Na Figura 3.21 (a) é mostrado o aparato utilizado para os testes de refrigeração contendo: um sistema de aquisição de dados (Agilent modelo 36970A) comandado por um microprocessador através do software específico (Agilent BenchLink Data Logger); os óleos a serem testados; uma vasilha de alumínio com capacidade de 0,15 L do óleo e o suporte para apoio do termopar. No detalhe da Fig. 3.21 (b) pode ser observado que foi utilizada uma esfera de aço de diâmetro de 20 mm, com um furo usinado pelo processo de eletroerosão até o seu centro e um termopar do tipo K, que teve uma das extremidades inserida até o final do furo, onde se fez o contato para conexão por meio de descarga elétrica. No detalhe pode se ver ainda que a esfera se encontra apoiada em uma chapa colocada em cima de uma montagem composta de fogão e botijão para aquecimento até a temperatura de 250 °C. Assim, após o aquecimento a esta temperatura, o termopar é redirecionado e apoiado no suporte, que posiciona a esfera no centro da vasilha com o óleo, que passa a ser resfriada até que atinja 150 °C e 32 °C.

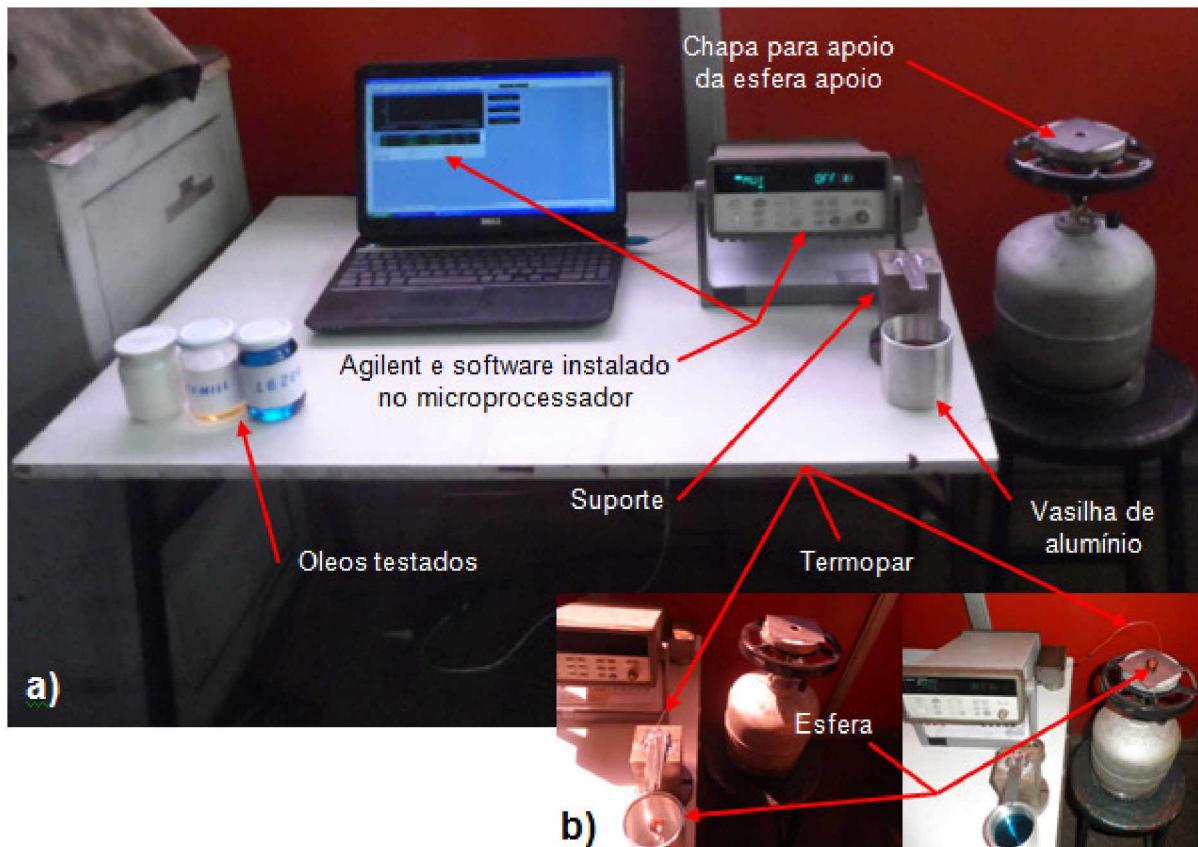


Figura 3.21 - Aparato para aquisição de dados no ensaio de refrigeração

3.6.4. Testes do poder lubrificante dos fluidos de corte

Os ensaios do poder de lubricidade dos fluidos ou capacidade de lubrificação foram realizados conforme Sales (1999), no Laboratório de Tribologia de Materiais da UFU que possui um esclerômetro pendular com um penetrador piramidal de base quadrada, cuja resolução é de 1 µm ao longo do comprimento, e 0,1 mm na direção transversal de riscamento, fixado à extremidade do pêndulo da máquina, para produzir riscos na superfície livre e imersa do corpo de prova nos óleos testados (Fig. 3.22). Após o corpo de prova de aço inoxidável VP420 com dimensões de 8 x 8 x 50 mm ser fixado e ajustado na base da máquina, o mesmo era circulado com fita adesiva de tal maneira que o óleo investigado permanecesse retido acima da superfície formando uma camada de 3 mm de espessura para realização do ensaio. Os óleos investigados foram os mesmos usados nos testes de poder refrigerante.

Depois da realização de cada ensaio o corpo de prova era examinado pelo interferômetro a laser (Microfocus Expert IV, UBM Corporation, Sunnyvale, CA, USA) para medição do volume de material removido do risco gerado pela extremidade do pêndulo, e assim, por meio da densidade do referido material que é de ($7,85 \text{ cm}^3$), o cálculo da massa

removida era obtida. Durante a realização do ensaio o pêndulo com penetrador piramidal era liberado sob uma determinada altura fornecida pelo sistema do equipamento de forma que realizasse o riscamento na peça. A profundidade de 120 μm dos riscos, foram medidas por meio de um sistema existente no esclerômetro que regula a altura em que a amostra deve permanecer, o qual possui uma resolução de 1 μm , para posterior análise, que é feita, calculando-se a energia específica de riscamento “e”, que é definida como a relação da energia dissipada para produzir o risco “E” e a perda de massa produzida, Δm , Eq. (3.1).

$$e = \frac{E}{\Delta m} \left(\frac{J}{mg} \right) \quad (3.1)$$

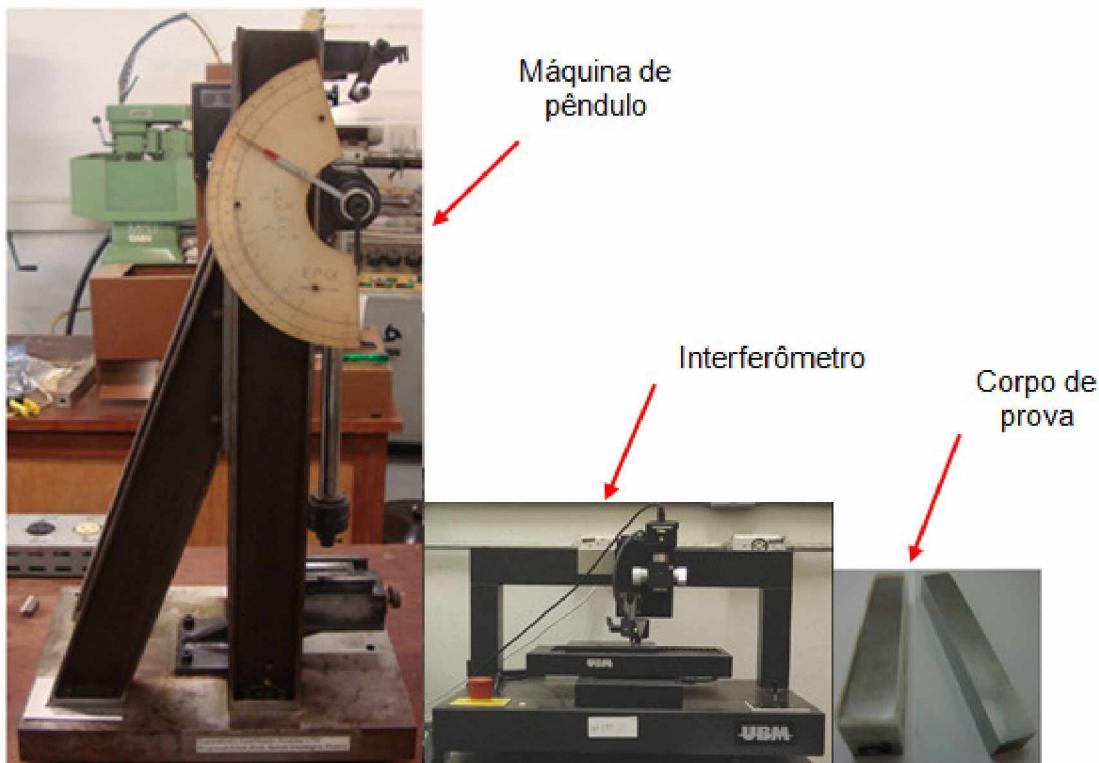


Figura 3.22 – Aparato para aquisição de dados no ensaio de lubricidade

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo serão mostrados os resultados obtidos empregando-se os procedimentos experimentais descritos no Capítulo III. Além disto, serão realizadas análises e discussões dos resultados apresentados.

4.1. Resultados dos Pré-testes

Os pré-testes foram divididos em duas etapas. Para a Etapa I os testes e réplicas foram conduzidos com 6, 16 e 10 passadas da ferramenta de corte sobre a superfície da peça usinada, sendo que os parâmetros utilizados foram a usinagem a seco, com variação da velocidade e profundidade de corte, do avanço e da penetração de trabalho. Para a Etapa II os parâmetros que variaram foram; a usinagem a seco e com gotejamento a 0,32 L/h, a velocidade e profundidade de corte. O avanço e a penetração de trabalho foram mantidos constantes. Nesta etapa foram realizadas 28 e 32 passadas da ferramenta de corte. Os resultados obtidos estão mostrados na tabela do Apêndice III, onde pode ser constatado que o colapso da ferramenta ocorreu por quatro vezes, sendo que em duas dessas, houve a perda não só dos insertos como também das fresas (hastes) devido à severidade de alguns desses testes e vibrações excessivas. Como consequência desses resultados, mais uma vez, foram efetivados ajustes nos parâmetros de corte numa tentativa para que os próximos ensaios ocorressem com desgastes, mas sem o colapso da ferramenta.

4.2. Resultados dos Ensaios Experimentais

Na Tabela 4.1 são mostrados os resultados médios dos ensaios experimentais para os desgastes $VB_{Bmáx}$, rugosidade R_q , força F_z , momento M_z e potência elétrica do motor do eixo árvore (P_m). Os ensaios que se encontram destacados pela cor azul na referida tabela foram constituídos de tréplicas realizadas em função da alta dispersão dos resultados do desgaste ($VB_{Bmáx}$), nas duas corridas.

Tabela 4.1 – Resultados dos Ensaios Experimentais

Ensaios Nº	v_c m/min	a_p mm	Condição	(VB _{Bmáx}) (mm)	R _q (μm)	F _z (N)	M _z (Nm)	P _m (W)
1	230	1,0	Seco	0,21	0,47	336	3,0	1387
2	185	1,0		0,17	0,35	285	2,9	1235
3	230	0,2		0,12	0,23	375	1,6	957
4	185	0,2		0,13	0,29	312	1,4	1010
5	230	1,0	MQF (Integral) 0,025 L/h	0,28	0,40	364	4,1	1292
6	185	1,0		0,26	0,37	169	1,5	1259
7	230	0,2		0,13	0,23	398	1,5	1049
8	185	0,2		0,08	0,29	331	1,5	1038
9	230	1,0	Gotejamento (Integral) 0,20 L/h	0,19	0,38	345	2,0	1321
10	185	1,0		0,21	0,38	271	2,9	1165
11	230	0,2		0,13	0,25	332	1,5	730
12	185	0,2		0,11	0,23	259	1,9	708
13	230	1,0	Gotejamento (Integral) 0,32 L/h	0,24	0,53	213	4,5	1365
14	185	1,0		0,21	0,36	287	4,6	1237
15	230	0,2		0,09	0,26	371	2,2	1097
16	185	0,2		0,09	0,28	310	1,9	1059
17	230	1,0	B.V. (baixa vazão) (emulsão_ 7%) 5 L/h	0,20	0,37	400	2,6	1267
18	185	1,0		0,25	0,41	307	2,5	1226
19	230	0,2		0,13	0,32	365	1,2	1094
20	185	0,2		0,11	0,26	272	1,1	876
21	230	1,0	Jorro (emulsão_ 7%) 1020 L/h	0,33	0,34	374	3,4	1529
22	185	1,0		0,34	0,37	275	3,3	1984
23	230	0,2		0,13	0,28	369	1,3	1543
24	185	0,2		0,11	0,26	292	1,2	1784

Com a finalidade de melhor organizar o presente texto, a análise dos resultados obtidos nos ensaios experimentais será dividida na seguinte sequencia:

- 4.2.1. *Resultados relativos aos desgastes da ferramenta VB_{Bmáx};*
- 4.2.2. *Resultados relativos à rugosidade da peça R_q;*
- 4.2.3. *Resultados relativos à força F_z;*
- 4.2.4. *Resultados relativos ao momento M_z;*
- 4.2.5. *Resultados relativos ao sinal de potência elétrica P_m;*
- 4.2.6. *Resultados relativos às características das rebarbas;*
- 4.2.7. *Resultados relativos ao aspecto dos cavacos;*
- 4.2.8. *Resultados relativos à capacidade lubri-refrigerante dos fluidos aplicados.*

4.2.1. Resultados relativos aos desgastes da ferramenta $VB_{Bmáx}$

A seguir serão analisados os resultados com relação à evolução do desgaste de flanco máximo $VB_{Bmáx}$ nas ferramentas utilizadas nas diversas condições testadas para esse trabalho.

A partir do gráfico de barras da Fig. 4.1 observam-se os resultados do desgaste das ferramentas para todas as condições lubri-refrigerante aplicadas para as profundidades de corte de 0,2 mm 1,0 mm cujos dados foram apresentados na Tab. 4.1. No gráfico pode-se verificar que para a profundidade de corte de 0,2 mm, a condição de melhor desempenho quando se trata de retardar o desgaste da ferramenta foi a aplicação da técnica MQF a uma taxa de 0,025 L/h e velocidade de corte de 185 m/min, seguida da aplicação do gotejamento a 0,32 L/h para as duas velocidades aplicadas. O desgaste máximo da ferramenta com $a_p = 0,2$ mm ocorreu quando se aplicou a condição de baixa vazão BV a 5 L/h e velocidade de corte de 230 m/min. Nos ensaios realizados com profundidade de corte de 0,2 mm, o desgaste de maior incidência observado na aresta de corte também foi o de flanco máximo que se assemelha com o de entalhe provavelmente por causa da formação de trincas térmicas devido ao alto gradiente de temperatura na superfície livre. Conforme Machado et al. (2011), o desgaste de entalhe não é propriamente um mecanismo, mas uma forma, e aparece sempre nas regiões coincidentes com as laterais do cavaco. Porém, ainda não existe um consenso na literatura que explique exatamente o mecanismo que provoca o desgaste de entalhe. Para $a_p = 1,0$ mm a condição de melhor desempenho na média foi a usinagem a seco (sem fluido) à velocidade de corte de 185 m/min, seguida pela técnica do gotejamento aplicada a uma taxa de 0,20 L/h nas velocidades de corte de 185 m/min e 230 m/min, respectivamente. O desgaste de maior evidência na ferramenta para a profundidade de corte de 1,0 mm foi o de flanco máximo VB_{Bmax} e ocorreu quando se aplicou a condição jorro para as duas velocidades de corte analisadas. Sobre a aplicação das condições jorro e BV, o desgaste da ferramenta aumenta devido à lascamentos, que são resultantes da quebra de pequenos fragmentos da aresta durante a operação de corte.

Para proceder à análise estatística dos resultados foi utilizado o programa Statistica® 7.0 que gerou o quadro de ANOVA (análise de variância). Na Tabela. 4.2 é mostrado os resultados de cinco (5) Planejamentos de Experimentos (DOE) para o desgaste de flanco. As matrizes destes planejamentos podem ser consultadas no Apêndice I. Pode-se observar na Tab. 4.2 que o nível inferior da variável sistema lubri-refrigerante é sempre a condição a seco e o superior a combinação dos demais sistemas. A Tabela 4.2 traz o efeito médio que a mudança de nível das variáveis de entrada [velocidade de corte v_c , profundidade de corte a_p e sistema lubri-refrigerante] provoca no desgaste. Na Tabela 4.2, assim como nas seguintes, é mostrado também a interação de maior efeito entre as

variáveis v_c , a_p e sistema, além do valor médio da variável em questão. Pelo nível de probabilidade “p” mostrado na tabela é possível verificar quais são os fatores significativos na determinação dos resultados. Um fator é considerado estatisticamente significativo se a probabilidade “p” for menor ou igual ao nível de significância (neste caso considerado de 0,05).

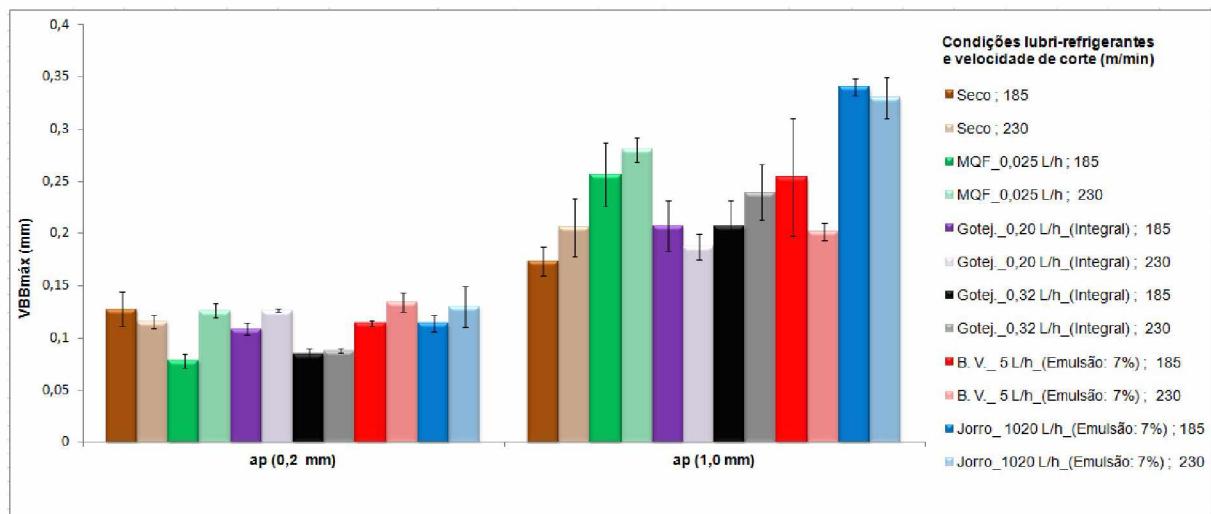


Figura 4.1 – Resultados do desgaste $VB_{Bmáx}$ da ferramenta nos ensaios com $a_p = 0,2\text{ mm}$ e $a_p = 1,0\text{ mm}$

Tabela 4.2 – Resultados do planejamento experimental para o desgaste $VB_{Bmáx}$

Variável Entrada	DESGASTE – ($VB_{Bmáx}$) (mm)									
	Seco → MQF		Seco → Got. 0,20		Seco → Got. 0,32		Seco → B.V.		Seco → Jorro	
	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p
(1) v_c 185→230	0,025 (14%)*	0,16	0,007 (5%)	0,62	0,015 (10%)	0,30	0,000 (0%)	1,00	0,010 (5%)	0,47
(2) a_p 0,2→1,0	0,115 (67%)	0,00	0,073 (46%)	0,01	0,100 (63%)	0,00	0,085 (52%)	0,02	0,140 (73%)	0,00
(3) Sistema Lub./Ref.	0,030 (17%)	0,11	0,003 (2%)	0,87	0,00 (0%)	1,00	0,015 (9%)	0,50	0,070 (36%)	0,01
Interação	(2-3) 0,050 (29%)	0,03	(2-3) 0,007 (5%)	0,62	(2-3) 0,035 (22%)	0,06	(2-3) 0,020 (12%)	0,38	(2-3) 0,075 (39%)	0,01
Média	0,173		0,159		0,158		0,165		0,193	

* Percentual em relação à média

Na Tabela 4.2 está indicado que entre as variáveis de entrada a profundidade de corte foi significativa para uma confiabilidade de 95%, em relação a todos os confrontos dos sistemas, se mostrando assim muito influente para o desgaste da ferramenta de corte. Portanto, pode-se perceber que $a_p = 1,0\text{ mm}$, comparado com $a_p = 0,2\text{ mm}$, provocou sempre um aumento estatístico significativo em todos os confrontos da Tab. 4.2 (fontes em

vermelho). O maior efeito da variação da profundidade de corte a_p é quando se usina com a condição de jorro, ao invés de a seco. Nesta condição o desgaste aumenta em média 73% (0,140 mm), em relação ao valor médio dos testes. Em geral, para todas as situações, o aumento do a_p de 0,2 para 1,0 mm, provocou uma elevação no desgaste em média de 60%. Nenhum sistema lubri-refrigerante aplicado foi capaz de reduzir o desgaste, o que indica que quando se passa do primeiro para o segundo nível o desgaste aumenta. Por outro lado observa-se na Tab. 4.2, que as aplicações de fluido por gotejamento, praticamente, também não elevaram o desgaste. A mudança de nível do sistema lubri-refrigerante só provocou aumento significativo no desgaste quando da comparação Seco x Jorro, aumento de 36% (0,07 mm). Na Tabela 4.2 é mostrado também que o aumento da velocidade de corte v_c de 185 para 230 m/min, via de regra, tende a provocar um aumento médio no desgaste próximo de 7% enquanto a variação do sistema lubri-refrigerante, de modo geral, elevou o desgaste em média de 13%. A segunda variável mais influente no desgaste foi a interação entre as variáveis (2) a_p e (3) Sistema lubri-refrigerante, de forma tal que para os confrontos Seco x MQF e Seco x Jorro a influência no desgaste foi significativa. Nesta interação está evidenciado a maior influência do a_p , que fez a interação ser mais representativa do que as variáveis principais v_c e sistema lubri-refrigerante. Quando se usina com o sistema jorro e MQF com o a_p de 1 mm, ao invés de a seco e a_p de 0,2 mm, o desgaste aumenta em média 39% e 29%, respectivamente. Embora a variação da velocidade de corte não tenha sido estaticamente significativa, se mostrando assim menos influente no desgaste que as demais variáveis, alguns valores merecem ser destacados e podem indicar tendências. Por exemplo, no confronto Seco x MQF o desgaste cresceu em média 14% (0,025 mm) quando se usinou com velocidade de 230 m/min, em comparação com a velocidade menor de 185 m/min. Na literatura é bastante claro e também na prática de usinagem, que a velocidade de corte é um parâmetro que influi na vida das ferramentas muito mais que a profundidade de corte. Entretanto, deve ser levado em conta nestes ensaios que a variação do aumento do a_p é muito maior que a da v_c , por exemplo, quando a_p muda de 0,2 mm para 1,0 mm o aumento é de 400%, mas quando v_c muda de 185 mm/min para 230 m/min o aumento é de 24%. Da mesma forma que a velocidade de corte, os sistemas lubri-refrigerantes, quando comparados à usinagem a seco não foram significativos, apenas o sistema do jorro foi estatisticamente influente no desgaste, assim, quando se passa da usinagem a seco para a aplicação do jorro, o desgaste tende a aumentar. Reiterando, das interações merece destaque a entre o a_p e o sistema [(2) VS (3)].

Para análise estatística dos resultados, via técnica da Superfície de Resposta (MSR), foi utilizada a matriz de planejamento do confronto entre as condições Seco x Jorro devido aos desgastes extremos causados por esse sistema.

Na Fig. 4.2 é mostrado o gráfico de comportamento do desgaste $VB_{Bmáx}$ da ferramenta de corte, devido, a incrementos na profundidade de corte a_p e na velocidade de corte v_c . Neste é notável que o efeito de a_p sobre o desgaste é muito maior do que o de v_c . Essa situação é decorrente do volume de material retirado que como comentado aumentou em 400%, exigindo maiores esforços de corte, somando-se ainda, ao agravante da aplicação da condição do jorro que provoca lascamento conforme detectado anteriormente.

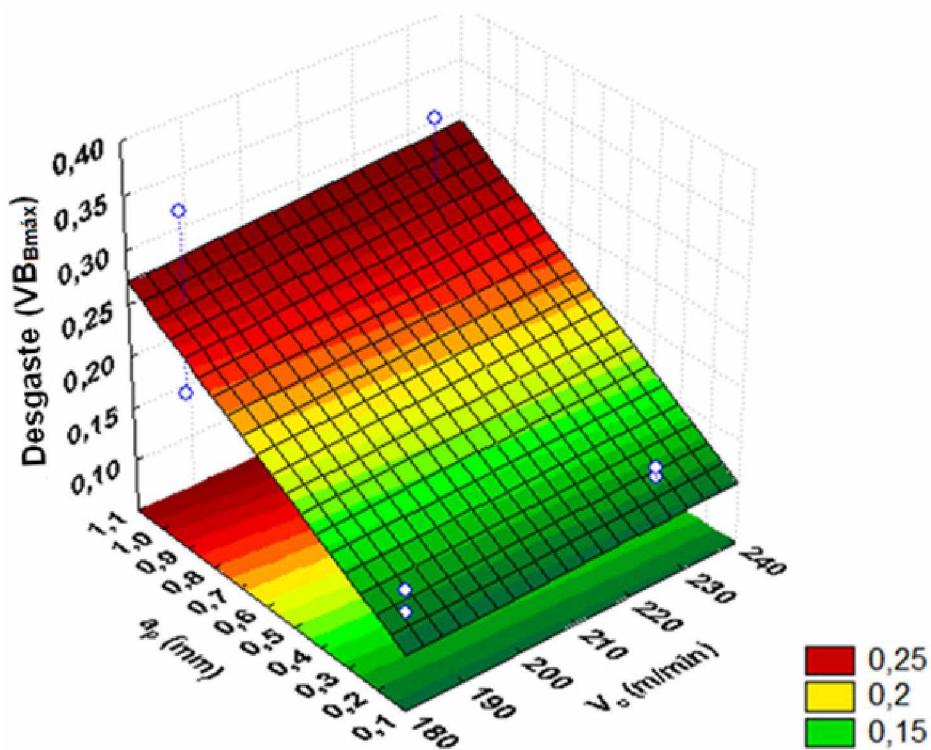


Figura 4.2 – Superfície de resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto “Seco x Jorro_1020 L/h” relacionado ao comportamento do desgaste $VB_{Bmáx}$

A incerteza expandida associada à medição do desgaste da ferramenta que apresentou o maior valor de desvio padrão foi de 0,019 mm para um fator de abrangência k igual a 1,97 e 95% de probabilidade de abrangência. A variável que mais contribui para a incerteza final foi a incerteza padrão da calibração do sistema de medição, sendo responsável 84,5%. Em segundo lugar está a variabilidade das leituras com 14,6%.

Na Figura 4.3 são mostradas algumas das arestas dos insertos utilizados no ensaio 21 (Tab. 4.1), composto por teste, réplica e tréplica, ou seja, três corridas. Esse ensaio teve que ser interrompido ainda pela metade, pois o desgaste excedeu o critério de parada prevista para a ferramenta ($VB_{Bmáx} = 0,3$ mm) em duas das três corridas. Na Fig. 4.3(a) a ferramenta apresenta vários lascamentos, possivelmente provocados por choque térmico, que é

justificado pela literatura como uma aplicação indesejada de refrigerante para o corte interrompido, como no caso característico do processo de fresamento com ferramenta de metal duro. Nesse caso podem surgir trincas de origem térmica, provenientes do resfriamento e aquecimento alternado (fadiga térmica). Estas trincas ocorrem perpendicularmente à aresta principal de corte. O desgaste da aresta da Fig. 4.3(b) gerado na réplica também apresenta lascamentos, mas de dimensões bem menores em relação aos que ocorrem na Fig. 4.3(a). Entretanto, em ocasião da tréplica, mais uma vez, lascamentos de proporções ainda maiores que o ocorrido na aresta da Fig. 4.3(a) voltam a ocorrer, como pode ser constatado na aresta da Fig. 4.3(c).

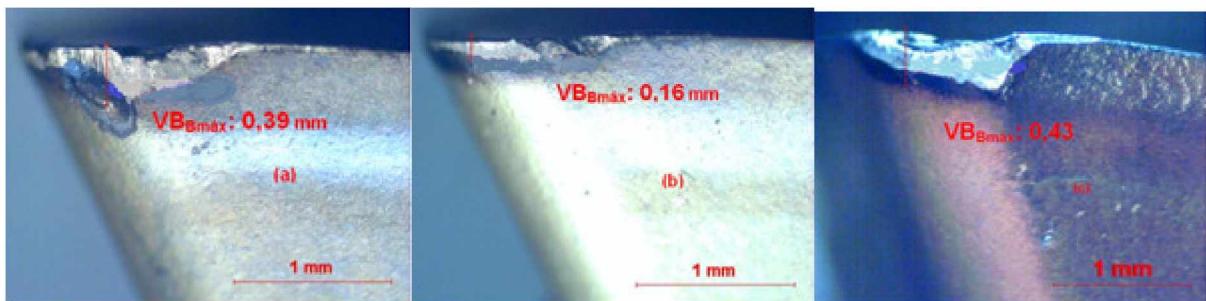


Figura 4.3 – Imagens do desgaste de flanco máximo $VB_{B\max}$ das arestas empregadas no ensaio 21, com aplicação de jorro a 1020 L/h, $a_p = 1,0$ mm e $v_c = 230$ m/min: a) Teste; b) Réplica; c) Tréplica

Na Fig. 4.4 com o uso do MEV observa-se no flanco da aresta, a região onde ocorreram trincas, o detalhe com trincas ampliadas, e ainda uma tabela com o resultado da espectrometria de energia dispersiva (EDS) para análise e explicação do mecanismo de desgaste da ferramenta de corte empregada no teste do ensaio 21. Da Figura 4.4(a) se observa que o desgaste de flanco não foi uniforme, que existem lascamentos em diferentes proporções ao longo da aresta de corte e que parte do substrato está exposto na superfície desgastada do inserto. Observa-se também, algumas marcas na direção de corte características do mecanismo abrasivo de desgaste e certa quantidade de material que ficou aderido sobre o substrato exposto, entretanto onde há revestimento não se observa a aderência de material. No detalhe da Fig. 4.4(b) são observados parte do material aderido e as setas indicando duas trincas no substrato exposto, que tendem a estar mais para a posição vertical em relação à aresta, o que caracteriza trincas de origem térmica. O círculo e a seta na Fig. 4.4(a) demarcam respectivamente, o local de ocorrência das trincas e a região para a análise obtida do EDS. Segundo Cruz et al. (2006), a análise por EDS é uma ferramenta muito importante do MEV para a caracterização de materiais metálicos e

semicondutores, pois permite ao pesquisador identificar a composição de sua amostra, mesmo que qualitativamente, em pontos específicos da imagem. Assim, a análise de EDS na área indicada na Fig. 4.4(a) mostra em peso percentual a quantidade de elementos químicos do substrato exposto, ou seja, o carbono e o tungstênio, correspondentes à composição do metal duro do inserto e os principais elementos químicos presentes do material da peça, o ferro e o cromo. Portanto, devido aos percentuais elevados do material da peça indicados na tabela, esta análise confirma que houve uma forte adesão do material da peça na superfície desgastada da ferramenta.

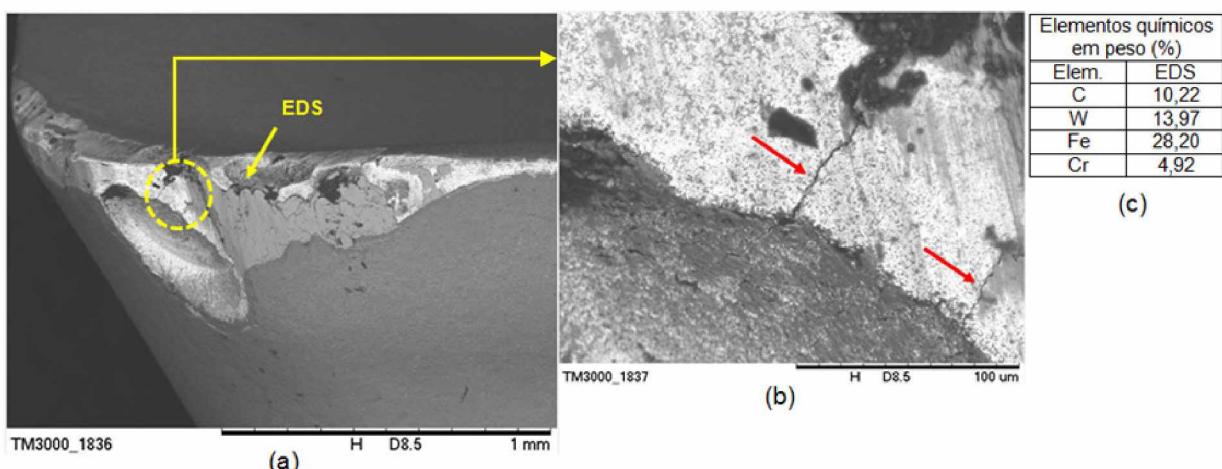


Figura 4.4 – Foto obtida pelo MEV: a) Flanco da aresta da ferramenta empregada no teste do ensaio 21, condição jorro a 1020 L/h, $a_p = 1,0$ mm e $v_c = 230$ m/min; b) Detalhe da região ampliada (800 x) das trincas; c) Tabela com o resultado da EDS

Na Figura 4.5 pode ser observada a foto adquirida pelo MEV da aresta empregada na tréplica do ensaio 21 e a tabela com o resultado da EDS para análise. Da mesma forma que na aresta do teste, o desgaste de flanco na tréplica também não foi uniforme. Nessa existem lascamentos em diferentes proporções na superfície desgastada do inserto e grande quantidade de material aderido recobrindo parte da região do flanco, dificultando a visibilidade para detecção de possíveis trincas. Uma seta na Fig. 4.5(a) indica a região para a análise obtida do EDS. Conforme a tabela da figura, os elementos químicos também são da composição do substrato da ferramenta, o carbono e o tungstênio, e os que compõem o material da peça, ferro e cromo. Assim essa situação se torna semelhante à anterior, onde se conclui que também houve forte adesão do material da peça na superfície desgastada do inserto.

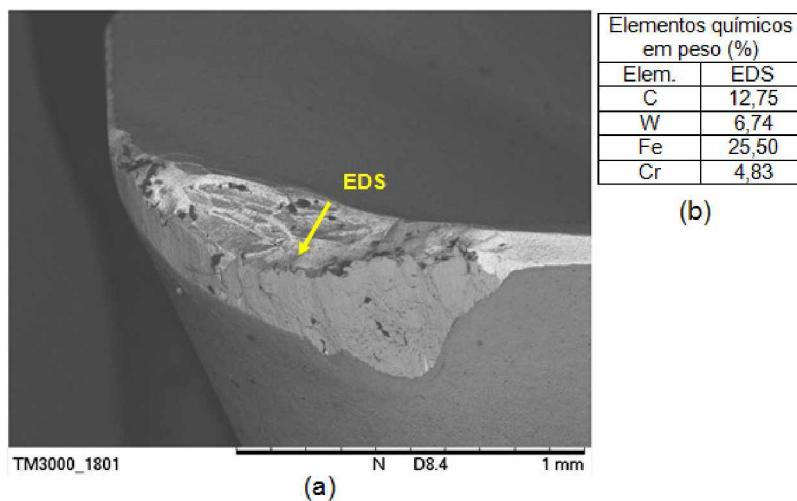


Figura 4.5 – Foto obtida pelo MEV: a) Flanco da aresta da ferramenta empregada na tréplica do ensaio 21; b) Tabela com o resultado da EDS

A redução da velocidade de corte de 230 m/min para 185 m/min também resultou em lascamentos e trincas nos flancos das arestas para a aplicação da condição jorro a 1020 L/h. A Figura 4.6 mostra a foto das arestas de corte com os desgastes gerados no teste, na réplica e na tréplica do ensaio 22 da Tab. 4.1. Como pode ser observado nas arestas do teste [Fig. 4.6(a)] e da tréplica [Fig. 4.6(c)], o desgaste de flanco máximo assumiu dimensões bem acima dos 0,3 mm previsto para ferramenta no final dessas duas corridas, devido à lascamentos e mecanismo de desgaste abrasivo.

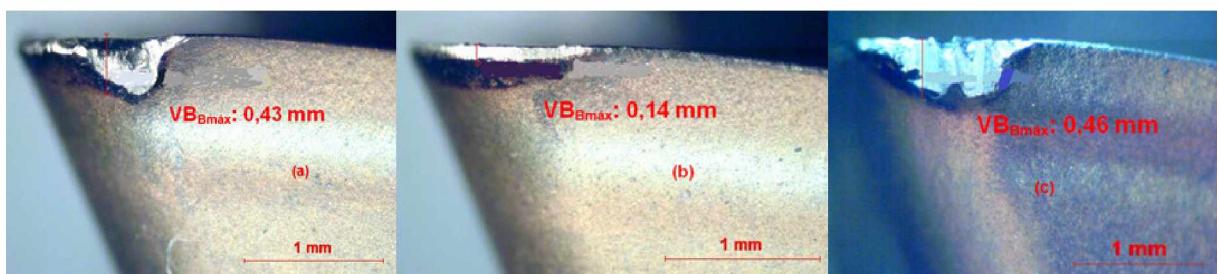


Figura 4.6 – Imagens das arestas empregadas no ensaio 22 com aplicação de jorro a 1020 L/h, $a_p = 1,0 \text{ mm}$ e $v_c = 185 \text{ m/min}$: a) Teste; b) Réplica; c) Tréplica

Na Figura 4.7 é mostrada a foto da aresta de corte do inserto utilizado no teste do ensaio 22 obtida pelo MEV, Fig. 4.6(a). Na Fig. 4.7(a) são mostrados lascamentos de proporções maiores em relação aos anteriores, o substrato exposto na superfície desgastada do inserto e certa quantidade de material aderido no substrato. A elipse indica a região onde ocorreu uma trinca com a mesma característica das anteriores. No detalhe Fig.

4.7(b), uma das setas indica a região ampliada onde se encontra a referida trinca e a outra, o material aderido no substrato que a recobre parcialmente.

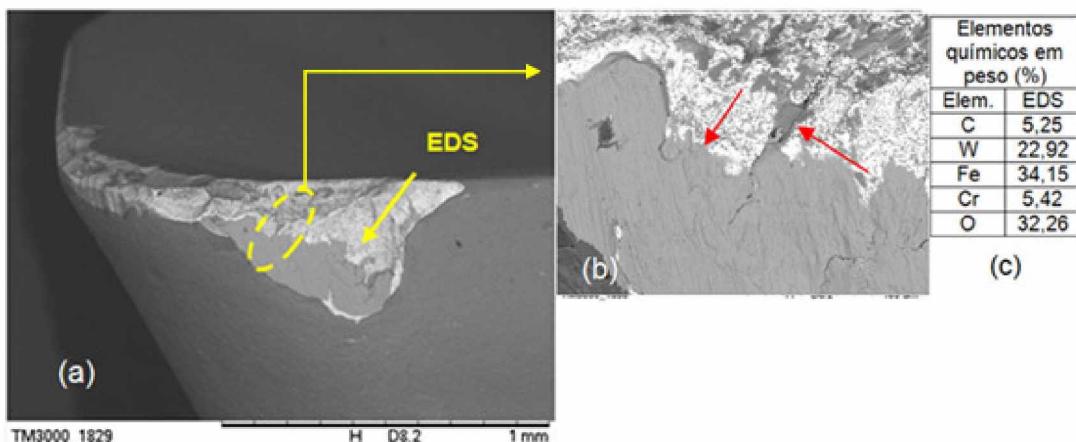


Figura 4.7 – Foto obtida pelo MEV: a) Aresta de corte empregada no teste do ensaio 22; b) Detalhe da região ampliada (800 x) onde ocorreu a trinca; c) Tabela com o resultado da EDS

Na Figura 4.8 é apresentada a foto da aresta de corte do inserto utilizado na tréplica do ensaio 22 com aplicação de jorro a 1020 L/h, $a_p = 1,0$ mm e $v_c = 185$ m/min. Na Fig. 4.8(a) pode se observar lascamentos em meio ao substrato exposto da superfície desgastada do inserto, certa quantidade de material aderido no substrato e uma trinca circundada por uma elipse provavelmente de origem mecânica, devido a se encontrar praticamente na posição horizontal em relação à aresta de corte. No detalhe (Fig. 4.8b) é mostrada a região ampliada onde ocorreu a trinca, o substrato exposto e o material aderido no substrato.

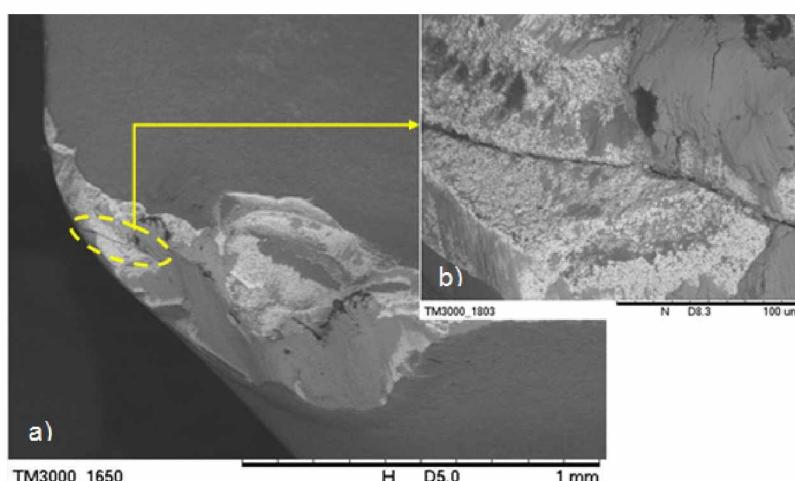


Figura 4.8 – Foto obtida pelo MEV: a) Aresta de corte empregada na tréplica do ensaio 22; b) Detalhe da região ampliada onde ocorreu a trinca

A foto das arestas de corte da ferramenta utilizada no ensaio 18, realizado com a aplicação de BV a 5 L/h, $a_p = 1,0$ mm e $v_c = 185$ m/min é mostrada na Fig. 4.9. O acentuado lascamento observado na aresta empregada no teste, Fig. 4.9(a), evidencia a afirmativa que a aplicação da condição refrigerante é indesejável, mesmo quando se trata de baixa vazão. Na aresta da réplica, Fig. 4.9(b), verifica-se também lascamentos, mas de proporções bem menores. Já na tréplica, Fig. 4.9(c), o lascamento ocorre outra vez em proporções maiores.

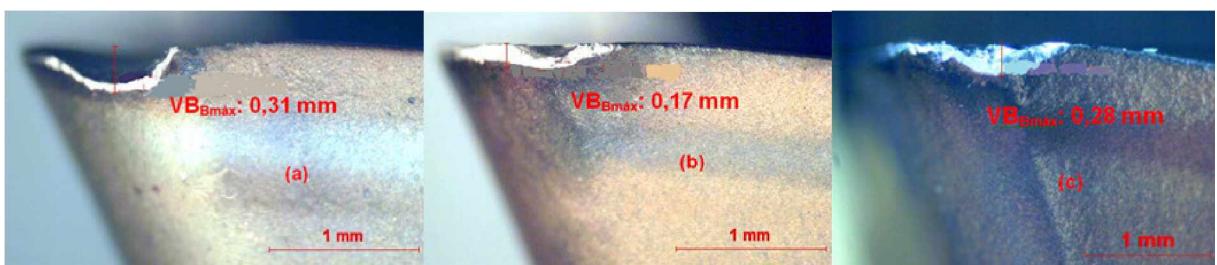


Figura 4.9 – Imagens das arestas de corte empregadas no ensaio 18 com aplicação de BV a 5 L/h, $a_p = 1,0$ mm e $v_c = 185$ m/min: a) Teste; b) Réplica; c) Tréplica

Do ensaio 18 é mostrada a Fig. 4.10 com a foto obtida pelo MEV da aresta de corte do inserto empregado no teste, e a tabela com o resultado da EDS. Quando se observa a aresta na Fig. 4.10(a), o que se destaca é uma enorme cratera na superfície de saída da ferramenta, possivelmente o mecanismo de desgaste foi por difusão como acontece na maioria dos casos de surgimento da cratera. O aumento da temperatura causada pelo aumento da velocidade de corte provoca uma subida exponencial nas taxas de difusão aumentando, desta forma, a solubilidade dos carbonetos no aço. Isso promove um aumento na taxa de desgaste de cratera. Ainda na Fig. 4.10(a), entre as superfícies de folga e de saída, existem diversos lascamentos de proporções diferentes expondo o substrato onde se tem certa quantidade de material aderido. A seta indica simultaneamente, a região para a análise da EDS e a do detalhe da Fig. 4.10(b). Na região ampliada da Fig. 4.10(b), podem ser observados o material aderido e o substrato exposto. Na Fig. 4.10(c) é mostrada a tabela com os elementos químicos onde mais uma vez aparece o carbono, o tungstênio da composição do substrato da ferramenta, os elementos químicos presentes do material da peça, o ferro e o cromo, e um resíduo de titânio que pode ser tanto o ligante da composição do metal duro, quanto proveniente do revestimento do inserto. Assim, a conclusão para o ensaio 18 é semelhante à dos ensaios anteriores.

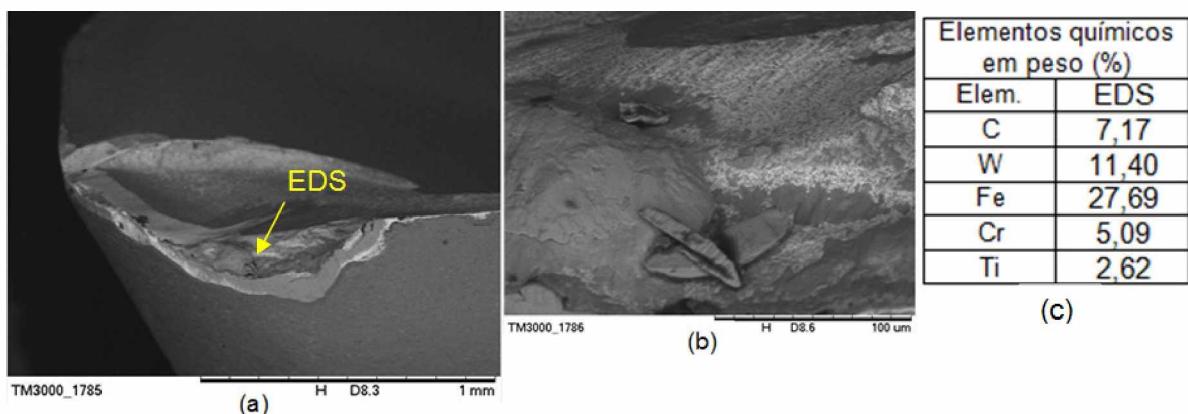


Figura 4.10 – Foto obtida pelo MEV: a) Aresta de corte empregada no teste do ensaio 18; b) Detalhe da região ampliada (800x) do substrato exposto sob o material aderido da peça; c) Tabela com o resultado da EDS

Na Figura 4.11 uma foto da aresta de corte do inserto empregado na tréplica do ensaio 14 é exibida. Na Fig. 4.11(a) observa-se na superfície de saída o desgaste provavelmente provocado pelo mecanismo abrasivo, lascamentos de forma generalizada, material aderido em alguns pontos da aresta, e a seta indicando a região para análise de EDS.

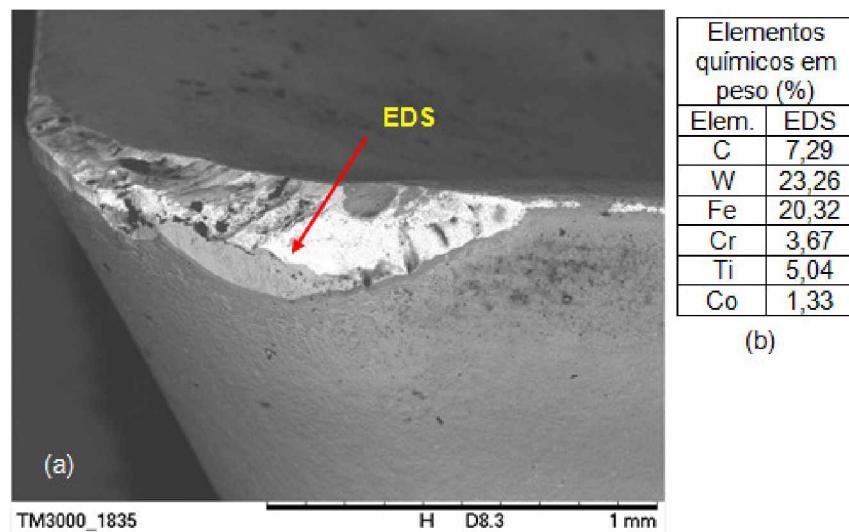


Figura 4.11 – Foto obtida pelo MEV: a) Aresta de corte empregada na tréplica do ensaio 14 com aplicação de gotejamento a 0,32 L/h, $a_p = 1,0$ mm e $v_c = 185$ m/min; b) Tabela com o resultado da EDS

Segundo Teixeira (2006), assim que a aresta de corte termina a formação do cavaco em uma rotação da ferramenta, ela entra em contato com uma grande quantidade de

emulsão (que tem muito maior capacidade de resfriamento que o ar), que molha, além dessa aresta, também a superfície da peça recém-usinada. Assim, o material aderido à ferramenta recupera sua resistência mecânica original. Na interação ferramenta-peça seguinte, a aresta, com material aderido, encontra o material da peça também com alta resistência, que dificulta a deformação plástica de ambos. Este atrito entre duas superfícies de elevada resistência frequentemente causa a remoção do material aderido, juntamente com partículas macroscópicas da ferramenta. Esta ocorrência torna o desgaste mais severo, reduzindo a vida da ferramenta, em alguns casos, de uma maneira abrupta.

Até esse ponto foram comentados alguns dos resultados extremos para o maior desgaste em ferramentas empregadas em algumas corridas com $a_p = 1,0$ mm, a seguir, serão comentados alguns dos resultados extremos para o menor desgaste em algumas corridas realizadas com $a_p = 1,0$ mm.

Na Figura 4.12, observa-se por microscopia óptica os flancos das arestas dos insertos do ensaio 2 empregados no teste e na réplica, onde a condição seco, $a_p = 1,0$ mm e $v_c = 185$ m/min obtiveram o melhor desempenho em retardar o desgaste da ferramenta em relação às demais condições aplicadas com a mesma velocidade mencionada, para $a_p = 1,0$ mm. Nesse ensaio, o desgaste de flanco máximo não chegou a 0,2 mm como mostrado na foto da Fig. 4.12.

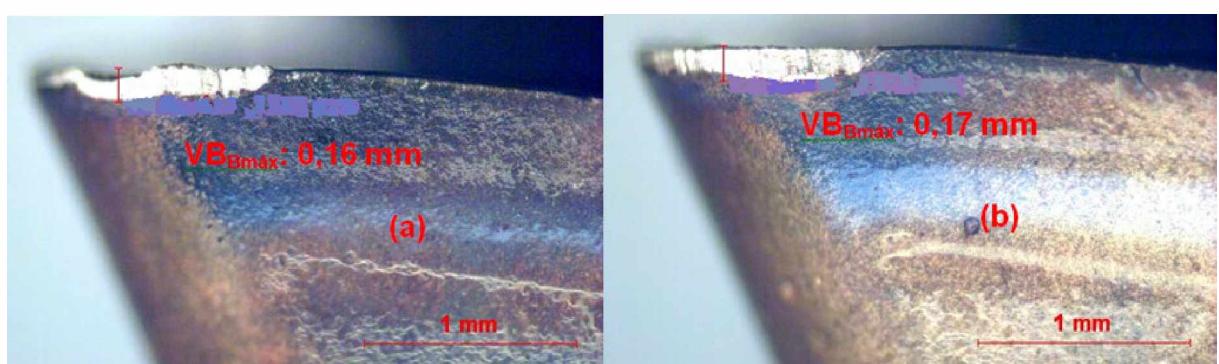


Figura 4.12 – Imagens do desgaste de flanco máximo $VB_{B\max}$ das arestas empregadas no ensaio 2 (condição seco, $a_p = 1,0$ mm e $v_c = 185$ m/min): a) teste; b) réplica

Uma foto obtida pelo MEV da aresta de corte do inserto empregado no teste do ensaio 2, conduzido sem a aplicação de fluido de corte é mostrada na Fig. 4.13 onde se percebe a existência de algum desgaste abrasivo e lascamentos de diferentes proporções, mas menores em relação aos que ocorreram quando se aplicou a condição jorro ou BV. Observa-se ainda, certa quantidade de material aderido no substrato exposto como

aconteceu com insertos empregados em outros ensaios. A circunferência na Fig. 4.13(a) demarca a região ampliada do detalhe da Fig. 4.13(b).

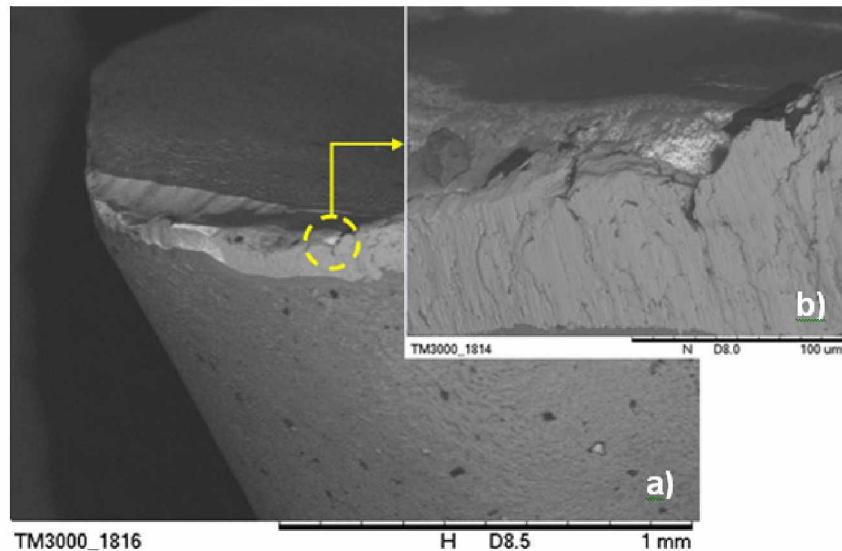


Figura 4.13 – Foto obtida pelo MEV: a) Aresta de corte empregada no teste do ensaio 2; b) Detalhe da região ampliada do substrato exposto sob o material aderido da peça

Na Figura 4.14, as imagens dos flancos das arestas são as das ferramentas do ensaio 9, empregadas no teste e na réplica, onde a condição gotejamento a 0,20 L/h, $a_p = 1,0$ mm e $v_c = 230$ m/min tiveram um desempenho melhor em relação às demais devido à evolução do desgaste também ser menor para a velocidade mencionada. Ele aproximou de 0,2 mm de desgaste de flanco máximo para a aresta de corte empregada na réplica, como está mostrado na Fig. 4.14(b), somente após o final da última passada de corte. No teste, o desgaste foi ainda menor Fig. 4.14(a).

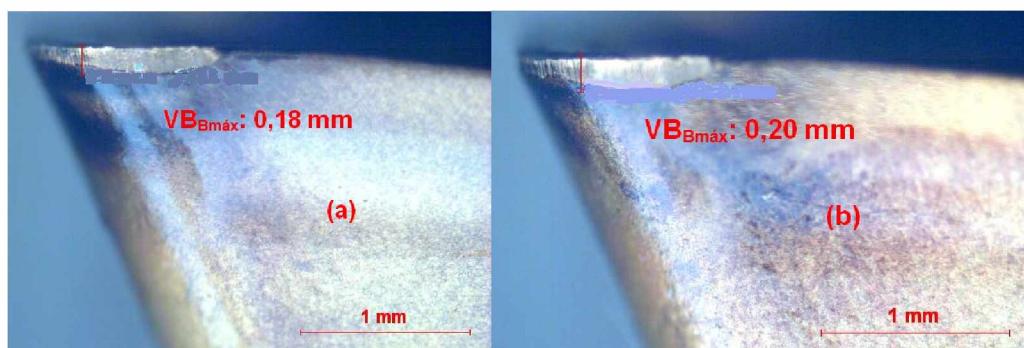


Figura 4.14 – Imagens dos flancos das ferramentas empregadas no ensaio 9 com aplicação de gotejamento a 0,20 L/h, $a_p = 1,0$ mm e $v_c = 230$ m/min: a) Teste; b) Réplica

Do ensaio 9 é mostrada a Fig. 4.15 com a foto obtida pelo MEV da aresta de corte do inserto empregado no teste. Quando se observa a aresta na Fig. 4.15(a), o que se percebe é o desgaste de flanco máximo $V_{B\max}$, com aparência do mecanismo de desgaste abrasivo que se estende ao longo da superfície de folga e de saída, onde a adesão de material da peça ocorreu, mas de forma menos acentuada em relação à condição seco. A elipse na Fig. 4.15 demarca a região do detalhe da Fig. 4.15(b) onde se observa o desgaste com característica do mecanismo abrasivo.

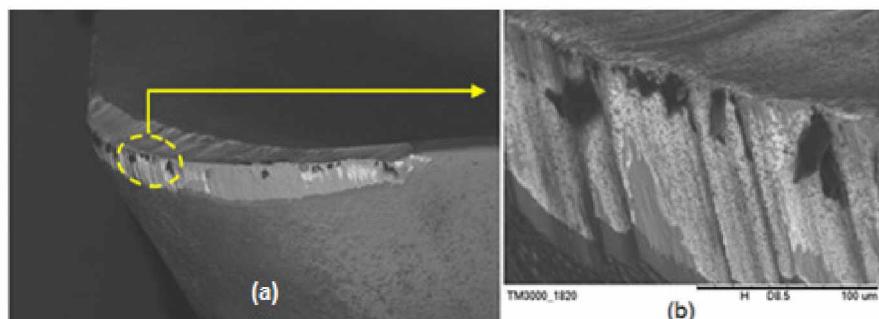


Figura 4.15 – Foto obtida pelo MEV: a) Aresta de corte da ferramenta empregada no teste do ensaio 9, com aplicação de gotejamento a 0,20 L/h, $a_p = 1,0$ mm e $v_c = 230$ m/min; b) Detalhe da região ampliada do substrato exposto onde o mecanismo de desgaste abrasivo é observado, e algum material aderido

Na Figura 4.16 é apresentada a imagem de arestas de corte com o desgaste gerado no teste e na réplica do ensaio 19 (condições: BV a 5 L/h, $a_p = 0,20$ mm e $v_c = 230$ m/min). Para o desgaste da ferramenta com o emprego de $a_p = 0,2$ mm, esse ensaio foi um dos piores, porém muito próximo das outras condições aplicadas, o que demonstra que para a_p de 0,2 mm o sistema lubri-refrigerante influencia menos, conforme mostrado no gráfico de colunas da Fig. 4.1. Como podem ser observadas na foto, essas arestas sugerem a presença de um desgaste de flanco máximo, que confunde com o de entalhe.

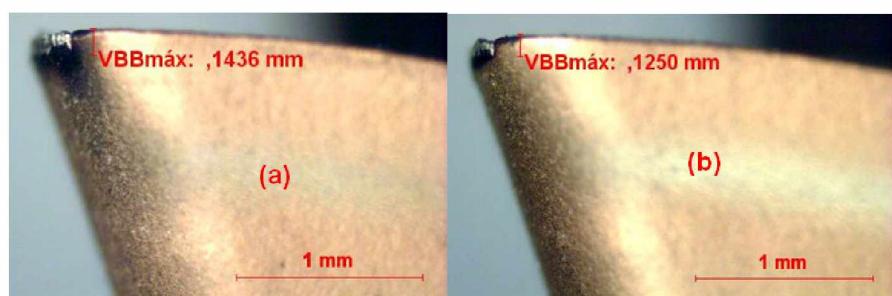


Figura 4.16 – Imagens dos flancos das arestas de corte empregadas no ensaio 19 com aplicação de BV a 5 L/h, $a_p = 0,2$ mm e $v_c = 230$ m/min: a) Teste; b) Réplica

Na Figura. 4.17 é mostrada a foto obtida pelo MEV da aresta de corte do inserto empregado no teste do ensaio 19, o detalhe ampliado e a tabela com o resultado da EDS para análise [Fig. 4.17(c)]. Na Figura 4.17(a) estão apresentados o desgaste de flanco máximo e a seta que indica a região para análise da EDS. No detalhe da Figura 4.17(b) é apresentada a foto ampliada de um desgaste que sugere ser o de entalhe onde o substrato está exposto. Da mesma forma que as anteriores, a tabela da Fig. 4.17(c) indica o percentual dos elementos químicos do material da ferramenta e da peça.

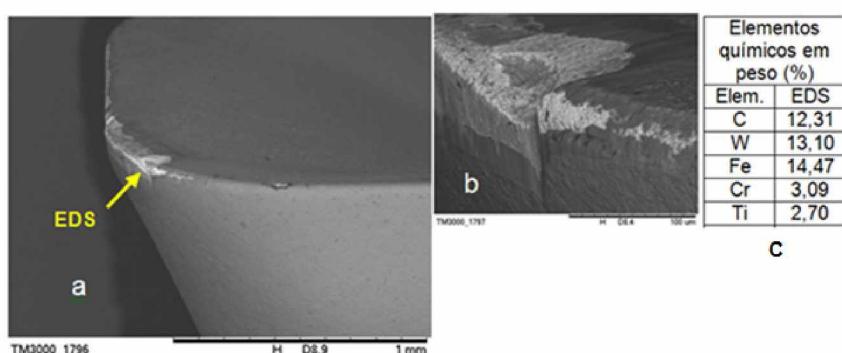


Figura 4.17 – Foto obtida pelo MEV: a) Aresta de corte empregada no teste do ensaio 19; b) Detalhe da região ampliada do substrato exposto, desgaste semelhante ao de entalhe; c) Tabela com o resultado da EDS

Uma foto das arestas de corte com o desgaste gerado no teste e na réplica do ensaio 8 (condições: MQF a 0,025 L/h, $a_p = 0,20$ mm, $v_c = 185$ m/min) é apresentada na Fig. 4.18. Como pode ser observado no gráfico de colunas da Fig. 4.1, essa condição aplicada foi que obteve o melhor desempenho em relação às demais no sentido de retardar o desgaste da ferramenta para o $a_p = 0,2$ mm. Entretanto, os desgastes mostrados nas arestas do teste e da réplica, respectivamente são do mesmo tipo dos que ocorreram nos demais ensaios durante essa operação, ou seja, de flanco máximo e semelhante ao de entalhe.

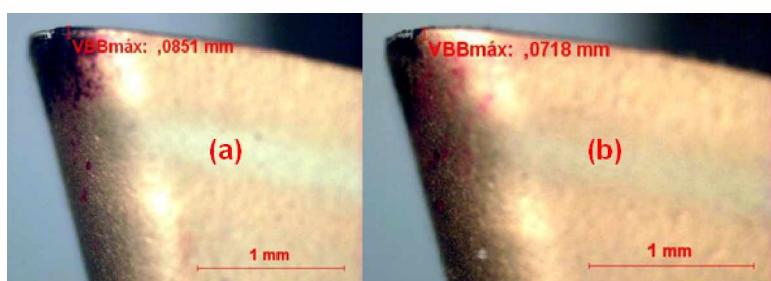


Figura 4.18 – Imagens dos flancos das arestas de corte empregadas no ensaio 8 com aplicação de MQF a 0,025 L/h, $a_p = 0,20$ mm e $v_c = 185$ m/min: a) Teste; b) Réplica

Em resumo, nenhum sistema lubri-refrigerante aplicado foi capaz de reduzir o desgaste de flanco. Por outro lado observa-se na Tab. 4.2, que as aplicações de fluido por gotejamento, praticamente, também não elevaram o $VB_{Bmáx}$. As próprias médias, última linha da Tab. 4.2, revelam que os sistemas de gotejamentos produziram desgastes menores que os sistemas MQF, BV e Jorro. A variação do sistema lubri-refrigerante só provocou aumento significativo no $VB_{Bmáx}$ quando das comparações Seco x Jorro, aumento de 36% (0,07 mm) e seco x MQF aumento de 67% (0,115 mm). Para uma análise mais detalhada dos resultados observa-se que, para $a_p = 1,0$ mm a condição de melhor desempenho foi a usinagem a seco (sem fluido) à velocidade de corte de 185 m/min, seguida pela técnica do gotejamento aplicada a uma taxa de 0,20 L/h e velocidade de corte de 230 m/min. Já para o $a_p = 0,2$ mm, quando se trata de retardar o desgaste da ferramenta, a aplicação da técnica MQF a uma taxa de 0,025 L/h e velocidade de corte de 185 m/min, seguida da aplicação do gotejamento a 0,32 L/h para as duas velocidades aplicadas obtiveram os melhores resultados. Nos ensaios com $a_p = 1,0$ mm, a aplicação das condições jorro a 1020 L/h e (BV) a 5 L/h promoveram a ocorrência de trincas e avarias do tipo lascamento, com $a_p = 0,2$ mm, o tipo de desgaste observado sugere ser o de entalhe.

4.2.2. Resultados relativos à rugosidade R_q da peça

Neste tópico serão analisados os resultados obtidos com relação à rugosidade da peça nos ensaios realizados nas duas profundidades de corte empregadas para as diversas condições testadas. Na Fig. 4.19 é mostrado um gráfico de colunas dos resultados obtidos.

Na profundidade de corte de 1,0 mm e velocidade de corte de 230 m/min e aplicação do gotejamento a 0,32 L/h foi observado o valor máximo de rugosidade. Esse resultado sugere que o efeito lubrificante do fluido reduz o atrito implicando em uma menor rugosidade não prevaleceu. Essa tendência de maior R_q também foi seguida pela condição a seco e a aplicação de BV quando se usinou com a velocidade de 230 m/min. Ainda na referida profundidade, a condição jorro apresentou a menor rugosidade na velocidade de 230 m/min. Para os ensaios com profundidade de corte de 0,2 mm os valores máximos de rugosidade são observados para a condição a jorro seguida da aplicação de BV em 230 m/min. Os valores mínimos de rugosidade ocorreram para as aplicações de MQF na velocidade de 230 m/min e gotejamento a 0,20 L/h na velocidade de corte de 185 m/min. Assim, os resultados foram ligeiramente influenciados pelas diferentes velocidades aplicadas.

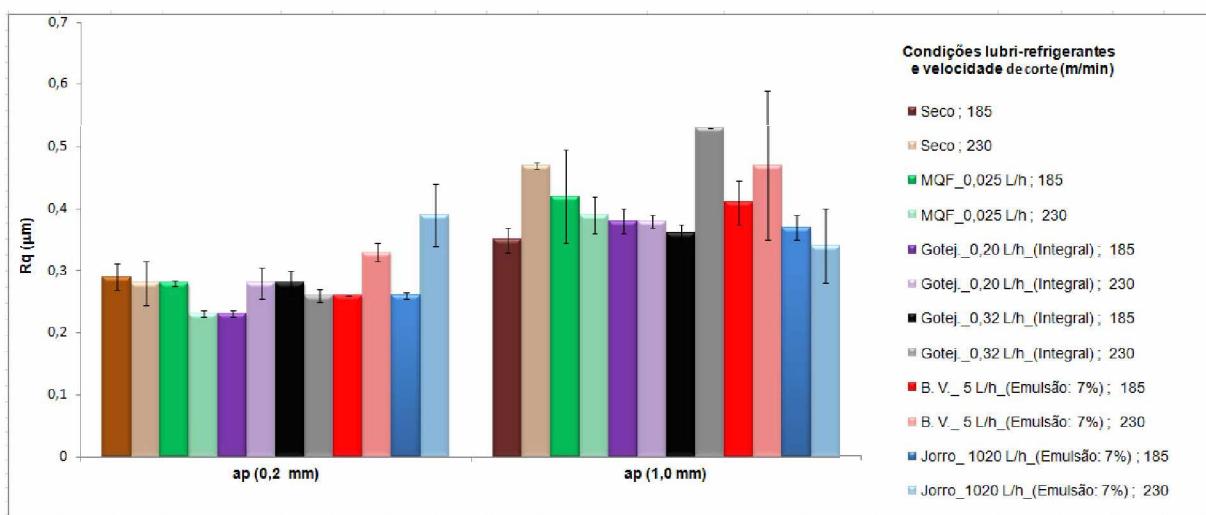


Figura 4.19 – Resultados da rugosidade R_q da peça nos ensaios com $a_p = 0,2$ mm e $a_p = 1,0$ mm

Da mesma forma que na tabela anterior, a Tab. 4.3 é uma composição de todos os resultados de rugosidade gerados pela ANOVA para os sistemas lubri-refrigerantes aplicados. Nesta pode ser observada que a profundidade de corte teve influência significativa para uma confiabilidade de 95% em relação a três dos sistemas, se mostrando assim, influente para a rugosidade R_q .

Tabela 4.3 – Resultados do planejamento experimental para a rugosidade R_q

Variável Entrada	RUGOSIDADE - R_q (μm)									
	Seco → MQF		Seco → Got. 0,20		Seco → Got. 0,32		Seco → B.V.		Seco → Jorro	
	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p
(1) v_c 185→230	0,01 (2%)	0,73	0,02 (6%)	0,55	0,05 (15%)	0,04	0,02 (6%)	0,68	0,01 (4%)	0,77
(2) a_p 0,2→1,0	0,14 (42%)	0,01	0,15 (45%)	0,02	0,16 (47%)	0,00	0,13 (37%)	0,06	0,12 (36%)	0,06
(3) Sistema Lub./Ref.	-0,01 (4%)	0,57	-0,03 (8%)	0,46	0,02 (6%)	0,23	0,01 (1%)	0,92	-0,02 (7%)	0,61
Interação (X-Y)	(1-2) 0,07 (21%)	0,04	(1-2) 0,04 (12%)	0,27	(1-2) 0,09 (27%)	0,01	(2-3) -0,03 (7%)	0,60	(2-3) -0,03 (10%)	0,47
Média	0,33		0,32		0,35		0,34		0,32	

Como consta na referida tabela, o $a_p = 1,0$ mm promoveu aumentos estatisticamente significativos em R_q de 42% (0,14 μm) em média com a aplicação da condição MQF, de 45% (0,15 μm) e 47% (0,17 μm) com as doses de gotejamento a 0,20 L/h e 0,32 L/h, respectivamente. A variação do a_p não foi estatisticamente significativa para os confrontos Seco x BV e Seco X Jorro. Entretanto, o efeito do (a_p) nesses confrontos é ainda bem forte, ou seja, de 37% quando se passa da usinagem seca para BV, e 36% quando se passa de

seco para jorro. Porém, quando se analisa o efeito direto dos fluidos de corte, a rugosidade R_q foi pouco influenciada pelos diversos sistemas lubri-refrigerantes testados, como constatados pela a aplicação do gotejamento a 0,20 L/h que promoveu uma redução discreta de 8% (0,03 μm) em média na rugosidade R_q , sendo este efeito de maior valor. A velocidade de corte foi influente apenas para a aplicação de gotejamento a 0,32 L/h que promoveu o maior valor registrado [15% (0,05 μm)]. A interação entre a velocidade de corte e profundidade de corte, também foi influente na rugosidade R_q para aplicação do gotejamento a 0,32 L/h e MQF a 0,025 L/h. A interação que se destacou, quando se usinou com os sistemas de maiores vazões, BV e Jorro, foi a (2)-(3), porém, no sentido de diminuir R_q . Por exemplo, quando se usinou com a_p de 1,0 mm com BV e jorro, contra o a_p de 0,2 mm e a seco, o R_q diminuiu em média de 7% e 10%, respectivamente.

Como aconteceu para o desgaste, a rugosidade média R_q representada no gráfico da Fig. 4.20 também se eleva com incrementos das variáveis a_p e v_c , tendo a primeira um efeito muito forte sobre R_q . De acordo com Toropov et al. (2005), o aumento dos esforços nos planos de cisalhamento primário e secundário, podem resultar em algum tipo de defeito na peça como por exemplo ondulações provocadas pela ferramenta de corte, devido à vibrações, que podem estar associadas à relação comprimento/diâmetro da ferramenta empregada.

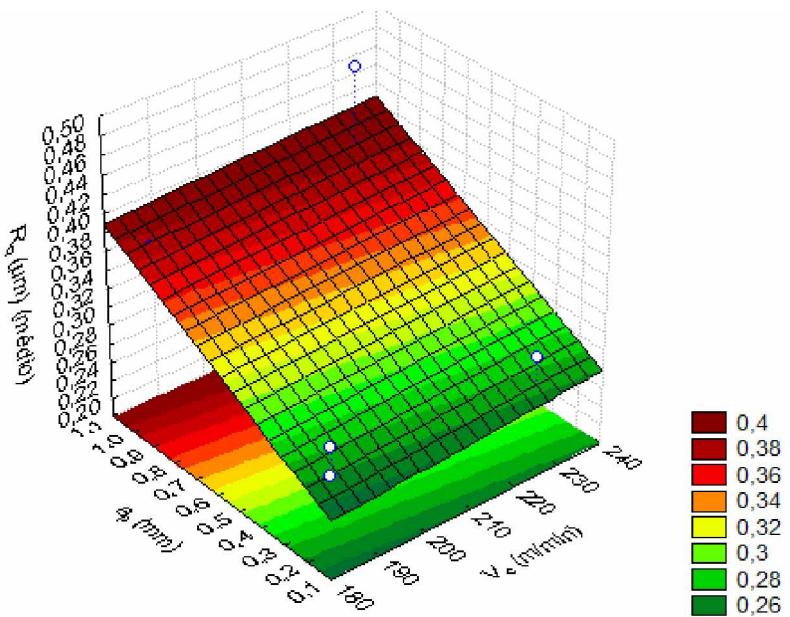


Figura 4.20 – Superfície de resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto “Seco x Jorro_1020 L/h” relacionado ao comportamento da rugosidade média R_q

Concluindo, com $a_p = 1,0 \text{ mm}$, velocidade de corte de 230 m/min e aplicação do gotejamento a 0,32 L/h, a rugosidade atingiu o seu valor máximo. Os valores mínimos de

rugosidade ocorreram com $a_p = 0,2$ mm para as aplicações de MQF na velocidade de 230 m/min e gotejamento a 0,20 L/h na velocidade de corte de 185 m/min. No entanto, em geral a rugosidade R_q foi pouco influenciada pelos diversos sistemas lubri-refrigerantes testados, conforme a média dos valores de R_q revelou, última linha da Tab. 4.3. Finalmente, a aplicação de fluidos de corte apresenta tendência de reduzir R_q , conforme pode ser observado nos confrontos Seco x MQF, Seco x gotejamento 0,20 L/h e Seco x Jorro, da Tab. 4.3, redução média de 6%. A velocidade de corte também mostrou ser pouco influente em R_q , aumento médio de 7%, entretanto, o aumento da velocidade de corte tende sempre a aumentar R_q , já a variação do sistema lubri-refrigerante em geral, tende a diminuir.

Para compreender melhor o efeito dos diferentes sistemas lubri-refrigerantes nos esforços de corte, foram realizados os monitoramentos da força vertical F_z , do momento M_z e da potência elétrica P_m durante a operação de fresamento de topo.

4.2.3. Resultados relativos à força vertical F_z

Na Figura 4.21 é mostrado o gráfico de colunas do confronto da força F_z versus condições lubri-refrigerantes aplicadas para as duas profundidades de corte empregadas. A condição de melhor desempenho para redução da força F_z na $a_p = 1,0$ mm foi a aplicação da condição MQF na velocidade de corte de 185 m/min seguida da condição de gotejamento a 0,32 L/h na velocidade de corte de 230 m/min. Para essa mesma profundidade de corte, as aplicações de BV e jorro respectivamente alcançaram os maiores valores para F_z em relação às demais, provavelmente devido à maior capacidade de refrigeração dessas aplicações em relação as outras, que pode levar a uma resistência maior do material usinado, e assim contribuindo para a ocorrência de avarias do tipo lascamento, como de fato aconteceu com as ferramentas empregadas na ocasião dos ensaios conduzidos nessas condições. A aplicação de MQF na velocidade de 230 m/min, pelo contrário do que se observou na de 185 m/min, corroborou para o aumento dessa força.

A condição de melhor desempenho na redução da força F_z com $a_p = 0,2$ mm, foi a aplicação do gotejamento a 0,20 L/h a velocidade de corte de 185 m/min seguida da aplicação de BV a 5 L/h na velocidade de corte de 185 m/min. Quando se aplicou a condição MQF na velocidade de 230 m/min, a força F_z alcançou um valor maior com $a_p = 0,2$ mm. No gráfico de colunas, da Fig. 4.21, pode ser observado que a força F_z foi pouca influenciada para uma análise geral, quando se mudou o a_p de 1,0 mm para o de 0,2 mm, mas a usinagem com a velocidade de corte maior contribui para o aumento de F_z em todas as aplicações, exceto para o gotejamento a 0,32 L/h. A força F_z não foi influenciada porque não depende da profundidade de corte, pois $\chi_r = 90^\circ$.

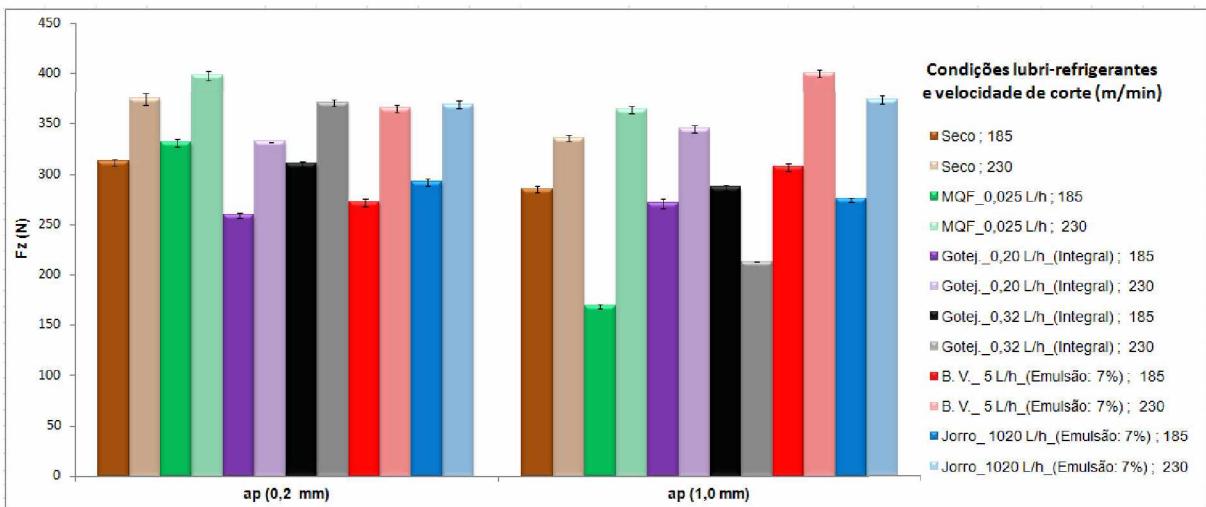


Figura 4.21 – Gráfico de colunas dos resultados relativos à F_z nos ensaios com $a_p = 0,2$ mm e $a_p = 1,0$ mm

Na Tabela 4.4 é apresentado todos os resultados da força F_z gerados pela ANOVA para os sistemas lubri-refrigerantes aplicados. Nesta pode ser observado que entre as variáveis de entrada, a velocidade de corte foi estatisticamente significativa em relação a três dos sistemas lubri-refrigerantes aplicados, se mostrando assim muito influente em F_z . As aplicações de MQF e gotejamento a 0,32 L/h, apesar de não serem estatisticamente influentes, tenderam a aumentar F_z em 29% (94 N) e 8% (25 N), respectivamente.

Tabela 4.4 – Resultados do planejamento experimental para a força F_z

Variável Entrada	FORÇA - F_z (N)									
	Seco → MQF		Seco → Got. 0,20		Seco → Got. 0,32		Seco → B.V.		Seco → Jorro	
	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p
(1) v_c 185→230	94 (29%)	0,06	65 (21%)	0,00	25 (8%)	0,47	75 (23%)	0,01	73 (22%)	0,00
(2) a_p 0,2→1,0	-66 (20%)	0,14	-10 (3%)	0,15	-62 (20%)	0,14	1 (0%)	0,93	-20 (6%)	0,13
(3) Sistema Lub./Ref.	-12 (4%)	0,75	-25 (8%)	0,02	-32 (10%)	0,37	9 (3%)	0,46	1 (0%)	0,96
Interação (X-Y)	(1-3) 37 (12%)	0,33	(2-3) 23 (7%)	0,02	(1-2) -37 (12%)	0,31	(2-3) 34 (10%)	0,05	(1-3) 16 (5%)	0,19
Média	321		314		311		332		327	

O $a_p = 1,0$ mm não se mostrou influente para a força F_z , mas seus resultados podem revelar tendências, como por exemplo, quando se usinou com a_p de 1,0 mm, a aplicação do sistema MQF, tendeu a reduzir a força F_z em média 20% (66 N). Dos sistemas lubri-refrigerantes aplicados, apenas a condição gotejamento a 0,20 L/h foi influente para a redução de F_z em um valor de 8% (25 N). Quanto aos demais sistemas lubri-refrigerantes

aplicados que não se mostraram estatisticamente influentes, os valores obtidos com a aplicação do sistema de gotejamento a 0,32 L/h indicam a maior tendência para redução de F_z em média de 10% (32 N). Pela Tab. 4.4 percebe-se que em relação às interações mais fortes houve duas ocorrências para a interação 1-3 e duas para a 2-3 sempre no sentido de aumentar F_z . Destaca-se que as interações 2-3 (entre a_p e sistema), sobressaíram por que foram estatisticamente significativas. Na Tabela 4.4 ainda é mostrado que a interação de maior efeito em F_z para o confronto Seco x gotejamento 0,32 L/h foi a entre v_c e a_p , ou seja, 1-2. O sinal negativo da interação indica que quando se usina com valores superiores de v_c e a_p , a força tende a diminuir em média de 12% (37) N, quando comparado com os valores inferiores. Possivelmente os valores superiores dessas variáveis provocaram uma maior geração de calor que se manteve retido na zona de corte, o que reduziu a resistência ao cisalhamento da peça e, consequentemente, à força F_z .

Na Figura 4.22 um gráfico é mostrado onde se pode observar o crescimento da força média F_z , com incrementos em v_c . Para acréscimos em a_p observa-se uma ligeira redução em F_z . Desta vez o efeito da velocidade de corte foi bem maior do que a profundidade de corte conforme pode ser constatado também na Tab. 4.4. Assim, a partir desse gráfico, pode-se deduzir que quando a usinagem foi executada utilizando o nível menor da variável a_p (0,2 mm) e o nível maior da variável v_c (230 m/min), a força F_z passou por um acréscimo ainda maior do que quando a usinagem foi realizada utilizando o nível maior de a_p (1,0 mm).

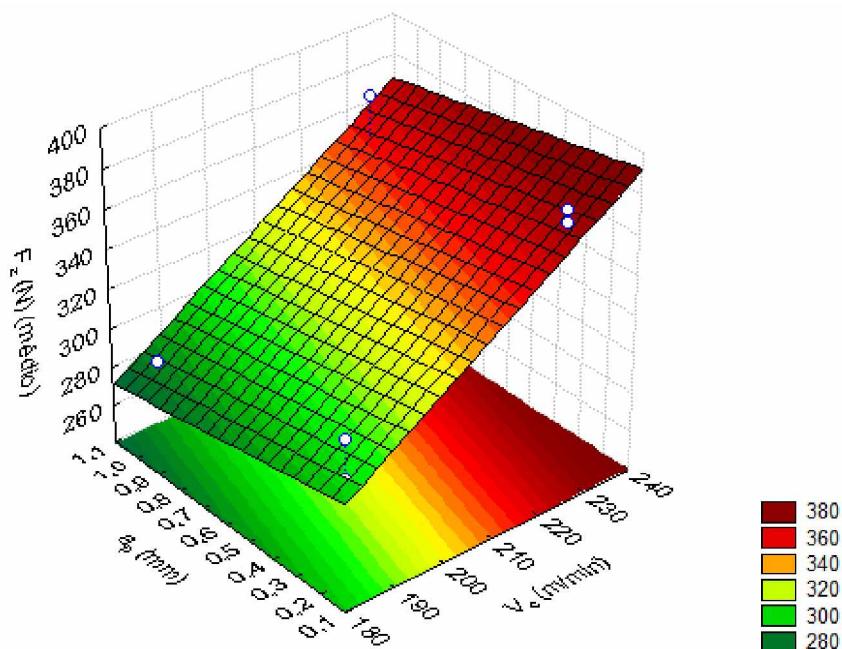


Figura 4.22 – Superfície de resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto “Seco x Jorro_1020 L/h” relacionado ao comportamento de F_z

Resumindo, a condição de melhor desempenho na redução da força F_z com $a_p = 1,0$ mm foi à aplicação da condição MQF na velocidade de corte de 185 m/min, mas essa mesma condição obteve o pior desempenho com o aumento da velocidade de corte para 230 m/min e $a_p = 0,2$ mm que, com a aplicação do gotejamento a 0,20 L/h e velocidade de corte de 185 m/min foi melhor na redução da força F_z . A força F_z foi pouco influenciada em uma análise geral, quando se mudou o a_p de 1,0 mm para o de 0,2 mm. A velocidade de corte se mostrou influente para F_z , promovendo um aumento estatístico significativo em três confrontos. Assim, a variável mais influente na força foi a variação de v_c . As próprias médias gerais dos testes revelaram que os sistemas de gotejamento produziram as menores forças, seguido pelo MQF. Os sistemas de maiores vazões BV e Jorro provocam as maiores forças F_z . O aumento de a_p tende a reduzir F_z , com uma intensidade maior para os confrontos Seco x MQF e Seco x Gotejamento a 0,32 L/h, nestes casos em média 20%. Em geral o aumento de v_c provocou uma elevação em F_z de 20% em média, o que corresponde a aproximadamente 64 N, sendo esta variável entre as analisadas, a mais influente em F_z . Possivelmente devido à lascamentos provocado nas ferramentas quando se aplica os sistemas de maiores vazões.

4.2.4. Resultados relativos ao momento M_z

O confronto do momento M_z versus condições lubri-refrigerante aplicadas para as duas profundidades de corte empregadas é mostrado no gráfico de colunas da Fig. 4.23. Do mesmo modo que para a força F_z , as médias obtidas dos valores do momento também foram plotadas para esse gráfico. Para as duas profundidades de corte empregadas, a aplicação de MQF na velocidade de corte de 185 m/min seguida da aplicação do gotejamento a 0,20 L/h na velocidade de corte de 230 m/min, obtiveram um melhor desempenho na redução do momento. O maior aumento é observado no gráfico para a aplicação do gotejamento a 0,32 L/h. Novamente, o que se esperava da aplicação do gotejamento a 0,32 L/h é o efeito da função lubrificante do fluido para a redução do atrito e dessa forma a redução também do M_z , mas contrariando tal expectativa, o aumento se confirmou para as duas velocidades utilizadas. Para o $a_p = 0,2$ mm a aplicação da condição gotejamento a 0,32 L/h promoveu também o aumento do momento nas duas velocidades utilizadas. Como pode ser observado no gráfico analisado, esse aumento aconteceu também para a aplicação do gotejamento a 0,20 L/h na velocidade de 185 m/min. A aplicação da condição BV foi a que obteve o melhor desempenho para as duas faixas de velocidades utilizadas quando se empregou o $a_p = 0,2$ mm.

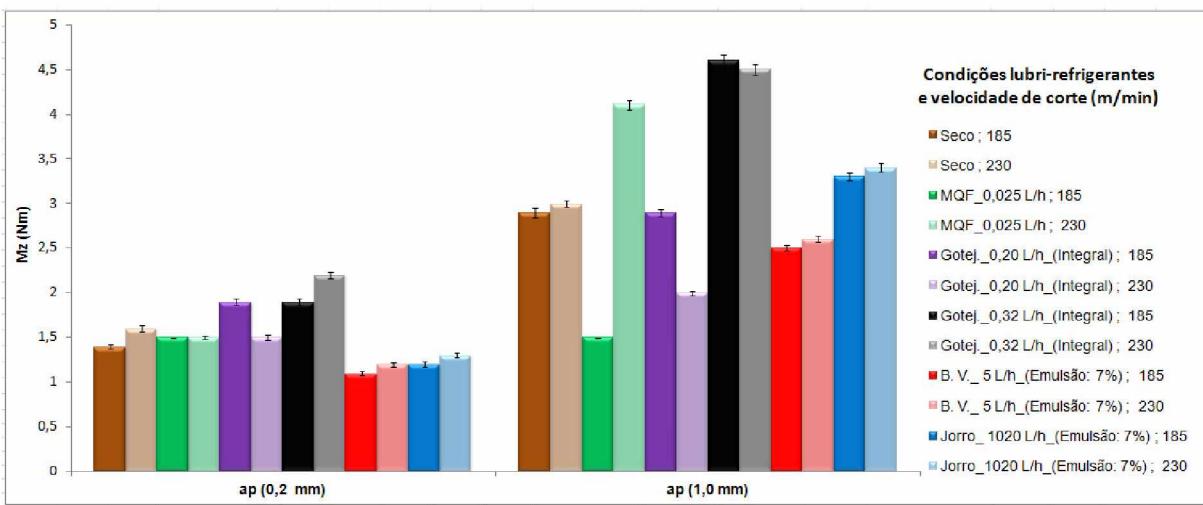


Figura 4.23 – Gráfico de colunas dos resultados relativos a M_z nos ensaios com $a_p = 0,2\text{ mm}$ e $a_p = 1,0\text{ mm}$

Na Tabela 4.5 são mostrados todos os resultados do momento M_z gerados pela ANOVA para os sistemas lubri-refrigerantes aplicados. Entre as variáveis de entrada, a profundidade de corte foi significativa para quase todas as condições lubri-refrigerantes, se mostrando assim, influente para M_z , exceto quando se passa da usinagem a seco para a com aplicação de MQF, porém, observa-se na tabela um efeito muito alto em M_z quando a profundidade de corte sai de 0,2 mm para 1,0 mm, a tendência do aumento é de 63% (1,38 mm).

Tabela 4.5 – Resultados do planejamento experimental para o torque M_z

Variável Entrada	MOMENTO - M_z (N.m)									
	Seco → MQF		Seco → Got. 0,20		Seco → Got. 0,32		Seco → B.V.		Seco → Jorro	
	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p
(1) v_c 185→230	0,73 (33%)	0,25	-0,25 (12%)	0,35	0,13 (5%)	0,24	0,13 (6%)	0,02	0,13 (6%)	0,02
(2) a_p 0,2→1,0	1,38 (63%)	0,08	1,10 (51%)	0,02	1,98 (71%)	0,00	1,43 (70%)	0,00	1,78 (78%)	0,00
(3) Sistema Lub./Ref.	-0,08 (3%)	0,89	-0,15 (7%)	0,56	1,08 (39%)	0,00	-0,38 (18%)	0,00	0,07 (3%)	0,06
Interação (X-Y)	(1-2) 0,63 (29%)	0,31	(1-3) -0,40 (19%)	0,18	(2-3) 0,52 (19%)	0,01	(1-2-3)* -0,02 (1%)	0,39	(2-3) 0,33 (14%)	0,00
Média	2,19		2,15		2,76		2,04		2,26	

Na Tabela 4.5 é possível verificar que para o confronto Seco x Jorro, ou seja, considerando apenas os testes a Seco e com Jorro, a usinagem com a_p de 1 mm, ao invés de 0,2 mm, provoca um aumento médio em M_z de 78% (1,78 N.m). Agora para análise dentro do confronto Seco x Got. 0,20 L/h, a variação do a_p promove um aumento médio em

M_z de 51% (1.10 N.m). A variação da velocidade de corte foi significativa para os testes do confronto Seco x Jorro, onde o aumento em média do momento M_z foi de apenas 6% (0,13 Nm). Na referida tabela é possível verificar também, que os sistemas lubri-refrigerantes foram significativos para as aplicações do gotejamento a 0,32 L/h, que promoveu um aumento no momento de 39% (0,08 N.m), e BV, que pelo contrário, promoveu uma redução de 18% (0,38 N.m). A interação entre a profundidade de corte e o sistema lubri-refrigerante foi influente para o momento durante as aplicações do gotejamento a 0,32 L/h e do jorro promovendo um aumento de 19% (0,52 Nm) e 14% (0,33 N.m), respectivamente.

O crescimento médio do momento médio M_z , que se encontra apresentado no gráfico mostrado na Fig.4.24, foi devido ao incremento da profundidade de corte. Nesse gráfico percebe-se que esse incremento se impõe de forma absoluta em relação à velocidade de corte devido ao maior volume de material retirado. Observa-se que quando se usina com o a_p de 1,0 mm, independente do nível de v_c , o M_z será alto. Ou seja, a influência de v_c é muito pouco.

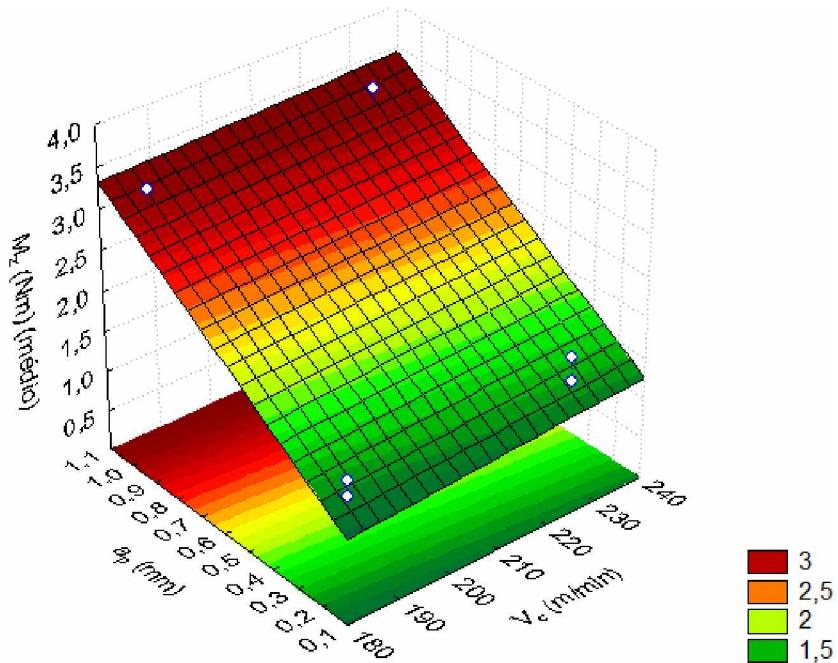


Figura 4.24 – Superfície de resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto “Seco x Jorro_1020 L/h” relacionado ao comportamento do torque M_z

Concluindo, o $a_p = 1,0$ mm, a aplicação de MQF na velocidade de corte de 185 m/min seguida da aplicação do gotejamento a 0,20 L/h na velocidade de corte de 230 m/min, obtiveram um melhor desempenho na redução do momento. Para qualquer das profundidades de corte empregadas, a aplicação do gotejamento a 0,32 L/h provocou os maiores aumentos do momento M_z para qualquer uma das duas velocidades utilizadas. O

planejamento estatístico comprova o fato que esta aplicação provocou o maior aumento de M_z em relação aos demais sistemas lubri-refrigerantes testados, esse aumento foi de 39% (0,11 Nm) em média no momento. As médias, última linha da tabela, também confirma a condição gotejamento 0,32 L/h como a que mais contribui para aumentar M_z . Percebe-se mais uma vez a força da variável a_p como sendo também a mais influente em M_z . Da mesma forma que em F_z , a variação da velocidade de corte quase sempre contribuiu para aumentar M_z . A aplicação de fluido de corte em vazões reduzidas (MQF, gotejamento a 0,20 L/h e BV) tendeu a reduzir o M_z . A aplicação de fluido de corte em jorro praticamente não influenciou M_z , porém, pode ser percebida uma leve tendência de aumentar M_z em (3%).

4.2.5. Resultados relativos ao sinal de potência elétrica consumida P_m

Da Figura 4.25 é mostrado o gráfico de colunas com o confronto da potência versus condições lubri-refrigerantes aplicadas nas duas profundidades de corte empregadas. A condição gotejamento a 0,20 L/h obteve o melhor desempenho na redução da potência, seguida da condição baixa vazão BV, na velocidade de corte de 185 m/min. A aplicação do jorro alcançou os maiores valores da potência, possivelmente em função das avarias do tipo lascamento que ocorreram na ferramenta. Segundo Diniz et al., (2000) o aumento do desgaste causa um aumento nas forças de corte, originando um aumento na potência consumida, quando o desgaste de flanco é o desgaste predominante sobre a ferramenta. Nestas condições o desgaste evolui muito rapidamente causando um aumento na potência consumida como observado no gráfico de colunas da Fig. 4.25 a seguir. Como pode ser observada no gráfico, o a_p de 1,0 mm em relação ao de 0,2 mm, sempre produz uma potência maior em função da maior quantidade de material removido.

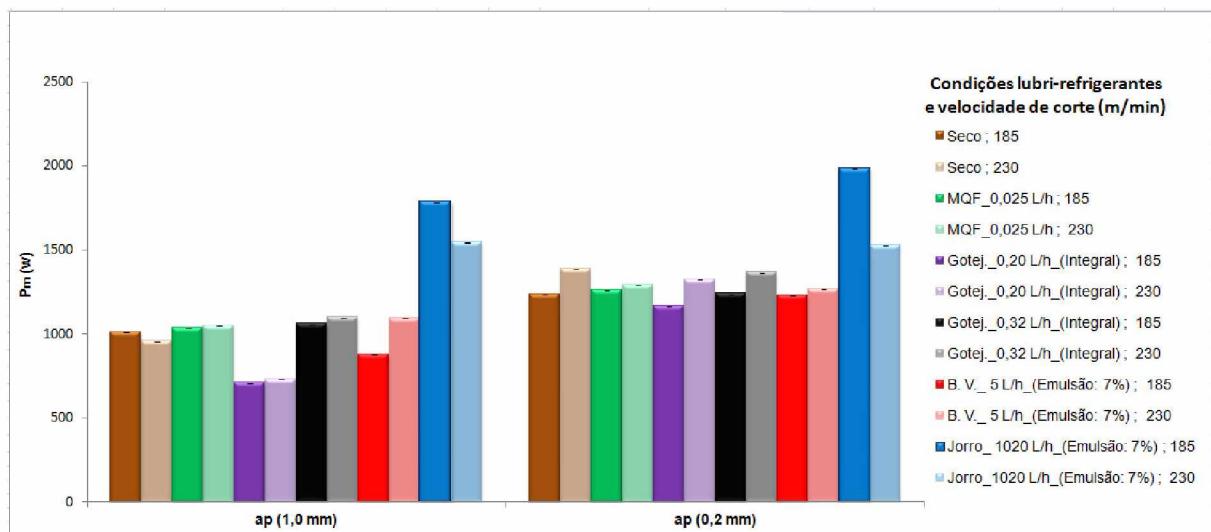


Figura 4.25 – Resultados da potência elétrica nos ensaios com $a_p = 0,2 \text{ mm}$ e $a_p = 1,0 \text{ mm}$

Todos os resultados da potência gerados pela ANOVA para os sistemas lubri-refrigerantes aplicados são mostrados na Tab. 4.6. Nela se observa que a profundidade de corte foi significativa em relação a quase todos os sistemas, exceto para o sistema composto pelo jorro que apesar de não ser influente estatisticamente tende a promover um aumento de 15% (210 W) da potência.

Tabela 4.6 – Resultados do planejamento experimental para a potência elétrica P_m

Variável Entrada	POTÊNCIA - P_m (W)									
	Seco → MQF		Seco → Got. 0,20		Seco → Got. 0,32		Seco → B.V.		Seco → Jorro	
	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p
(1) v_c 185→230	36 (3%)	0,43	69 (7%)	0,27	66 (6%)	0,16	90 (8%)	0,22	-149 (10%)	0,20
(2) a_p 0,2→1,0	280 (24%)	0,01	426 (40%)	0,00	275 (24%)	0,00	295 (26%)	0,02	210 (15%)	0,10
(3) Sistema Lub./Ref.	12 (1%)	0,77	-166 (16%)	0,05	42 (4%)	0,32	-32 (3%)	0,63	563 (39%)	0,01
Interação (X-Y)	(1-2) 57 (5%)	0,24	(2-3) 98 (9%)	0,15	(1-2) 74 (6%)	0,13	(1-3) 40 (4%)	0,54	(1-3) -199 (14%)	0,12
Média	1153		1064		1168		1132		1429	

A variável velocidade de corte apresentou, em geral, tendências de baixos efeitos na P_m , sempre menores que 11%. Porém, chama a atenção o resultado desse parâmetro no confronto Seco x Jorro. Ele foi o de maior efeito, 10% (149 W), porém, no sentido de diminuir a P_m , enquanto nos demais confrontos a tendência foi para o aumento da P_m . Talvez uma maior eficiência da limpeza dos cavacos, promovida pelo jorro, tenha contribuído para chegar a esse resultado. Em relação aos sistemas, observa-se pelas próprias médias gerais, que o sistema gotejamento a 0,20 L/h apesar de não ter sido influente é o que resulta no maior valor em média 16% (166 W) para redução da P_m . Quando se passa da usinagem a seco para a aplicação de jorro, tem-se um aumento expressivo e estatisticamente significativo na potência, em média de 39% (563 W). As interações entre a velocidade de corte, e profundidade de corte e sistema lubri-refrigerante não foram influentes na potência e seus efeitos tiveram tendências relativamente baixos na P_m , em média inferiores a 8%. Não houve uma interação que predominasse sobre as demais, porém, na maioria das interações a variável (1), velocidade de corte, se fez presente.

Na Fig. 4.26 é mostrado um gráfico indicando que o comportamento da profundidade de corte continua sendo o mesmo em relação às análises anteriores, ou seja, seu incremento contribui para o aumento da potência média, mas quando se trata da velocidade de corte, desta vez acontece o contrário, a potência tende a diminuir à medida que essa variável passa por um incremento, mas de maneira não significativa como visto na Tab. 4.6.

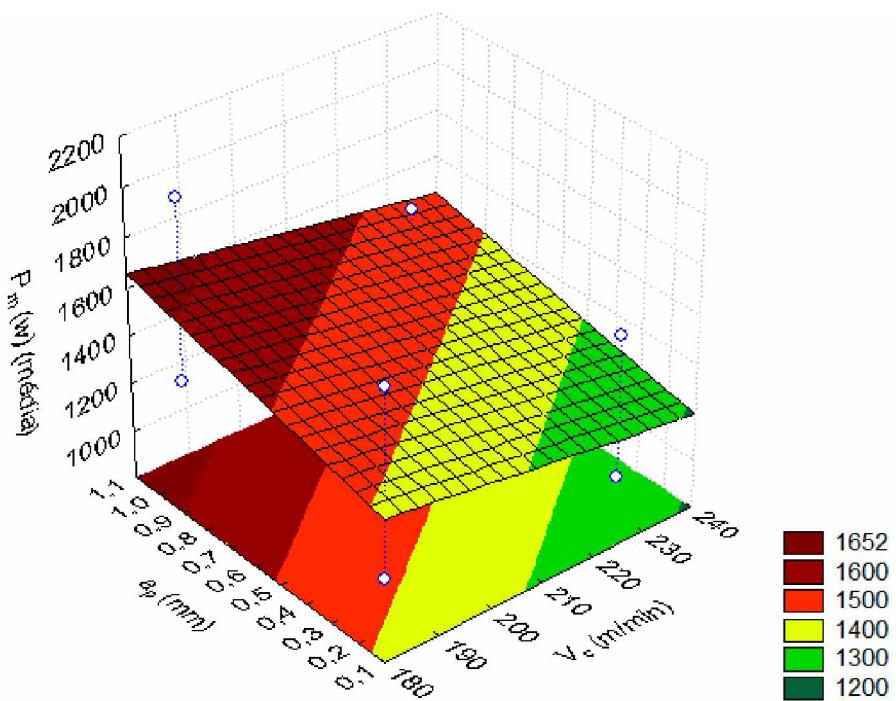


Figura 4.26 – Superfície de resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto “Seco x Jorro_1020 L/h” relacionado ao comportamento da potência P_m

Resumindo, para as duas operações realizadas, a condição gotejamento a 0,20 L/h obteve o melhor desempenho na redução da potência elétrica P_m , seguida da condição de baixa vazão BV, na velocidade de corte de 185 m/min. A aplicação do jorro alcançou os maiores valores da potência. O a_p de 1,0 mm em relação ao de 0,2 mm, sempre aumenta a potência em função de maior volume de material removido. Conforme o planejamento estatístico confirmou, a condição gotejamento a 0,20 L/h tendeu a um melhor desempenho em relação aos demais sistemas lubri-refrigerantes aplicados, ao promover a redução da potência em 16% (166 W). Mas a mudança da profundidade de corte de 0,2 mm para 1,0 mm foi estatisticamente significativa para o aumento da potência, apresentando o maior valor que foi de 40% (426 W), mesmo com a aplicação da condição do gotejamento a 0,20 L/h.

4.2.6. Resultados relativos às características das rebarbas

Após a usinagem foram constadas rebarbas dos tipos inferior, inferior de saída e superior formadas nas bordas do corpo de prova. Foram encontradas rebarbas com décimos de mm do tipo superior para o $a_p = 0,2$ mm, até rebarbas com altura acima de 1,6 mm do tipo inferior de saída para o $a_p = 1,0$ mm.

Uma foto da rebarba inferior de saída do ensaio realizado com aplicação da condição BV e $a_p = 1,0$ mm é mostrada na Fig. 4.27. Por meio da Fig. 4.27 observa-se que o mecanismo envolvido na formação da mesma é o do tipo *Tear*, pois essa se forma quando o cavaco é tracionado da peça, situação imposta pelo cisalhamento. Após a ruptura, uma parte do material já deformado permaneceu na peça.

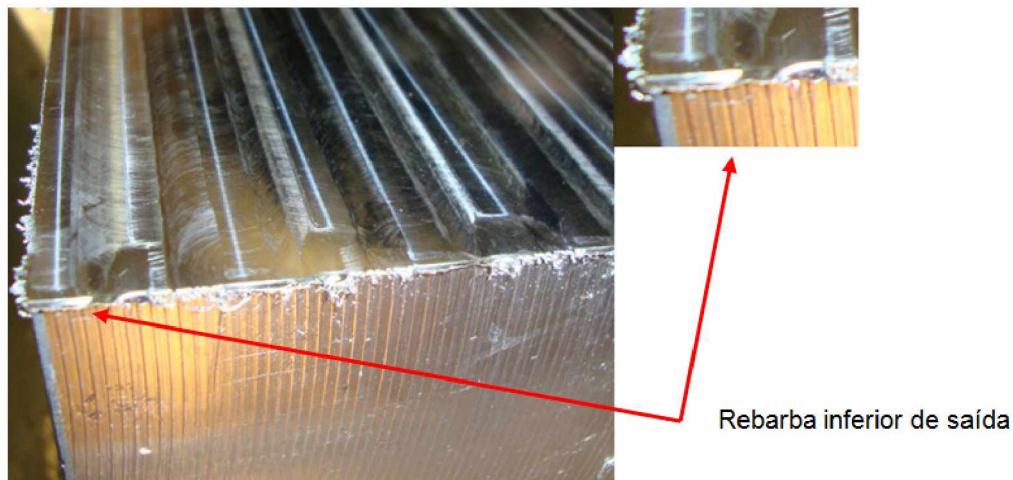


Figura 4.27 – Detalhe da rebarba do tipo inferior de saída observada nos ensaios com $a_p = 1,0$ mm, aplicação da condição BV e velocidade de corte de 185 m/min

Na Figura 4.28 é mostrada uma foto da rebarba inferior de uma das corridas realizadas com aplicação da condição BV e $a_p = 1,0$ mm. Na figura pode ser observado que o mecanismo de formação envolvido foi também o do tipo *Tear*.

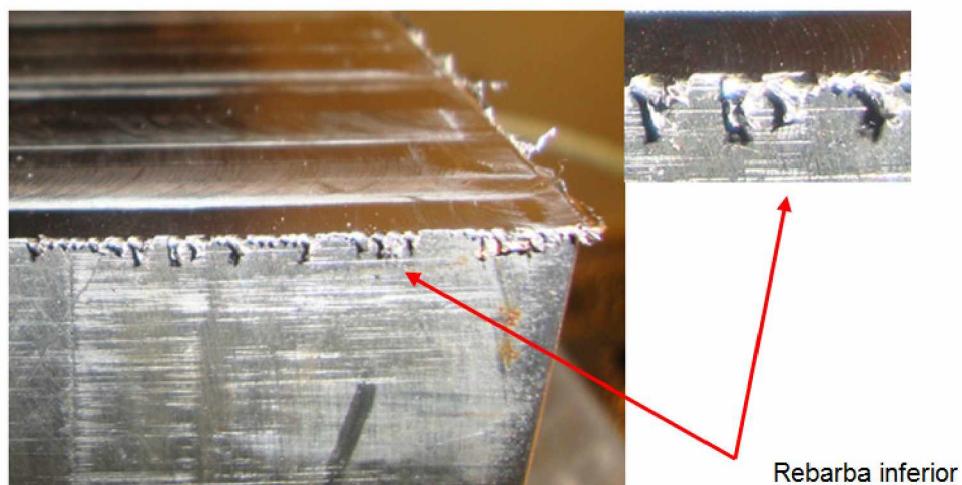


Figura 4.28 – Rebarba inferior gerada nos ensaios com $a_p = 1,0$ mm, aplicação da condição BV e velocidade de corte de 185 m/min

Após ensaio realizado com aplicação da condição BV para $a_p = 1,0$ mm é mostrada uma foto da rebarba superior a partir da Fig. 4.29 e, mais uma vez pode ser observado que o mecanismo de formação envolvido foi também o do tipo *Tear*.

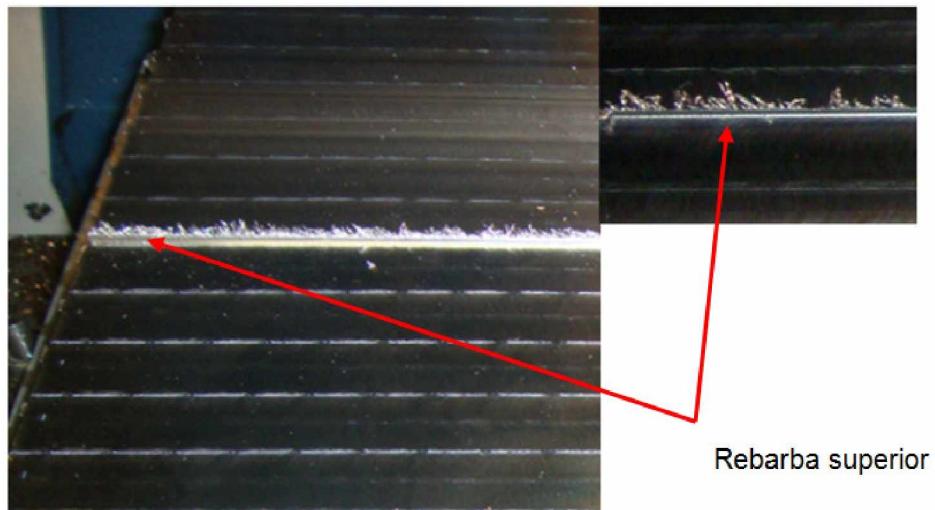


Figura 4.29 – Rebarba superior gerada nos ensaios com $a_p = 1,0$ mm, aplicação da condição BV e velocidade de corte de 185 m/min

No Apêndice IV se encontra uma tabela com as dimensões das rebarbas inferior de saída (IS), inferior (I) e superior (S) para cada ensaio, e no Apêndice V as imagens das réplicas das rebarbas obtidas após moldagem das mesmas para cada ensaio realizado.

A análise das dimensões das rebarbas tipo inferior de saída pôde ser efetivada por meio da Fig. 4.30 onde sua altura (h) é verificada em relação às condições lubrificantes aplicadas. No gráfico de colunas da figura mencionada, observa-se que a maior altura da rebarba ultrapassou a medida de 1,6 mm com o $a_p = 1,0$ mm para a aplicação da condição baixa vazão BV na velocidade de corte de 185 m/min. Para essa mesma operação, a condição a seco, também implicou em rebarbas com altura acima de 1,2 mm. O melhor desempenho para a redução das referidas rebarbas coube à aplicação do gotejamento a uma taxa de 0,20 L/h e velocidade de corte igual a 185 m/min, nas profundidades de corte de 0,2 mm e 1,0 mm.

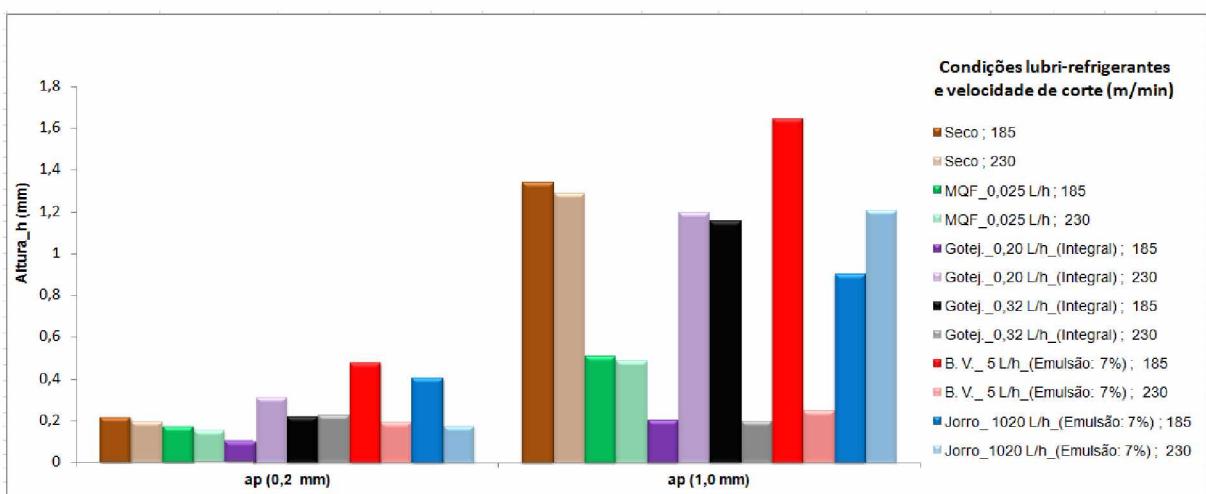


Figura 4.30 – Altura da rebarba inferior de saída (IS) gerada em relação às condições lubri-refrigerantes aplicadas

Na Tabela 4.7 se encontram todos os resultados da altura em milímetros da rebarba inferior de saída (IS), gerados pela ANOVA para os sistemas lubri-refrigerantes aplicados. Em relação a todas as variáveis de entrada a profundidade de corte continuou sendo significativa para uma confiabilidade de 95%, se mostrando assim, excessivamente influente na altura (h) da rebarba inferior de saída, a tal ponto que a variação causou um aumento mínimo na altura de 122%.

Tabela 4.7 – Resultados do planejamento experimental para a altura da rebarba IS

Variável Entrada	REBARBA INFERIOR DE SAÍDA (IS) – ALTURA h (mm)									
	Seco → MQF		Seco → Got. 0,20		Seco → Got. 0,32		Seco → B.V.		Seco → Jorro	
	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p
(1) v_c 185→230	-0,03 (5%)	0,03	0,29 (48%)	0,32	-0,26 (42%)	0,35	-0,44 (62%)	0,20	0,00 (0%)	0,99
(2) a_p 0,2→1,0	0,72 (131%)	0,00	0,80 (131%)	0,04	0,78 (128%)	0,04	0,86 (122%)	0,05	0,93 (130%)	0,00
(3) Sistema Lub./Ref.	0,43 (79%)	0,00	-0,31 (50%)	0,29	-0,31 (51%)	0,28	-0,12 (17%)	0,68	-0,09 (12%)	0,49
Interação (X-Y)	(2-3) 0,39 (70%)	0,00	(1-3) 0,32 (53%)	0,27	(2-3) -0,33 (53%)	0,26	(1-3) -0,40 (57%)	0,23	(2-3) -0,17 (24%)	0,22
Média	0,55		0,61		0,61		0,70		0,72	

Nessa tabela percebe-se também que entre os sistemas, o MQF foi influente e promoveu aumento da altura desse tipo de rebarba em média de 79% (0,43 mm). Os demais sistemas não foram influentes estatisticamente, mas os gotejamentos tenderam a diminuir as rebarbas em 50% e 51%, que são valores relativamente expressivos. A velocidade de corte somente foi influente em relação à altura da rebarba quando se usinou com 230 m/min em comparação com a velocidade menor de 185 m/min, promovendo uma

discreta redução de 5% (0,03 mm) na altura da rebarba nos testes do confronto Seco x MQF. A interação entre a profundidade de corte e o sistema lubri-refrigerante foi influente também para a aplicação de MQF.

O gráfico do comportamento da altura da rebarba inferior de saída (IS), em relação a a_p e v_c está mostrado na Fig. 4.31. Na usinagem com os níveis mais altos das variáveis (a_p de 1,0 mm e v_c de 230 m/min), a mudança de nível da profundidade de corte provocou um incremento muito maior na altura desse tipo de rebarba do que o efeito da velocidade de corte. Portanto, o que foi comentado em outras oportunidades em relação ao comportamento da profundidade de corte, também conferiu para esse tipo de rebarba.

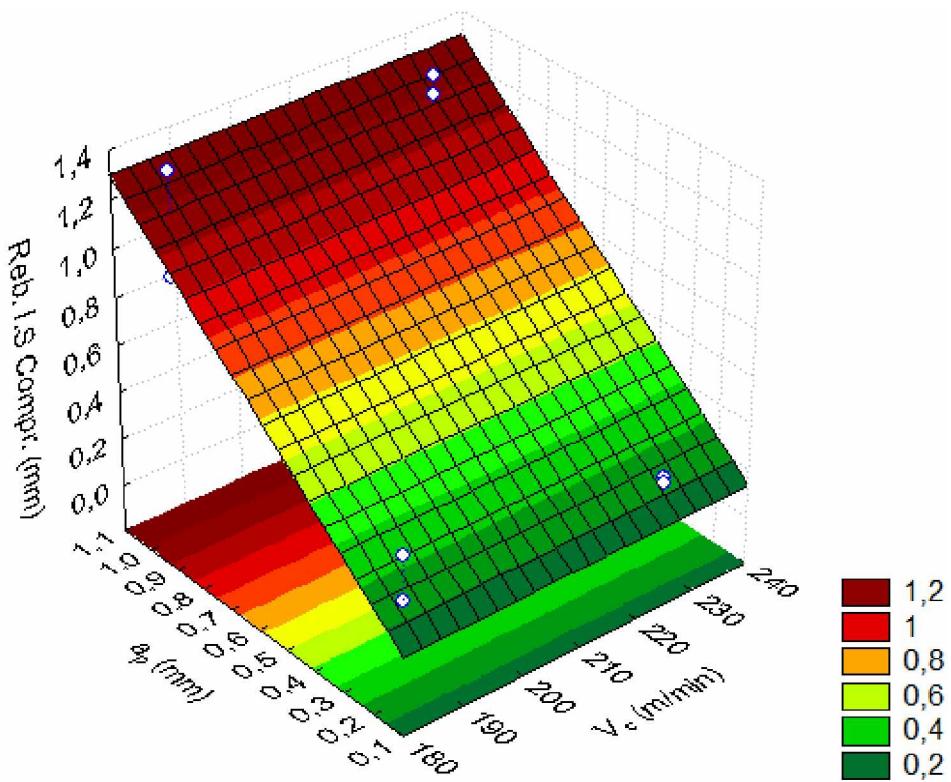


Figura 4.31 – Superfície de resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto Seco x Jorro_1020 L/h relacionado ao comportamento da altura da rebarba inferior de saída (IS)

Na Fig. 4.32 é mostrado o gráfico de colunas para análise da rebarba inferior de saída, no que se refere à sua espessura em relação às condições lubri-refrigerantes aplicadas. Nesse, observa-se que as rebarbas de maior espessura geradas empregando o $a_p = 1,0$ mm, atingiram aproximadamente 0,6 mm de espessura quando se aplicou a condição MQF, mas para essa mesma operação, a aplicação do jorro na velocidade de 230 m/min também produziu rebarbas bem próximas dos 0,6 mm. O melhor desempenho na redução da espessura desse tipo de rebarba ocorreu para a usinagem a seco e velocidade de corte de

230 m/min, quando as raízes se mantiveram por volta de 0,1 mm. Esta tendência foi acompanhada pela aplicação da condição gotejamento a 0,32 L/h e velocidade de corte de 185 m/min, para $a_p = 0,2$ mm, e aplicação da condição BV na velocidade de 230 m/min para $a_p = 1,0$ mm.

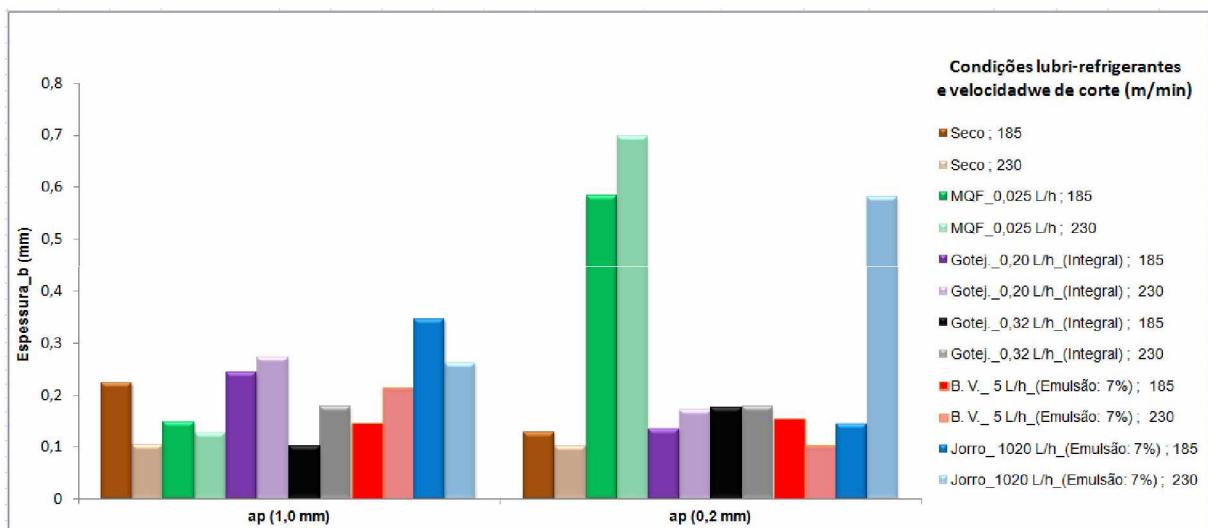


Figura 4.32 – Espessura da raiz da rebarba inferior de saída (IS) em relação às condições lubri-refrigerantes aplicadas

Todos os resultados da espessura em milímetros da rebarba inferior de saída, gerados pela ANOVA para os sistemas lubri-refrigerantes aplicados se encontram na Tab. 4.8. Das variáveis de entrada, a profundidade de corte e o sistema lubri-refrigerante foram significativos, assim como a interação entre a_p e o sistema, quando se passa da usinagem a seco para a com aplicação de MQF.

Tabela 4.8 – Resultados do planejamento experimental para a espessura da raiz da rebarba inferior de saída (IS)

Variável Entrada	REBARBA INFERIOR DE SAIDA (IS) – RAIZ b (mm)									
	Seco → MQF		Seco → Got. 0,20		Seco → Got. 0,32		Seco → B.V.		Seco → Jorro	
	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p
(1) v_c 185→230	-0,01 (5%)	0,80	-0,02 (12%)	0,48	-0,02 (15%)	0,62	0,03 (16%)	0,59	0,05 (23%)	0,65
(2) a_b 0,2→1,0	0,23 (86%)	0,02	-0,08 (45%)	0,06	0,00 (3%)	0,91	0,01 (7%)	0,82	0,11 (51%)	0,33
(3) Sistema Lub./Ref.	0,25 (95%)	0,01	0,07 (38%)	0,08	-0,02 (14%)	0,64	0,08 (43%)	0,20	0,15 (70%)	0,21
Interação (X-Y)	(-2-3) 0,27 (104%)	0,01	(-1-3) 0,05 (31%)	0,13	(-1-3) 0,06 (42%)	0,21	(-1-3) 0,10 (58%)	0,12	(-2-3) 0,16 (74%)	0,20
Média	0,26		0,17		0,13		0,18		0,21	

Pela tabela é possível perceber ainda, que para a variação de a_p , a aplicação da condição MQF foi a que mais promoveu o aumento da espessura na rebarba com um acréscimo em média de 86% (0,23 mm), mas os sistemas de gotejamentos, apesar de não terem sido estatisticamente influentes, tenderam a produzir rebarbas com espessuras menores. Para a velocidade de corte, as aplicações dos sistemas jorro e BV, tenderam a aumentar a espessura da rebarba quando se passou da usinagem com velocidade de 185 m/min para a de 230 m/min. Talvez os tipos de desgastes produzidos nas ferramentas empregadas nesses ensaios acabaram influenciando os resultados.

Na Fig. 4.33 é mostrado o gráfico do comportamento da espessura da rebarba inferior de saída onde essa é afetada pela interação da velocidade e profundidade de corte, ou seja, quando o nível das variáveis são os maiores (a_p de 1,0 mm e v_c de 230 m/min), a espessura desse tipo de rebarba atinge o seu valor máximo. Quando os níveis são os menores (a_p de 0,2 mm e v_c de 180 m/min), a espessura tende a ser menor.

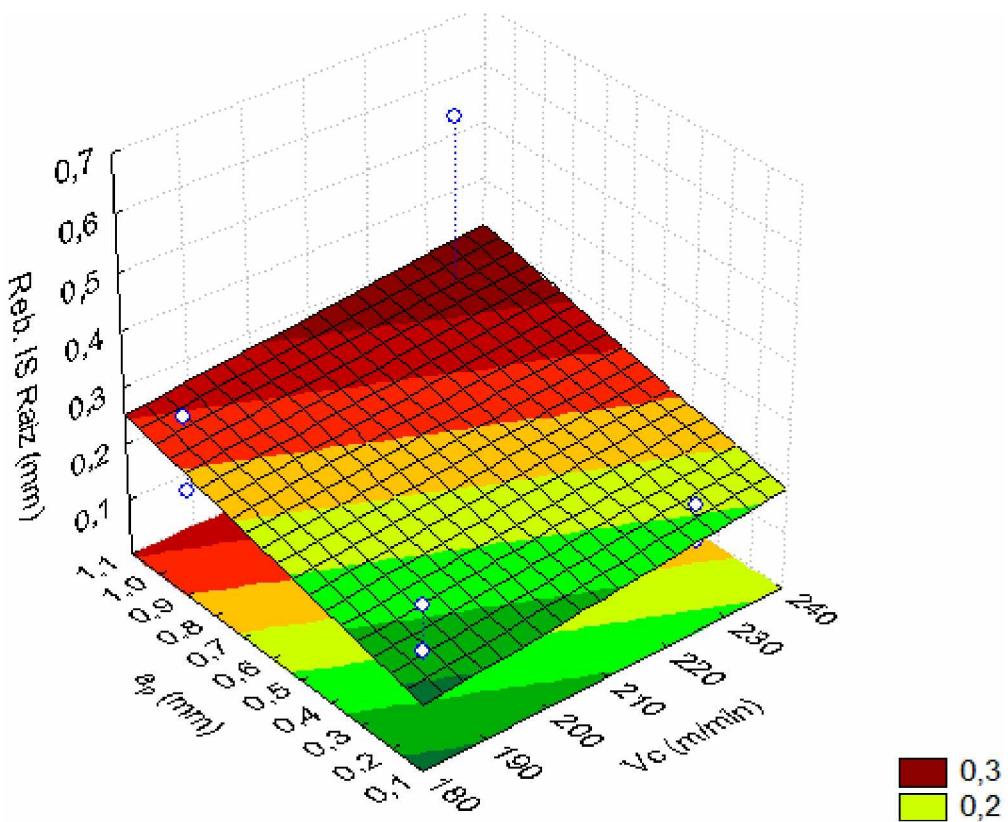


Figura 4.33 – Superfície resposta da interação entre entre a_p e v_c para o confronto Seco x Jorro_1020 L/h, relacionado ao comportamento da espessura da raiz da rebarba inferior de saída (IS)

Em conclusão, a maior altura da rebarba inferior de saída (IS) ultrapassou a medida de 1,6 mm com o $a_p = 1,0$ mm para a aplicação da condição BV na velocidade de corte de 185 m/min. Para essa mesma profundidade de corte, as condições a seco, gotejamento a 0,32 L/h e jorro, também implicaram em rebarbas com altura acima de 1,0 mm. O melhor desempenho para a redução das referidas rebarbas coube à aplicação do gotejamento a uma taxa de 0,20 L/h com $a_p = 1,0$ mm. O planejamento estatístico mostrou que o sistema MQF foi influente, promovendo o maior aumento da espessura desse tipo de rebarba em relação aos demais sistemas aplicados. As médias gerais da Tab. 4.8 confirmam esta afirmação. As rebarbas (IS) de maior espessura geradas com $a_p = 1,0$ mm atingiram aproximadamente 0,7 mm quando se aplicou a condição MQF, para essa mesma profundidade de corte, a aplicação do jorro na velocidade de 230 m/min também produziu rebarbas bem próximas dos 0,6 mm. O melhor desempenho na redução da espessura desse tipo de rebarba ocorreu para a usinagem a seco e velocidade de corte de 230 m/min.

Na Figura 4.34 é apresentado um gráfico de colunas do comportamento da rebarba inferior sob as condições lubri-refrigerantes aplicadas. Como pode ser observada, a maior altura de rebarba ocorreu a partir da aplicação da condição MQF e velocidade de corte de 185 m/min quando essa atingiu uma altura acima de 0,6 mm com $a_p = 1,0$ mm. As aplicações das condições gotejamento a 0,20 L/h e (BV) na velocidade de 230 m/min obtiveram um melhor desempenho na redução da altura desse tipo de rebarba para $a_p = 0,2$ mm.

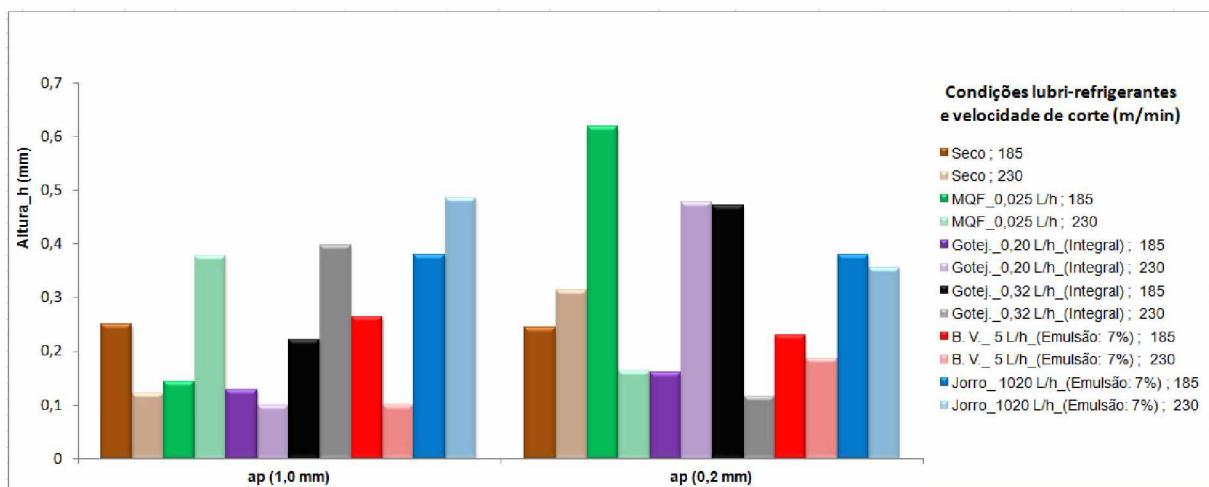


Figura 4.34 – Altura da rebarba inferior (l) em relação às condições lubri-refrigerantes aplicadas

Na Tab. 4.9 encontram-se todos os resultados da altura em milímetros da rebarba inferior, gerados pela ANOVA para os sistemas lubri-refrigerantes aplicados. Observa-se que nenhuma variável foi significativa em relação aos sistemas aplicados, possivelmente devido à excessiva irregularidade de suas formas, que envolve dimensões também bastante diferenciadas, como pode ser constatado nas imagens do Apêndice V. Percebe-se também um valor relativamente alto para os efeitos das interações que se destacaram. Este fato ofusca o efeito das variáveis principais, a tal ponto de nenhuma ter sido estatisticamente significativa.

Tabela 4.9 – Resultados do planejamento experimental para a altura da rebarba inferior (I)

Variável Entrada	REBARBA INFERIOR (I) – ALTURA h (mm)									
	Seco →MQF		Seco→Got. 0,20		Seco→Got. 0,32		Seco→B.V.		Seco →Jorro	
	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p
(1) v_c 185→230	-0,07 (25%)	0,63	0,06 (26%)	0,43	-0,06 (22%)	0,63	-0,07 (31%)	0,28	0,04 (13%)	0,62
(2) a_p 0,2→1,0	0,11 (40%)	0,45	0,15 (66%)	0,10	0,04 (14%)	0,75	0,06 (28%)	0,32	0,05 (16%)	0,56
(3) Sistema Lub./Ref.	0,09 (34%)	0,52	-0,02 (7%)	0,82	0,07 (26%)	0,57	-0,04 (17%)	0,52	0,13 (45%)	0,16
Interação (X-Y)	(1-2) -0,12 (44%)	0,41	(1-2) 0,14 (60%)	0,12	(1-2) -0,08 (31%)	0,51	(1-2) 0,08 (37%)	0,09	(1-3) 0,07 (23%)	0,41
Média	0,28		0,22		0,27		0,27		0,30	

No entanto, esses resultados podem revelar tendências, por exemplo, nessa tabela se percebe que o $a_p = 1,0$ mm em relação ao $a_p = 0,2$ mm aumenta a altura da rebarba. Os sistemas gotejamento 0,20 L/h e BV tenderam a produzir rebarbas menores que o sistema a seco (em média 12% menores), já os sistemas MQF, gotejamento 0,32 L/h e principalmente Jorro, tenderam a produzir rebarbas com altura maiores (em média 35% maiores). Quando a velocidade passou de 185 m/min para 230 m/min, os sistemas MQF, BV e gotejamento a 0,32 L/h, tenderam a produzir rebarbas com menor altura.

O comportamento da altura da rebarba inferior em relação à velocidade e profundidade de corte, para o confronto Seco x Jorro, é mostrado no gráfico da Fig. 4.35. Nesse, a mudança dos níveis menores das variáveis (a_p de 0,2 mm e v_c de 185 m/min) para os níveis maiores (a_p de 1,0 mm e v_c de 230 m/min) provocou o aumento da altura da rebarba citada. Possivelmente devido aos lascamentos provocados nas ferramentas pela condição jorro.

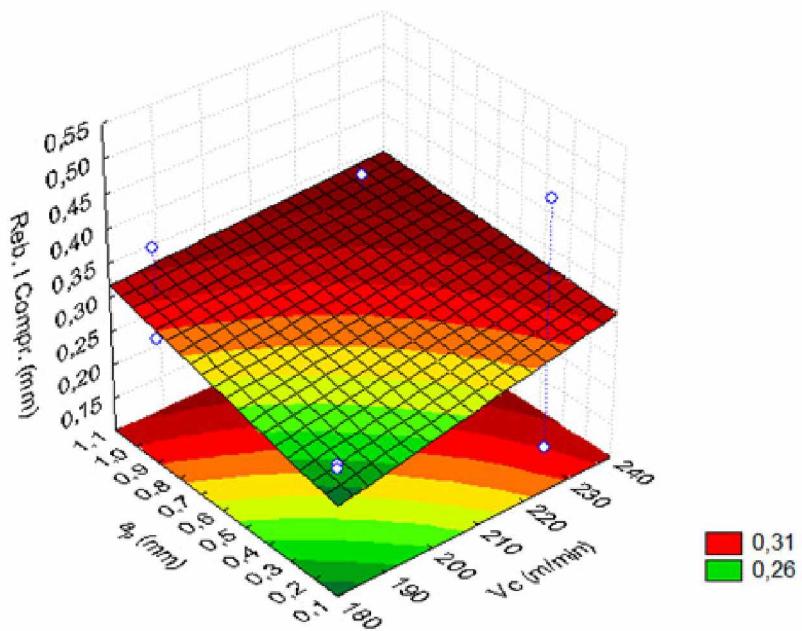


Figura 4.35 – Superfície resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto Seco x Jorro_1020 L/h, relacionado ao comportamento da altura da rebarba inferior (l)

Um gráfico de colunas com as dimensões da espessura da raiz da rebarba inferior para as condições lubri-refrigerantes aplicadas, se encontra apresentado na Fig. 4.36. Para o $a_p = 0,2$ mm, a v_c de 230 m/min acabou por influenciar a espessura, mantendo-a em um patamar de aproximadamente 0,1mm para quase todas as condições aplicadas, exceto para a aplicação do jorro que produziu uma rebarba com espessura acima de 0,4 mm. Para o $a_p = 1,0$ mm, o melhor desempenho na redução da espessura aconteceu para aplicação da condição BV nas duas velocidades investigadas.

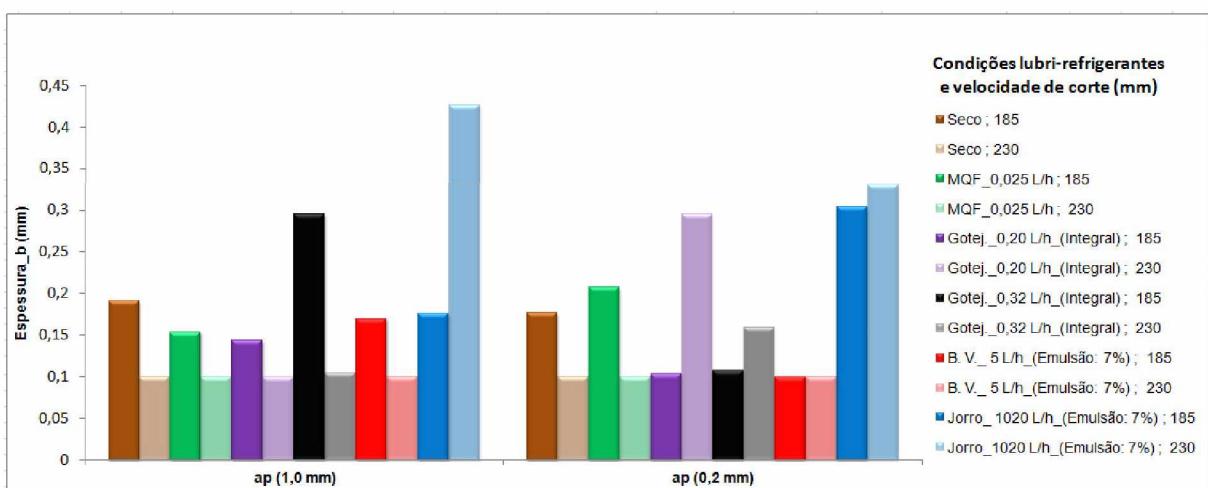


Figura 4.36 – Espessura da raiz da rebarba inferior em relação às condições lubri-refrigerantes aplicadas

Estão mostrados na Tab. 4.10, todos os resultados da espessura em milímetros da rebarba inferior, gerados pela ANOVA para os sistemas lubri-refrigerantes aplicados, e esta contém a indicação de que somente o sistema jorro foi significativo em relação a usinagem a seco.

Tabela 4.10 – Resultados do planejamento experimental para a espessura da raiz da rebarba inferior (I)

Variável Entrada	REBARBA INFERIOR (I) – RAIZ b (mm)									
	Seco → MQF		Seco → Got. 0,20		Seco → Got. 0,32		Seco → B.V.		Seco → Jorro	
Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	
(1) v_c 185→230	-0,04 (24%)	0,35	0,01 (9%)	0,86	-0,08 (49%)	0,13	-0,06 (45%)	0,04	0,03 (12%)	0,59
(2) a_p 0,2→1,0	0,05 (32%)	0,23	0,05 (33%)	0,51	-0,04 (24%)	0,39	-0,02 (16%)	0,29	0,00 (2%)	0,94
(3) Sistema Lub./Ref.	0,04 (25%)	0,33	0,04 (23%)	0,64	0,03 (16%)	0,54	-0,02 (18%)	0,24	0,17 (74%)	0,04
Interação (X-Y)	(2-3) 0,06 (37%)	0,19	(1-3) 0,10 (60%)	0,27	(1-2) 0,06 (41%)	0,18	(1-3) 0,02 (18%)	0,24	(1-3) 0,11 (49%)	0,10
Média	0,16		0,16		0,15		0,13		0,23	

O sistema BV se mostrou influente, quando se passou da velocidade de 185 m/min para 230 m/min, promovendo a redução da espessura da rebarba, com um decréscimo de 45% (0,06 mm) em média. O sistema lubri-refrigerante se tornou influente pela aplicação do jorro, com um acréscimo de 74% (0,17 mm) na espessura da raiz desse tipo de rebarba. Apesar de não terem sido influenciados, os demais resultados podem revelar tendências, como por exemplo, é possível perceber pela Tab. 4.10 que para $a_p = 1,0$ mm, as aplicações dos sistemas MQF e gotejamento a 0,20 L/h foram os que promoveram a maior espessura para esse tipo de rebarba, aumento respectivamente de 32% (0,05 mm) e 33% (0,05 mm) em média.

No gráfico da Fig. 4.37 é mostrado o comportamento da espessura da rebarba inferior onde se verifica que a mudança de nível da velocidade de corte, desta vez provocou um incremento maior na espessura da rebarba do que a profundidade de corte. Assim, quando se passa da velocidade de corte de 185 m/min para 230 m/min, a espessura tem o seu valor próximo do máximo. A mudança de nível da profundidade de corte apenas promoveu um discreto aumento na espessura da rebarba.

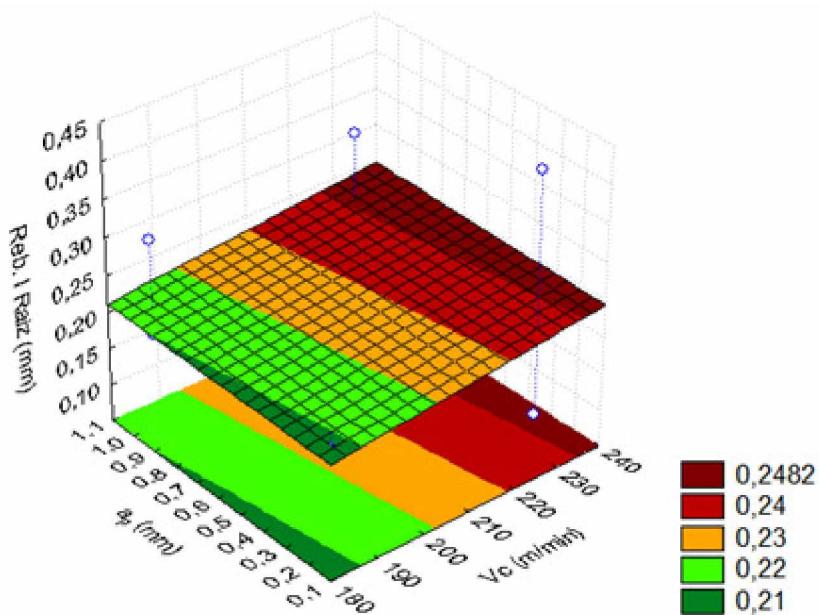


Figura 4.37 – Superfície resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto Seco x Jorro_1020 L/h, relacionado ao comportamento da espessura da raiz da rebarba inferior (l)

Em resumo, a maior altura da rebarba inferior (l) ocorreu a partir da aplicação da condição MQF e velocidade de corte de 185 m/min quando essa atingiu uma altura acima de 0,6 mm para o $a_p = 1,0$ mm. As aplicações das condições gotejamento a 0,20 L/h e BV na velocidade de 230 m/min obtiveram um melhor desempenho na redução da altura desse tipo de rebarba com $a_p = 0,2$ mm. Para o $a_p = 0,2$ mm, a velocidade de corte de 230 m/min acabou por influenciar a espessura, mantendo-a em um patamar de aproximadamente 0,1mm para quase todas as condições aplicadas, exceto para a aplicação do jorro que produziu uma rebarba com raiz acima de 0,4 mm. Para o $a_p = 1,0$ mm, o melhor desempenho na redução da raiz aconteceu para aplicação da condição BV.

Na Figura 4.38 é mostrado o gráfico de colunas com as dimensões da rebarba superior (S) em relação às condições lubri-refrigerantes aplicadas. Nele, a rebarba de maior altura foi produzida quando se aplicou a condição BV na velocidade de corte de 185 m/min e profundidade de corte igual a 1,0 mm, chegando a ultrapassar 0,6 mm. Para a mesma velocidade, a aplicação da condição gotejamento a 0,32 L/h foi melhor na redução da rebarba, mantendo a altura bem próximo de 0,1 mm quando se utilizou o $a_p = 0,2$ mm.

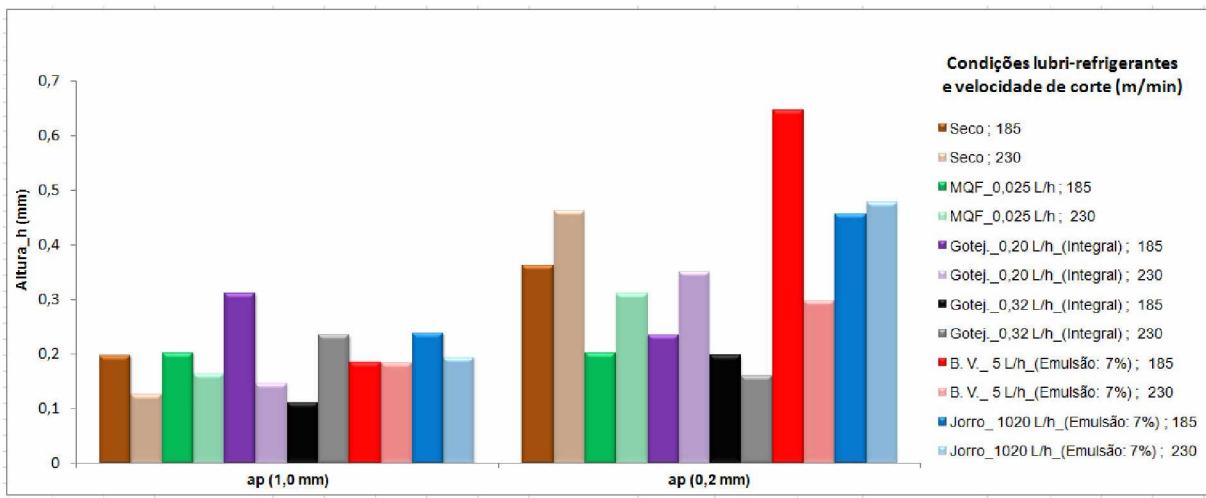


Figura 4.38 – Altura da rebarba superior (S) em relação às condições lubri-refrigerantes aplicadas

Na Tabela 4.11 se encontram todos os resultados da altura (h) em milímetros da rebarba superior, gerados pela ANOVA para os sistemas lubri-refrigerantes aplicados, e esta contém a indicação que a profundidade de corte foi significativa em relação aos sistemas BV e jorro se mostrando assim estatisticamente influente para a altura da rebarba.

Tabela 4.11 – Resultados do planejamento experimental para a altura da rebarba superior (S)

Variável Entrada	REBARBA SUPERIOR (S) – ALTURA h (mm)									
	Seco → MQF		Seco → Got. 0,20		Seco → Got. 0,32		Seco → B.V.		Seco → Jorro	
	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p
(1) v_c 185→230	-0,02 (7%)	0,73	0,00 (1%)	0,96	0,03 (13%)	0,59	-0,08 (26%)	0,39	0,00 (1%)	0,91
(2) a_p 0,2→1,0	0,12 (48%)	0,08	0,16 (57%)	0,10	0,13 (55%)	0,08	0,27 (87%)	0,04	0,25 (80%)	0,00
(3) Sistema Lub./Ref.	-0,08 (32%)	0,18	-0,03 (10%)	0,72	-0,11 (48%)	0,10	0,04 (13%)	0,64	0,05 (17%)	0,05
Interação (X-Y)	(2-3) -0,13 (53%)	0,06	(2-3) -0,09 (34%)	0,27	(2-3) -0,12 (53%)	0,08	(1-3) -0,10 (31%)	0,32	(1-2) 0,06 (19%)	0,04
Média	0,25		0,27		0,23		0,31		0,31	

Nessa tabela se percebe que para a variação de a_p , os referidos sistemas (BV e Jorro) foram também os que promoveram os maiores aumentos na altura desse tipo de rebarba, com acréscimos em média de 87% (0,27 mm) e 80% (0,25 mm), respectivamente. Dos sistemas lubri-refrigerantes aplicados apenas o jorro foi influente para a altura desse tipo DE rebarba. O jorro também foi influente para a interação entre a velocidade e

profundidade de corte. A velocidade de corte não foi influente em relação à rebarba superior, mas com a aplicação do sistema BV, a altura desse tipo de rebarba tendeu a diminuir em média 26% (0,08 mm), quando se usinou com 230 m/min em comparação com a velocidade de 185 m/min.

Na Fig. 4.39 é mostrado o gráfico para análise do comportamento da altura da rebarba superior (S) em relação à profundidade e velocidade de corte. Como pode ser observado no mesmo, quando a profundidade de corte muda de 0,2 mm para 1,0 mm, as dimensões da rebarba passam a ser influenciadas de forma muito forte, já a v_c quando passa de 185 m/min para 230 m/min não influência na altura da rebarba. Entretanto, o efeito da interação entre essas duas variáveis concorre para produzir a segunda maior altura desse tipo de rebarba.

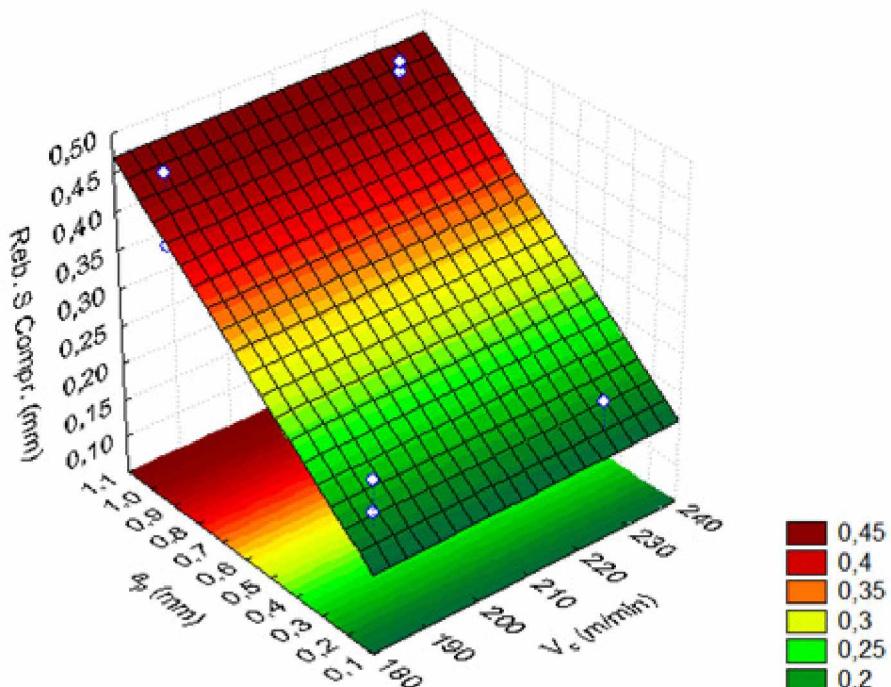


Figura 4.39 – Superfície resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto Seco x Jorro_1020 L/h, relacionado ao comportamento da altura da rebarba superior (S)

O gráfico de colunas com as dimensões da espessura da raiz da rebarba superior (S) relacionadas às condições lubri-refrigerantes aplicadas é mostrado na Fig. 4.40. A maior espessura dessas rebarbas ocorreu durante a usinagem a seco com $a_p = 1,0$ mm permanecendo acima dos 0,3 mm, seguida do MQF aplicado com $a_p = 0,2$ mm e velocidade de 230 m/min. As demais aplicações mantiveram a raiz dessas rebarbas entre 0,1 e 0,2 mm.

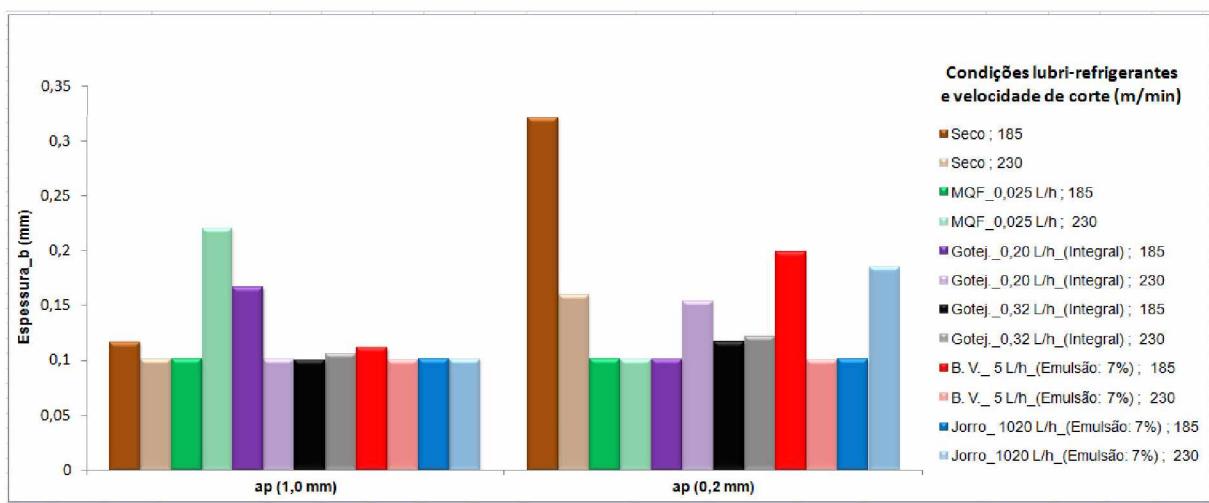


Figura 4.40 – Espessura da raiz rebarba superior (S) em relação às condições lubri-refrigerantes aplicadas

Na Tabela 4.12 se encontram todos os resultados da espessura da raiz em milímetros da rebarba superior, gerados pela ANOVA para os sistemas lubri-refrigerantes aplicados, e esta contém a indicação que nenhuma das variáveis de entrada foi significativa, mas algumas tendências podem ser verificadas.

Tabela 4.12 – Resultados do planejamento experimental para a espessura da raiz da rebarba superior (S)

Variável Entrada	REBARBA SUPERIOR (S) – RAIZ b (mm)									
	Seco → MQF		Seco → Got. 0,20		Seco → Got. 0,32		Seco → B.V.		Seco → Jorro	
	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p	Efeito	p
(1) v_c 185 → 230	-0,01 (9%)	0,82	-0,05 (31%)	0,37	-0,04 (29%)	0,38	-0,07 (48%)	0,09	-0,02 (15%)	0,63
(2) a_p 0,2 → 1,0	0,04 (24%)	0,58	0,06 (41%)	0,26	0,07 (52%)	0,16	0,09 (58%)	0,05	0,09 (59%)	0,14
(3) Sistema Lub./Ref.	-0,04 (29%)	0,50	-0,04 (29%)	0,40	-0,06 (45%)	0,21	-0,05 (31%)	0,20	-0,05 (36%)	0,31
Interação (X-Y)	(2-3) -0,10 (63%)	0,20	(2-3) -0,07 (45%)	0,22	(2-3) -0,06 (40%)	0,25	(1-2) -0,06 (38%)	0,13	(1-3) 0,07 (44%)	0,22
Média	0,15		0,15		0,14		0,15		0,15	

Por exemplo, o efeito de 48% (0,07 mm) na redução da espessura, foi verificado no confronto Seco x BV quando v_c passou de 185 para 230 m/min. Todos os sistemas lubri-refrigerantes empregados tenderam a reduzir a espessura da rebarba em média 34%.

Na Fig. 4.41 está apresentado o gráfico do comportamento da raiz da rebarba superior (S) em relação a velocidade e profundidade de corte. Sua análise indica que o incremento

da profundidade de corte produz o aumento na espessura dessa rebarba, enquanto que o incremento da velocidade de corte produz a redução na espessura da mesma.

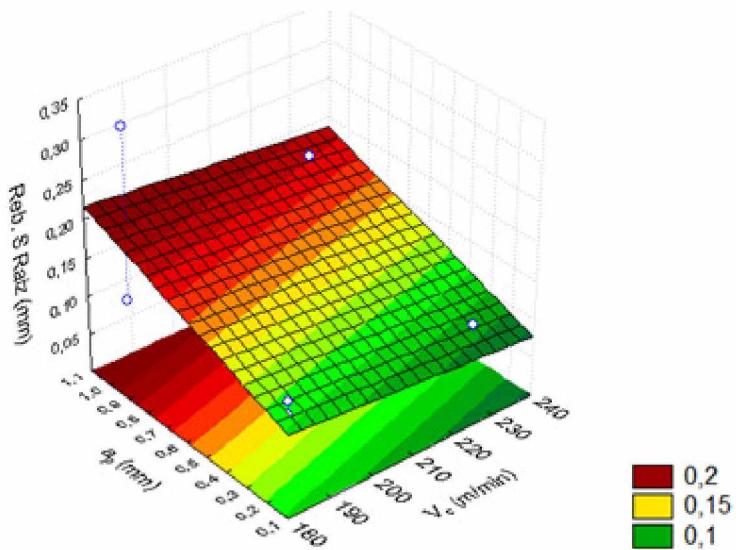


Figura 4.41 – Superfície resposta da interação entre a_p e v_c para o confronto Seco x Jorro_1020 L/h, relacionado ao comportamento da raiz da rebarba superior (S)

Concluindo, a rebarba superior de maior altura ocorreu com a aplicação da condição BV na velocidade de corte de 185 m/min, chegando a ultrapassar 0,6 mm. Para a mesma velocidade, a aplicação da condição gotejamento a 0,32 L/h foi melhor para redução da rebarba, mantendo a altura bem próximo de 0,1 mm quando se emprega o $a_p = 0,2$ mm. A maior espessura (b) da raiz desse tipo de rebarba ocorreu durante a usinagem a seco com $a_p = 1,0$ mm, permanecendo acima dos 0,3 mm, seguida do MQF aplicado com $a_p = 0,2$ mm e velocidade de 230 m/min. Apesar de não influentes, todos os sistemas lubri-refrigerantes empregados tenderam a reduzir a espessura da rebarba.

4.2.7. Resultados relativos ao aspecto dos cavacos

O cavaco pode ser utilizado para um diagnóstico do processo de usinagem, fornecendo informações, normalmente subjetivas, do nível de desgaste da ferramenta, temperaturas envolvidas entre outras. Assim, para cada ensaio realizado os cavacos foram coletados e classificados. Em seguida, para os ensaios em que alguns dos aspectos como forma e cor do cavaco se mostraram mais relevantes, uma comparação com as condições lubri-refrigerantes aplicadas foi efetivada para verificar a possibilidade de alguma relação entre esses parâmetros.

Na Figura 4.42(a) observa-se, a condição em que os cavacos foram gerados durante o teste do ensaio de nº 21 (jorro a 1020 L/h, velocidade de corte de 230 m/min e profundidade

de corte de 1,0 mm). Na Fig. 4.42(b) estão os cavacos em forma de lascas e com uma cor prateada brilhante. Este último aspecto, poderia ser levado em conta, como um indicativo, de que não houve elevação significativa de temperatura durante a operação de corte, prevalecendo a função refrigerante do fluido. No entanto, vale lembrar que essa foi uma das condições que mais provocou o desgaste da ferramenta por meio da avaria do tipo lascamento.

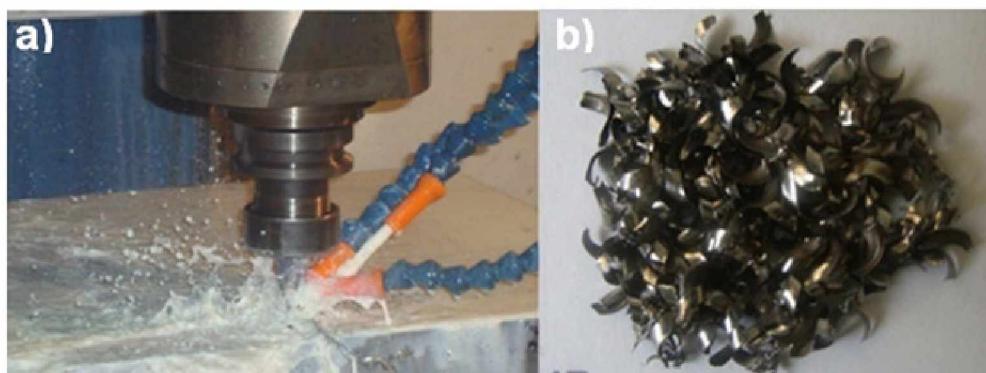


Figura 4.42 – a) Condição de geração dos cavacos nos ensaios com $a_p = 1,0$ mm, aplicação da condição “jorro” a 1020 L/h e velocidade de corte de 230 m/min ; b) Apresentação dos cavacos

Na Figura 4.43(a) é mostrada a situação em que os cavacos foram produzidos no decorrer do ensaio de nº 19 (condição de baixa vazão a 5 L/h, velocidade de corte de 230 m/min e profundidade de corte de 0,2 mm). Na Fig. 4.43(b) estão os referidos cavacos em forma de lascas e cor cinza de tonalidade escura, porém apresentando uma menor largura em relação ao anterior devido à profundidade de corte utilizada ser menor para essa operação.

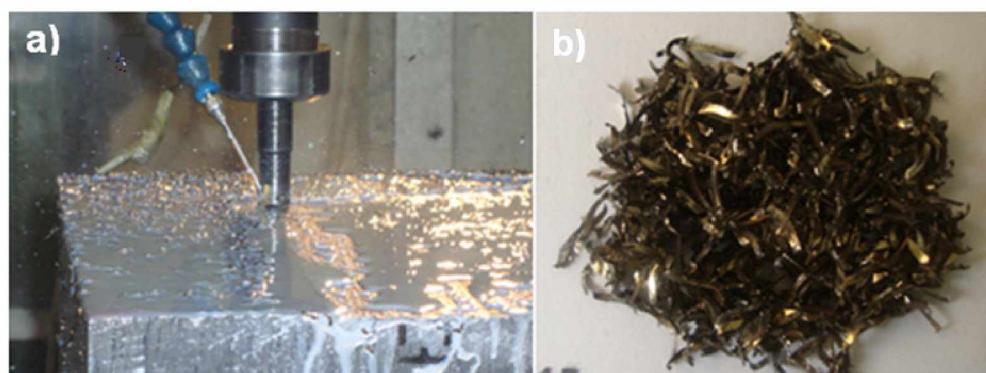


Figura 4.43 – a) Condição de geração dos cavacos nos ensaios com $a_p = 0,2$ mm, aplicação da condição BV a 5 L/h e velocidade de corte de 230 m/min; b) Apresentação dos cavacos

Na Fig. 4.44(a) é apresentada a circunstância em que os cavacos foram gerados no momento em que se executava o teste do ensaio de nº 13 (condição de gotejamento a 0,32 L/h, velocidade de corte de 230 m/min e profundidade de corte de 1,0 mm). Na Fig. 4.44(b) os cavacos estão na forma de lascas, na cor cinza de tonalidade escura para essa profundidade de corte.

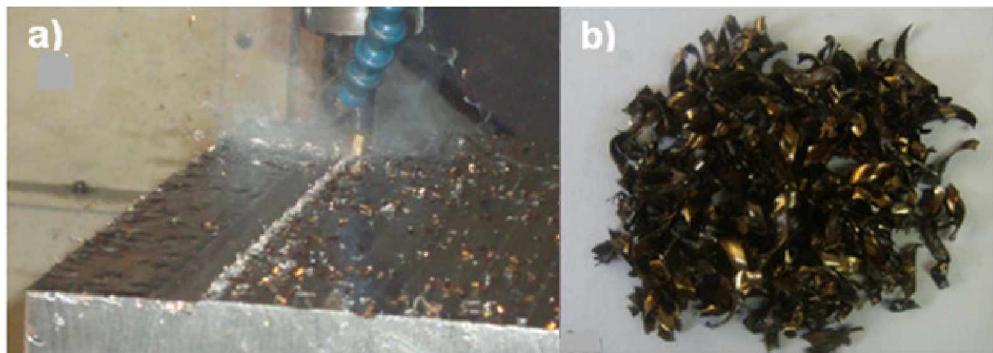


Figura 4.44 – a) Condição de geração dos cavacos com $a_p = 1,0$ mm, aplicação do gotejamento a 0,32 L/h e velocidade de corte de 230 m/min; b) Apresentação dos cavacos

Na Fig. 4.45(a) é mostrada a condição em que os cavacos são gerados no decorrer do ensaio de nº 9 (condição de gotejamento a 0,20 L/h, velocidade de corte de 230 m/min e profundidade de corte de 1,0 mm). Na Fig. 4.45(b) estão os cavacos outra vez na forma de lascas, apresentando uma cor que tende para o marrom, insinuando que possivelmente a aplicação dessa condição produziu temperaturas elevadas durante a operação de corte.

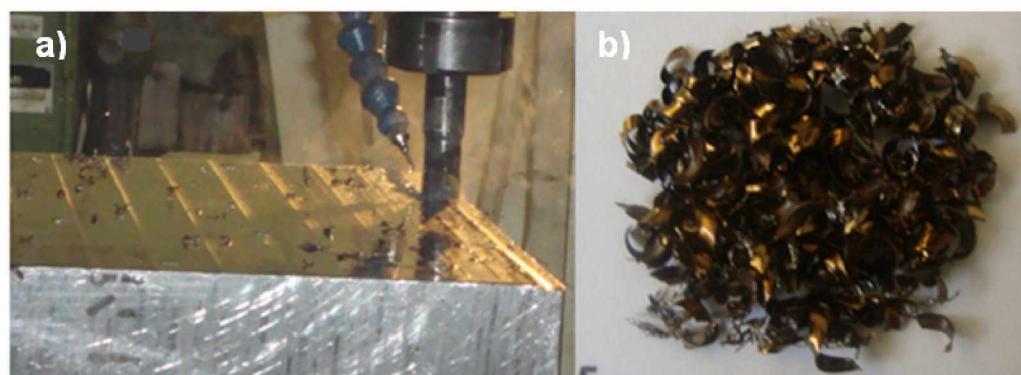


Figura 4.45 – a) Condição de geração dos cavacos nos ensaios com $a_p = 1,0$ mm, aplicação da condição de gotejamento a 0,20 L/h e velocidade de corte de 230 m/min; b) Apresentação dos cavacos

Na Fig. 4.46(a) é mostrada a situação em que os cavacos foram gerados durante o ensaio de nº 5 (condição de MQF a 0,025 L/h, velocidade de corte de 230 m/min e profundidade de corte de 1,0 mm). Na Fig. 4.46(b) estão os cavacos mais uma vez em forma de lascas, e com cor que tende para o marrom escuro para essa profundidade de corte.

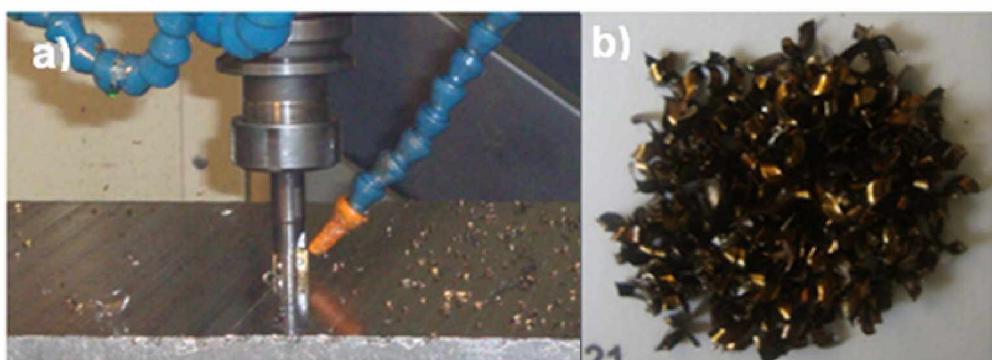


Figura 4.46 – a) Condição de geração dos cavacos nos ensaios com $a_p = 1,0$ mm, aplicação da condição de MQF a 0,025 L/h e velocidade de corte de 230 m/min; b) Apresentação dos cavacos

Na Figura 4.47 pode se observar na foto (a) como os cavacos foram gerados durante o ensaio de nº 1 (condição a seco, velocidade de corte de 230 m/min e profundidade de corte de 1,0 mm). Na Fig. 4.47(b) estão os cavacos juntos e ampliados em forma de arco solto e com uma cor marrom, implicando que essa condição promove temperaturas ainda mais elevadas em relação às anteriores. Segundo Thepsonthi et al. (2009), as cores dos cavacos refletem o grau de oxidação na sua superfície devido aos diferentes níveis de temperatura. Assim, a temperatura na zona de corte pode ser estimada pelas cores desses cavacos.

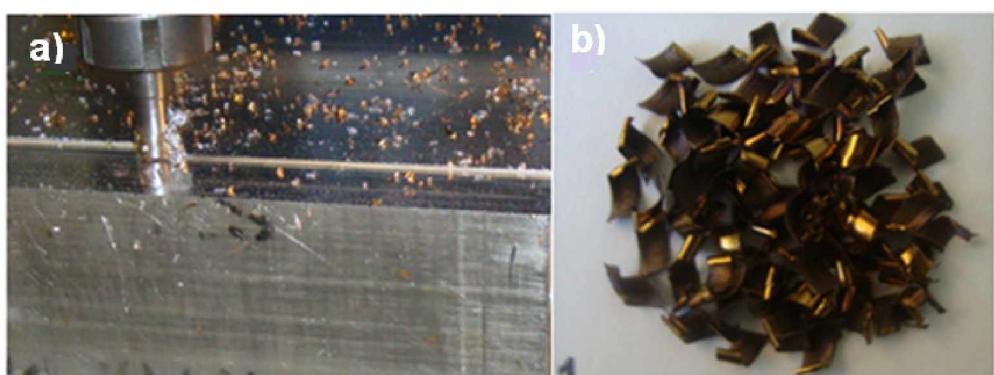


Figura 4.47 – a) Condição de geração dos cavacos com $a_p = 1,0$ mm, sem a aplicação do fluido de corte, velocidade de corte de 230 m/min; b) Apresentação dos cavacos

As demais fotos de certa quantidade de cavaco de cada ensaio realizado se encontram em quadros no apêndice VI.

4.2.8. Resultados relativos à verificação da capacidade lubri-refrigerante dos fluidos de corte aplicados

A seguir serão apresentados e discutidos os resultados dos ensaios experimentais referentes à capacidade lubri-refrigerante dos fluidos de corte com o objetivo de verificar a existência de alguma relação com os aspectos dos cavacos (forma e cor) que foram anteriormente mostrados.

a) Resultados dos ensaios do poder refrigerante dos fluidos

Na Figura 4.48, é mostrado o gráfico correspondente ao ensaio de resfriamento da esfera em função das condições testadas. As curvas dos fluidos LB 2000 (integral) e Vascomill (puro) tiveram um comportamento semelhante, porém o LB 2000 (integral) se destacou como o de maior poder para o resfriamento da esfera devido ao menor tempo empregado para isso, muito provavelmente este fato se deve à sua densidade que é de 920 kg/mm³, enquanto a do vascomill (puro) é de 950 kg/mm³ conforme indicação do fabricante no subcapítulo 3.6.1. Mas, como esperado, o Vascomill emulsionado a 7% foi o que se mostrou com maior poder de resfriamento. Na condição a seco a queda da temperatura na esfera é muito lenta como pode ser constatado na Fig. 4.48. Quando os aspectos dos cavacos são relacionados com a capacidade de resfriamento dos óleos, o que se percebe é a confirmação do que foi comentado, ou seja, com a aplicação do Vascomill emulsionado a 7% na forma de jorro, os cavacos se encontram na temperatura mais baixa em relação às demais condições testadas, assim, assumem a forma de lascas e a cor prateada brilhante, e quando se testa a condição BV, assumem a cor cinza de tonalidade escura. Para os testes das condições MQF e gotejamentos, os cavacos permanecem em forma de lascas, mas suas cores vão evoluindo cada vez mais da cor cinza de tonalidade escura para a de tonalidade marrom, induzindo ao entendimento que progressivamente a temperatura continua aumentando durante a operação de corte. Assim, para o corte a seco, os cavacos assumem a forma arco solto e a cor marrom indicando que a temperatura durante o corte, foi mais elevada em relação às anteriores.

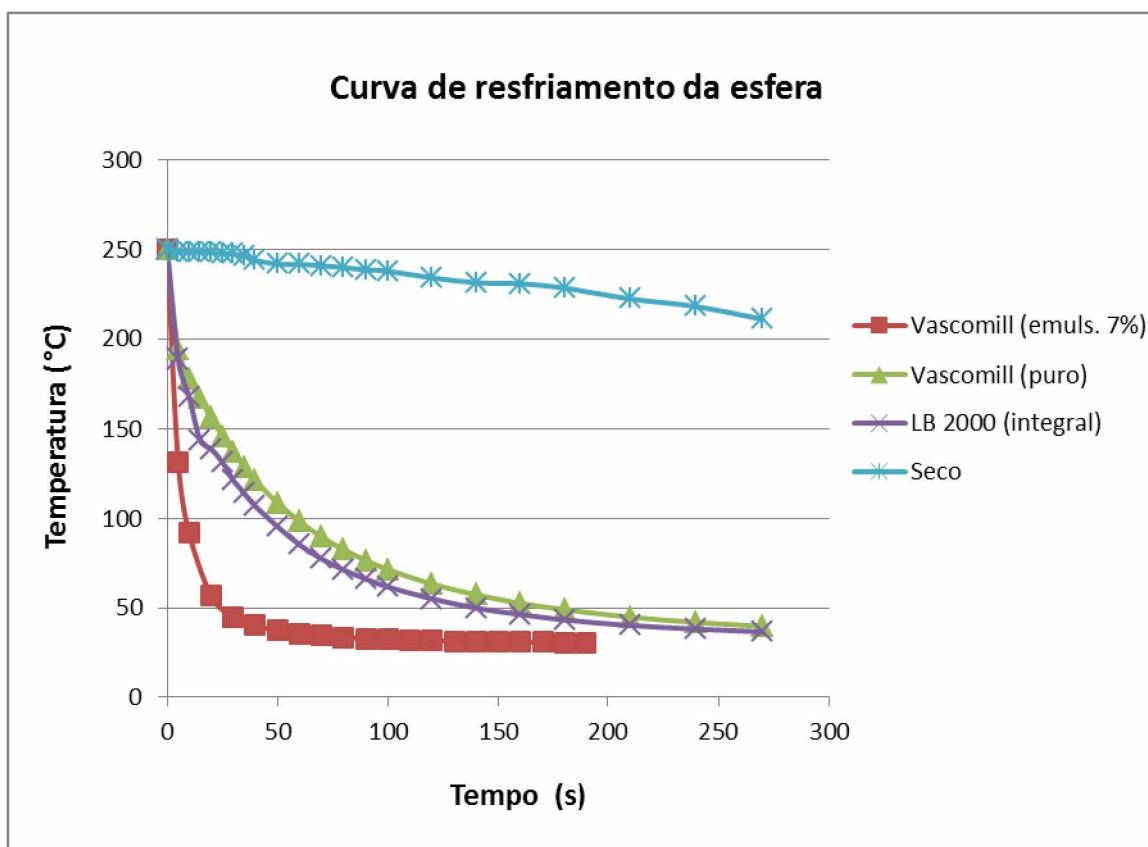


Figura 4.48 – Gráfico da temperatura em função do tempo relacionado às aplicações de LB2000 (integral), Vascomill (puro) e Vascomill (emulsionado a 7%) e a seco

Para uma análise mais minuciosa, nas Tabs. 4.13 e 4.14 são mostradas a taxa de refrigeração da esfera no intervalo de temperatura de [250 a 150]°C e [250 a 30]°C para cada condição de fluido testado. Sabe-se que, quanto maior o tempo menor é a taxa de refrigeração. Para cada intervalo citado nas tabelas, tem-se a mesma ordem, ou seja, Vascomill (emulsionado a 7%), LB2000 (integral), Vascomill (puro) e seco. O que se conclui é que para essa análise, nos intervalos testados, como esperado, devido ao seu maior percentual ser constituído de água, o Vascomill (emulsionado a 7%) apresentou uma taxa de refrigeração maior, quando comparado LB2000 (integral), que por sua vez, teve uma taxa maior em relação ao Vascomill (puro). A condição a seco foi a que apresentou a menor taxa de resfriamento devido a necessidade de um maior tempo para resfriamento como comprovado na Tab. 4.13.

Tabela 4.13 – Taxa de refrigeração no intervalo de temperatura de 250 a 150 °C

	Vascomill (emulsionado a 7%)	LB2000 (integral)	Vascomill (puro)	Seco
$(t_2 - t_1)$ s	3'04"	0'15"	0'25"	12'44"
ΔT °c/s	32,81	6,70	4,00	0,13

Tabela 4.14.– Taxa de refrigeração no intervalo de temperatura de 250 a 30 °C

	Vascomill (emulsionado a 7%)	LB2000 (integral)	Vascomill (puro)	Seco
$(t_2 - t_1)$ s	3'35"	9'42"	21'35"	-
ΔT °c/s	1,02	0,38	0,17	-

b) Resultados dos ensaios do poder lubrificante dos fluidos ou ensaios de energia específica

Na Figura 4.49 é apresentado o gráfico com o comportamento da energia específica média consumida para efetuar os riscos que foram efetuados pelo esclerômetro pendular de acordo com a metodologia sendo que cada ensaio foi constituído por três riscamentos. Neste, por ter apresentado a maior energia específica, a condição investigada com maior capacidade de retirada de calor foi o Vascomill (emulsionado a 7%) devido ao seu maior percentual de água.

Os resultados em ordem decrescente de energia específica são informados a seguir: Vascomill (emulsionado a 7%), Vascomill (puro) que como comentado, na prática é utilizado somente na condição emulsionada, LB 2000 (integral) e Seco que embora não tenha nenhum poder lubrificante, durante o riscamento, uma parcela considerável da energia necessária para riscar é convertida em energia térmica. Isto ocorre em uma região extremamente localizada, o que sugere uma elevação repentina da temperatura promovendo o amolecimento do material da amostra, facilitando o cisalhamento do mesmo. Em contra partida, de acordo com Teixeira Filho et al. (2001) o fluido de corte mais lubrificante promove a redução do coeficiente de atrito cavaco ferramenta e ferramenta-peça, reduzindo a força de usinagem, potência de corte e temperatura. Como comentado para o gráfico da Fig. 4.48, para o da Fig. 4.49 a situação é semelhante, pois o Vascomill (emulsionado a 7%) confirmou ser o de maior poder de resfriamento, LB2000 (integral) o de maior poder de lubricidade e a condição a seco que precisou de tempo um maior para resfriamento, teve uma elevação súbita da temperatura.

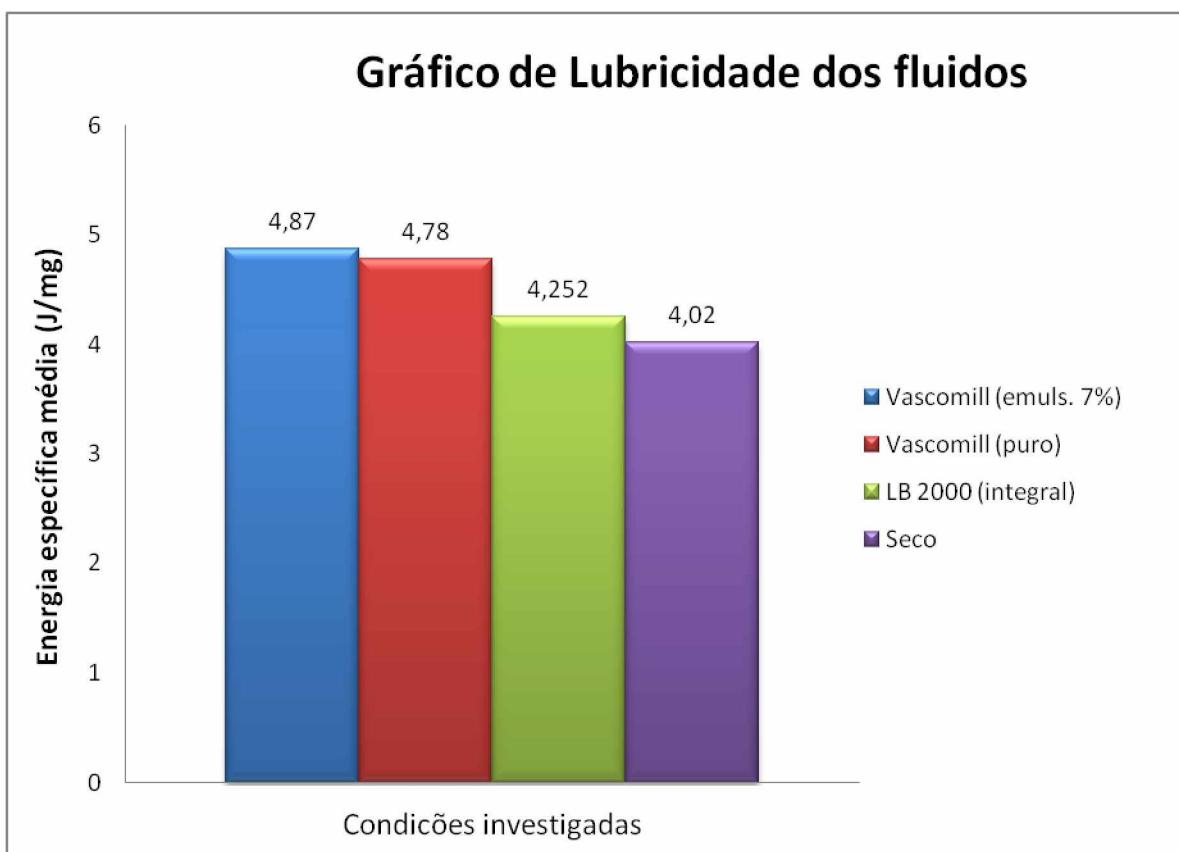


Figura 4.49 – Gráfico da energia específica média consumida para riscar a superfície da amostra do corpo de prova versus volume médio do material retirado após o riscamento

Na Tabela 4.15 é mostrado os valores obtidos nos testes de lubricidade, o LB 2000 (integral) apresentou propriedades lubrificantes maiores que refrigerantes, assim, os efeitos da redução do atrito foi maior para essa condição que apresentou um consumo de energia média nos riscamentos abaixo dos outros, exceto em relação a Seco em que prevaleceu o amolecimento do material conforme comentado, favorecimento dessa forma, para que ocorresse o menor valor para a energia específica média.

Tabela 4.15 – Valores obtidos nos testes de lubricidade

Teste	Perda de massa média [mg]	Energia média dissipada para produzir o risco [J]	Energia específica média [J/mg]
Vascomill (emulsionado a 7%)	1,130	5,5	4,87
Vascomill (puro)	1,115	5,33	4,78
LB2000 (integral)	3,475	14,23	4,25
Seco	2,135	8,57	4,02

Na Figura 4.50 são apresentados os cavacos removidos após os riscamentos, para os ensaios conduzidos com as aplicações das condições Vascomill (emulsionado a 7%), Vascomill (puro), LB 2000 (integral) e a Seco. Quando comparados com situações anteriores, estes assumiram a forma de lascas, com diferenciação de cores entre a condição a seco que aparenta a tendência para o marrom, devido à elevação da temperatura ao se efetuar o riscamento sem a aplicação do fluido conforme a Fig. 4.50 (d), enquanto os demais se encontram entre as cores prateada brilhante e cinza escura. Como podem ser observados na figura, os cavacos são semelhantes aqueles aos que em usinagem são classificados forma como lascas.



Figura 4.50 – Cavacos removidos após riscamentos na amostra, para ensaios das seguintes condições: a) Vascomill (emulsionado a 7%); b) Vascomill (puro); c) LB 2000 (integral); d) Seco

Como pode ser considerada, a esclerometria pendular é uma alternativa econômica para avaliação dos fluidos de corte e ganha importância porque é um teste dinâmico, onde a remoção de matéria ocorre com elevadas deformações e sob altas taxas de deformação plástica, similar a um processo de usinagem (SÖDERBERG; VINGSBO, 1981). Na Fig. 4.51 são mostrados os riscos executados no corpo de prova por meio do penetrador de base piramidal.

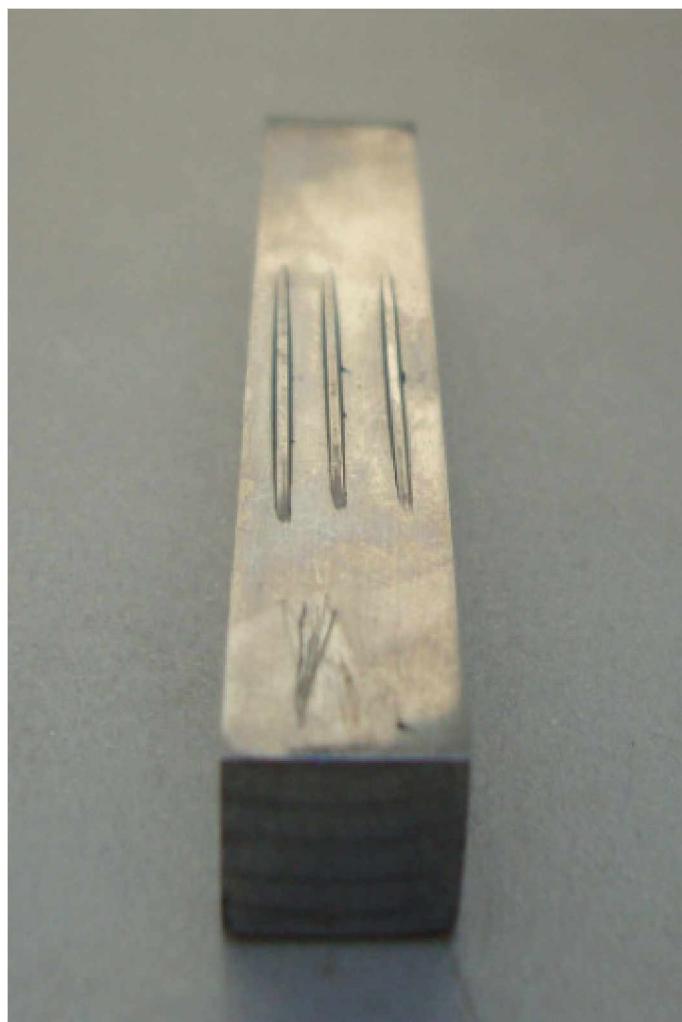


Figura 4.51 – Riscos na superfície da amostra do corpo de prova após o teste a seco

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

5.1 Conclusões

A análise dos resultados permite as seguintes conclusões:

- Nenhum sistema lubri-refrigerante aplicado foi capaz de reduzir o desgaste. Por outro lado observa-se na referida tabela, que as aplicações de fluido por gotejamento, praticamente, também não elevaram o desgaste;
- Em geral a rugosidade R_q foi pouco influenciada pelos diversos sistemas lubri-refrigerantes testados, conforme a média dos valores de R_q revelou. Mas, a aplicação de fluidos de corte apresenta tendência de reduzir R_q , o que pode ser observado nos confrontos Seco x MQF, Seco x gotejamento 0,20 L/h e Seco x Jorro, redução média de 6%;
- Os sistemas lubri-refrigerantes foram pouco influentes na força vertical F_z . Entretanto, quando se usinou com as vazões menores (MQF, gotejamento 0,20 e 0,32 L/h) a aplicação dos fluidos, em relação à usinagem a seco, tendeu a reduzir F_z em torno de 7%. Por outro lado a aplicação dos fluidos com as vazões maiores (BV e Jorro) praticamente não afetou F_z , mas apresentou leve tendência de aumento;
- Para qualquer das profundidades de corte empregadas, a aplicação do gotejamento a 0,32 L/h promoveu os maiores aumentos do momento M_z para qualquer uma das duas velocidades utilizadas. O planejamento estatístico comprova o fato que esta aplicação promoveu em M_z o maior aumento, em relação aos demais sistemas lubri-refrigerantes testados, com aumento de 39% (0,11 Nm) em média;

- Conforme o planejamento estatístico confirmou, a condição gotejamento a 0,20 L/h tendeu a um melhor desempenho em relação aos demais sistemas lubri-refrigerantes aplicados, ao promover a redução da potência em 16% (166 W);
- Entre os sistemas, o MQF foi influente e promoveu aumento da altura rebarba inferior de saída em média de 79% (0,43 mm). Os demais sistemas não foram influentes estatisticamente, mas os gotejamentos tenderam a diminuir as rebarbas em 50% e 51% que são valores relativamente expressivos;
- Nos intervalos testados, como esperado, devido ao seu maior percentual ser constituído de água, o Vascomill (emulsionado a 7%) apresentou uma taxa de refrigeração maior, quando comparado ao LB2000 (integral), que por sua vez, teve uma taxa maior em relação ao Vascomill (puro). A condição a seco foi a que apresentou a menor taxa de resfriamento;
- Nos ensaios de riscamento o fluido de corte com maior capacidade de retirada de calor (refrigerante) foi o Vascomill (emulsionado a 7%) que apresentou a maior energia específica, seguido do Vascomill (puro), e o de maior poder lubrificante, o LB2000 (integral) por ter apresentado a menor energia específica em relação aos anteriores.
- A aplicação de fluido de corte com vazões reduzidas, em especial o gotejamento a 0,20 L/h, tendeu a melhorar a qualidade da peça e reduzir os esforços de corte, na comparação com os sistemas Jorro e Seco. Em relação ao desgaste da ferramenta, mostrou ser melhor que o Jorro e praticamente igual a condição Seco.
- A aplicação de fluido de corte com vazões reduzidas pode ser uma forte aliada da “Usinagem Sustentável”, uma vez que ela demonstrou ter potencial para atender, simultaneamente, à preceitos técnicos, econômicos e ambientais.

5.2. Sugestões para trabalhos futuros

- Estudar a técnica de aplicação da condição gotejamento com diferentes vazões e materiais de ferramentas de corte no fresamento de topo utilizando ar comprimido de forma intermitente, sincronizado com a periodicidade das gotas, para exercer a função de limpeza dos cavacos;
- Avaliar o desempenho da aplicação da condição gotejamento em diferentes vazões no processo de torneamento de materiais empregados na indústria aeronáutica;
- Investigar a influência da aplicação da condição gotejamento no processo de fresamento de topo para as operações de desbaste e acabamento de outros materiais para moldes e matrizes;
- Estudar parâmetros fenomenológicos do processo de fresamento de topo como vibração e temperatura, utilizando a aplicação da condição gotejamento e diferentes ferramentas de corte no fresamento de materiais para indústria aeronáutica;
- Investigar a influência da aplicação da condição de baixa vazão BV de fluido emulsionável a uma concentração em torno de 20% e taxa de 1 L/h, para observação de possível inibição de trincas e lascamentos na ferramenta empregada no fresamento de topo dos aços para moldes e matrizes, e da mesma forma que anteriormente, utilizando ar comprimido de forma intermitente, sincronizado com a periodicidade das gotas;
- Verificar a estratégia de controle da fresa na peça por ROLAGEM sobre o processo de formação de rebarbas;
- Estudar a influência do fluido de corte em ensaios de esclerometria pendular.

CAPÍTULO VI

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AB SANDVIK COROMANT. Esqueça a alegação de que o aço inoxidável é difícil de usinar. **Revista O Mundo da Usinagem**, vol. 1.2001, p. 19-26. 2001.

AÇOS-FERRAMENTA. **O aço-ferramenta e suas propriedades**. 1f. Disponível em: <http://www.gefmat.furg.br/material_did/conformacao/Aços.pdf>. Acesso em: novembro. 2010.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, NRB ISO 4288: **Especificações geométricas de produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Regras e procedimentos para avaliação de rugosidade**, Brasil, 2008.

ASTM E 92 – www.lume.ufrgs.br/bitstream/handle/10183/21396/000737203.pdf?...1. Acesso em 10/04/2014.

BARBOSA, C.A., Desempenho de Aços Para Confecção de Moldes Para Plásticos, Workshop sobre tecnologia de fabricação de moldes São Paulo, S.P. 11-04-2001.

BECZE, C. E., CLAYTON, P., CHEN, L., EI-WARDANY, T. I., ELBESTAWI, M. A. High-speed Five-axis Milling of Hardened Tool Steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 40. pág. 869-885. Pergamon, Artigo, 2000. 17 p.

BLASER SWISSLUBE. **Vasco 1000**. Disponível em: <www.blaser.com>. Acesso em: jan. 2010.

BOOTHROYD, G; KNIGHT, W.A. **Fundamentals of Machining and Machine Tools**. Nova Iorque: CRC Press, 2006. ISBN 1-57444-659-2.

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

BYRNE, G. Usinagem em Ambiente Limpo: Não se Trata Apenas de Uma Questão de Higiene. **Máquinas e Metais**, São Paulo, v. 1, n. 122, p. 127-138, 2002.

CIMM. **Análise microbiológica de fluido de corte em operação de usinagem**. 1f. Disponível em: <http://www.java.cimm.com.br/cimm/.../htm/3_25_2404.htm> - Em cache >. Acesso em: out. 2010.

CHOU, Y. K., EVANS C. J., BARASH M. M. Experimental investigation on CBN turning of hardened AISI 5200 steel. **Journal of Materials Processing technology**, v. 124, p. 274-283, 2002.

COSTA, E. S., 2004, “**Furação de Aços Microligados com Aplicação de Mínima Quantidade de Fluido de Corte – (MQF)**”. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia - MG, 311 p.

CRUZ, H.; GONZALEZ, C.; JUÁREZ A.; HERRERA, M.; JUAREZ J. Quantification of the microconstituents formed during solidification by the Newton thermal analysis method. **Journal of Materials Processing Technology**, v 178, n 1-3, p. 128-134, 2006.

DING, C.; LAZOGLU, I.; SERPENGUZEL, A. Analysis of thermal fields in orthogonal machining with infrared imaging. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 198, n. 1-3, p. 147-154, mar. 2008.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L.. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. São Paulo: Art Líber Editora. 2000.

FALLBOHMER P, RODRÍQUEZ, C. A., OZEL, T., ALTAN, T. High-speed Machining of Cast Iron And Alloy for Die and Mold Manufacturing, **Journal of Materials Processing Technology**, V98,104-115. 2000.

GROOVER, M. P. “**Fundamentals of Modern Manufacturing – Materials**”, 2 ed. IE-WILEY, Prentice-Hall, p. 1020. 2001.

GRZESIK W; WANAT T. Surface finish generated in hard turning of quenched alloy steel parts using conventional and wiper ceramic inserts. **Int J. Mach I Manuf.** 46, 1988-1995. 2006.

GUIMARÃES, V. A. **Controle Dimensional e Geométrico – Uma Introdução à Metrologia Industrial**. Passo Fundo, RS: Editora da Universidade de Passo Fundo, 1999. 161p.

GUNNBERG, F., ESCURSELL, M.; JACOBSON, M. The Influence of Cutting Parameters on Residual Stresses and Surface Topography During Hard Turning of 18MnCr5 Case Carburised Steel, **Journal of Materials Processing Technology**, Vol. 174, No. 1-3, pp. 82-90. 2006.

GUO, Y.B.; D.W. SCHWACH., An Experimental Investigation of White Layer on Rolling Contact Fatigue Using Acoustic Emission Technique **Int. J. Fatigue**, 27, pp. 1051-1061. 2005.

HIOKI, D. **Influência dos parâmetros de corte no fresamento HSM sobre o desempenho tribológico do aço AISI H13 endurecido**. 2006. Tese (Doutorado) Departamento de Engenharia Mecânica, Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo.

INFOMET. **Aços para Ferramentas e Matrizes**. 1f. Disponível em: <<http://www.infomet.com.br/metais-e-ligas.php>>. Acesso em: novembro. 2010.

ISO TAG 4/WG 3, **Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement**, Geneva Switzerland, 2008, 131p.

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

ISO 13715. Desenhos Técnicos - Arestas Sem Forma Definida - Vocabulário e Indicações. 2000.

ITW ROCOL NORTH. Accu-lube Lb-2000 Technical data sheet. Disponível em: <www.rocolnorthamerica.com>. Acesso em: set. 2010.

KAMINISE, A. K.; SILVA, M. B.; GONÇALVES, R. A., GUILHERME, J. J. Study on Burr Formation in Turning of Carbon Steel ABNT 1045. **Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica**, 16., Uberlândia, Minas Gerais, Brasil. pp. 105-111. 2001.

KLOCKE, F.; GERSCHWILER, K. **Trockenbearbeitung – Grundlagen, Grenzen, Perspektiven**. VDI Berichte 1240. 1996. p. 1 - 43

KO, S. L.; DORNFELD, D. A. Analisys of Fracture in Burr Formation at the Exit Stage of Metal Cutting. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 58, pp 189-200. 1996.

LIEW, W. Y. H.; DING, X. Wear progression of carbide tool in low-speed end milling of stainless steel. **Wear**, 265, 155-166, 2008.

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

LIU, D.E.; HWANG, I.; VALENTE, C.M.O.; OLIVEIRA, J.F.G.; DORNFELD, D.A. Precision Manufacturing Process Monitoring with Acoustic Emission. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. 46, pp. 176-188, 2005.

LOHBAUER, I. A.; SIMON, A. T. A Micropulverização Posta a Prova. **Máquinas e Metais**, São Paulo, v. 1, n. 398, p. 18-27 mar. 1999.

MACHADO, et al., **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 2.ed. Edgard Blucher, São Paulo, Brasil, 2011. 400p.

MANSUR T.; DA SILVA M. B. Análise do efeito das condições de corte no perfil e nos parâmetros utilizados para avaliação da rugosidade de superfícies usinadas por torneamento. In: **Simpósio do programa de Pós-graduação e, engenharia mecânica**, 13, Uberlândia, 2993. 13 POSMEC, Uberlândia – MG, 8p. 2003.

MELO, A. C. A. **Estudo das Trincas de Origem Térmicas Geradas em Ferramentas de Metal Duro durante o Fresamento Frontal.** Tese. Uberlândia. 2001. 173 págs. Doutorado (Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia.

MESQUITA, R. A.; BARBOSA C. A. Moldes de Plástico: Otimização da Usinabilidade do Aço P20. **O Mundo da Usinagem**, Publicação trimestral da Divisão Coromat da Sandvik do Brasil S. A. ISSN 1518-6091 RG.BN 217.147 4^a Ed. 2003.

MESQUITA, R. A.; BARBOSA C. A. Desenvolvimento de um Aço Inoxidável Endurecido por Precipitação para Moldes de Plástico, In: **Anais do VII Seminário Brasileiro do Aço Inoxidável**, São Paulo, 23 a 25 de Novembro de 2004, CDROM.

MONTGOMERY, D. C. **Design and Analysis of Experiments**. 6.ed. Arizona: John Wiley & Sons, 2005.

MORAES, M. A. F. **Desenvolvimentos de Planilhas Eletrônicas para Calcular Incerteza de Medição**. 2011. 101 p. Monografia - Universidade de Uberlândia, Uberlândia.

NOVASKI, O., RIOS, M. – **Introdução teórica e vantagens de uso na usinagem de aços liga**. Revista Máquinas e Metais, São Paulo, Maio, 2004.

PEREIRA, C.; CORREIA, S. J.; PIVATO, C. Como se apresentam a para que servem os lubrificantes e refrigerantes, **Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora Aranda, n. 471, p. 352-361, abr. 2005.

RAEL, V.; DINIZ, A. E. Utilização do corte a seco, da mínima quantidade de fluido e do fluido em abundância no fresamento de matriz endurecida usando high speed machining. **Usinagem 2004 – Feira e Congresso**. 2004

RAMOS, C.A.D., COSTA, E.S., MACHADO, A.R. Fluidos de Corte: Tendências, Utilização e Aspectos Ecológicos, **II Congresso Nacional de Engenharia Mecânica**, João Pessoa, PA, Agosto, 2002.

RAMOS, C. A. D. **Usinabilidade de aços inoxidáveis para matrizes ABNT420 e VP80 no fresamento de topo usando superfícies de resposta** 2004. 229p. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

RODRIGUEZ, C.A.; BERGS, T.; NATERWALLA, U. Application of DAPRA Ball-nose End Mill to Adaptive Finish Milling of Sculptured Surfaces. NSF Engineering Research Center for Net Sharpe Manufacturing, Ohio State University. No. ERC/NSM-TB-95-03, 1995.

SALES, W. F. **Características Lubrificantes dos Fluidos de Corte**. 1999. 176f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Uberlândia-UFU-Brasil.

SANDVIK C. Manual de fresamento, s/d.

SANTOS, J. A. B. O. **Estudo da aplicação de revestimento superficiais em fresas caracóis**. 2004. Dissertação (Mestrado). Belo Horizonte: Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais (PUCMG).

SANTOS, M. O. **Estudo da formação de rebarbas no fresamento de faceamento de ferro fundido vermicular utilizado em blocos de motores diesel**. 2013. 164p. Dissertação de mestrado – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo São Paulo.

SATO, M., HANADA, T. ; BACKUS, M.W. Application of High Speed Milling in Die/Mold Manufacturing. **The International Advanced Technology for Die and Mold Manufacturing Conference, ERC/NSM**, Oct 11-12. 1995.

SCHÄFER, F. **Burr and Deburring**, VDI-Z120, 1/2, pp. 47-55. 1978.

SCHROETER, R. B.; TEIXEIRA, C. R.; MARKUS, W. Estudo comparativo com diferentes fluidos de corte no torneamento com metal duro revestido com TiN. **Congresso Nacional de Engenharia Mecânica (CONEM 2000), Natal. Anais**. Natal, CD, código HC 9230. 2000.

SHAW, M.C. "Metal Cutting Principles". Oxford Science Publications, 1986.

SILVA, J. D.; MACHADO, A. R.; VICENTE, D. A.; DA SILVA M. B. Estudo da Formação de Rebarbas no Fresamento de Blocos de Motores de Ferro Fundido Cinzento. **Universidade Federal de Uberlândia**, MG, Brasil, 30pgs. 2006.

SILVA, L. C. Comportamento da rebarba no fresamento de faceamento do aço inoxidável PH 138Mo. 2011. . 178p. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

SILVA, M. A. **Investigação experimental da Formação do Cavaco na Usinagem do Aço ABNT 1045 e do Ferro Fundido Nodular.** 2008. 72f. Dissertação - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia

SÖDERBERG, S.; VINGSBO, O., 1981, Performance and Failure of High Speed Steel Drills Related to Wear, Int. Conf. On Wear of Materials, San Francisco, USA, April, 1.

SRVPROD.SISTEMAFIERGS. **Projeto Programa Piloto para a Minimização dos Impactos Gerados por Resíduos Perigosos.** 21f. Disponível em: <http://www.srvprod.sistemafiergs.org.br/.../Oleo%20lubrificante%20automotivo_PE.pdf>. Acesso em: out. 2010.

STANFORD, M., LISTER ,P.M. e KIBBLE, K.A. **Investigation into the effect of cutting environment on tool life during the milling of a BS970-080A15 (En32b) low carbon steel.** Wear 262,1496–1503. 2007.

STEMMER, C. E., **Ferramentas de Corte I e Ferramentas de Corte II**, Ed. da UFSC, 249 p e 314 p, respectivamente. 1995.

TEIXEIRA FILHO, F., FERREIRA, J. R., DINIZ, A. E., 2001, Characteristics Of The Minimum Lubrication Application When Turning Hard Steel – ABNT 52100, XVI Brazilian Congress Of Mechanical Engineering. **Anais...** Uberlândia, Minas Gerais, Brasil.

TEIXEIRA, F. F. **A utilização de fluido de corte no fresamento do aço inoxidável 15-5PH /.** 2006. Tese de Doutorado - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Campinas, SP.

THEPSONTHI, T., HAMDI, M., MITSUI, K. Investigation into minimal-cutting-fluid application in high-speed milling of hardened steel using carbide mills **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, vol. 49, p. 156–162, 2009.

TOH, C. K. **Design, Evaluation and Optimisation of Cutter Path Strategies When High Speed Machining Hardened Mould and Die Materials.** Materials and Design. v. 26, pág. 517-533, London: Elsevier. Artigo. 2005. 17 p.

TOROPOV, A.; KO, S.; KIM, B. Experimental study of burrs formed in feed direction when turning aluminum alloy Al6061-T6. **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** v. 45, n. 9, p. 1015–1022, jul. 2005.

VALDÉZ, C. E. S. “**Avaliação através da inspeção magnética da condição superficial de anéis de rolamento de aço DIN 100 Cr6 após torneamento duro a seco**”. 2008. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, Escola Politécnica de São Paulo, São Paulo – SP, 92p.

VIEIRA, J. M. et al. Performance of cutting fluids during face milling of steels. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 116, p. 244-251, 2001.

VILLARES METALS. **Catálogo técnico aços inoxidáveis.** São Paulo, Brasil, 2008

WBTC-STD14. Worldwide Burr Technology Committee's Standard, An Integrated International Standard for Burrs and Edge Conditions. Kansas City, MO: **Deburring Technology International.** 1997.

WEIGAERTNER, W., SCHROETER, R. e TEIXEIRA, C. R. As Influencias da Minimização do Fluido de Corte. **Máquinas e Metais**, São Paulo, v.1, n.408. p. 52-59, jan. 2000.

ZEILMANN, R. P. **Furação da liga de titânio Ti6Al4V com mínimas quantidades de fluido de corte.** 2003. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Santa Catarina, UFSC, Florianópolis.

ZEILMANN, R. P., SLOMP, J. Furação com redução da quantidade de fluido de corte. **8º CONGRESSO IBERO AMERICANO DE ENGENHARIA MECÂNICA.** 2007.

Apêndices

Apêndice I – Matrizes de planejamentos para as seguintes variáveis de saída: Desgaste $VB_{Bmáx}$; Rugosidade R_q ; Força F_z ; Momento M_z ; Potência P_m

1º planejamento_ Seco x MQF_0,025 L/h

Ensaio	V_c (m/min)	a_p (mm)	Sistema lubri- refrig.	$(VB_{Bmáx})$ (mm)	R_q (μm)	F_z (N)	M_z (Nm)	P_m (W)
1	230	1	Seco	0,21	0,47	336	3,0	1387
2	185	1	Seco	0,17	0,35	285	2,9	1235
3	230	0,2	Seco	0,12	0,23	375	1,6	957
4	185	0,2	Seco	0,13	0,29	312	1,4	1010
5	230	1	MQF	0,28	0,40	364	4,1	1292
6	185	1	MQF	0,26	0,37	169	1,5	1259
7	230	0,2	MQF	0,13	0,23	398	1,5	1049
8	185	0,2	MQF	0,08	0,29	331	1,5	1038

2º planejamento_ Seco x Gotejamento_0,20 L/h

Ensaio	V_c (m/min)	a_p (mm)	Sistema lubri- refrig.	$(VB_{Bmáx})$ (mm)	R_q (μm)	F_z (N)	M_z (Nm)	P_m (W)
1	230	1	Seco	0,21	0,47	336	3,0	1387
2	185	1	Seco	0,17	0,35	285	2,9	1235
3	230	0,2	Seco	0,12	0,23	375	1,6	957
4	185	0,2	Seco	0,13	0,29	312	1,4	1010
9	230	1	Got. 200	0,19	0,38	345	2,0	1321
10	185	1	Got. 200	0,21	0,38	271	2,9	1165
11	230	0,2	Got. 200	0,13	0,25	332	1,5	730
12	185	0,2	Got. 200	0,11	0,23	259	1,9	708

3º planejamento_ Seco x Gotejamento_0,32 L/h

Ensaio	Vc (m/min)	a _p (mm)	Sistema lubri- refrig.	(VB _{Bmáx}) (mm)	Rq (μm)	Fz (N)	Mz (Nm)	Pm (W)
1	230	1	Seco	0,21	0,47	336	3,0	1387
2	185	1	Seco	0,17	0,35	285	2,9	1235
3	230	0,2	Seco	0,12	0,23	375	1,6	957
4	185	0,2	Seco	0,13	0,29	312	1,4	1010
13	230	1	Got. 0,32	0,24	0,53	213	4,5	1365
14	185	1	Got. 0,32	0,21	0,36	287	4,6	1237
15	230	0,2	Got. 0,32	0,09	0,26	371	2,2	1097
16	185	0,2	Got. 0,32	0,09	0,28	310	1,9	1059

4º planejamento_ Seco x Baixa vazão_5 L/h

Ensaio	Vc (m/min)	a _p (mm)	Sistema lubri- refrig.	(VB _{Bmáx}) (mm)	Rq (μm)	Fz (N)	Mz (Nm)	Pm (W)
1	230	1	Seco	0,21	0,47	336	3,0	1387
2	185	1	Seco	0,17	0,35	285	2,9	1235
3	230	0,2	Seco	0,12	0,23	375	1,6	957
4	185	0,2	Seco	0,13	0,29	312	1,4	1010
17	230	1	B.V	0,20	0,47	400	2,6	1267
18	185	1	B.V	0,25	0,41	307	2,5	1226
19	230	0,2	B.V	0,13	0,32	365	1,2	1094
20	185	0,2	B.V	0,11	0,26	272	1,1	876

5º planejamento_ Seco x Jorro_1020 L/h

Ensaio	Vc (m/min)	a _p (mm)	Sistema lubri- refrig.	(VB _{Bmáx}) (mm)	Rq (μm)	Fz (N)	Mz (Nm)	Pm (W)
1	230	1	Seco	0,21	0,47	336	3,0	1387
2	185	1	Seco	0,17	0,35	285	2,9	1235
3	230	0,2	Seco	0,12	0,23	375	1,6	957
4	185	0,2	Seco	0,13	0,29	312	1,4	1010
21	230	1	Jorro	0,33	0,34	374	3,4	1529
22	185	1	Jorro	0,34	0,37	275	3,3	1984
23	230	0,2	Jorro	0,13	0,28	369	1,3	1543
24	185	0,2	Jorro	0,11	0,26	292	1,2	1784

Apêndice II – Tabela para avaliação de incerteza

Componentes de incerteza para o Estéreo Microscópio SZ6145TR-OLYMPUS						
Grandeza	Estimativa	TI	DP	GL	CS	Incerteza padrão
LMi	0,325	A	Normal	4	1	0,003749667
RMi	0,003	B	Retangular	∞	1	0,000866025
I _{cso}	0,009	A	Normal	9695030	1	0,009
I _{cMi}	0	B	Normal	1E+08	1	0
Incerteza padrão combinada (u_c) em μm						0,009788258
Grau de liberdade efetivo v_{eff}						185,7398469
Fator de abrangência k						1,972869946
Incerteza expandida em μm						0,019

Componentes de incerteza para o Rugosímetro Digital SJ-201P						
Grandeza	Estim. (μm)	TI	DP	GL	CS	Inc. padrão (μm)
LRu	0,33	A	T-Student	23	1	0,06695272
RRu	0,01	B	Retangular	∞	1	0,002886751
I _{cRu}	0,02264151	B	Normal	5	1	0,022641509
Incerteza padrão combinada (u_c) em μm						0,0707
Grau de liberdade efetivo v_{eff}						27,0306
Fator de abrangência k						2,052
Incerteza expandida em μm						0,15

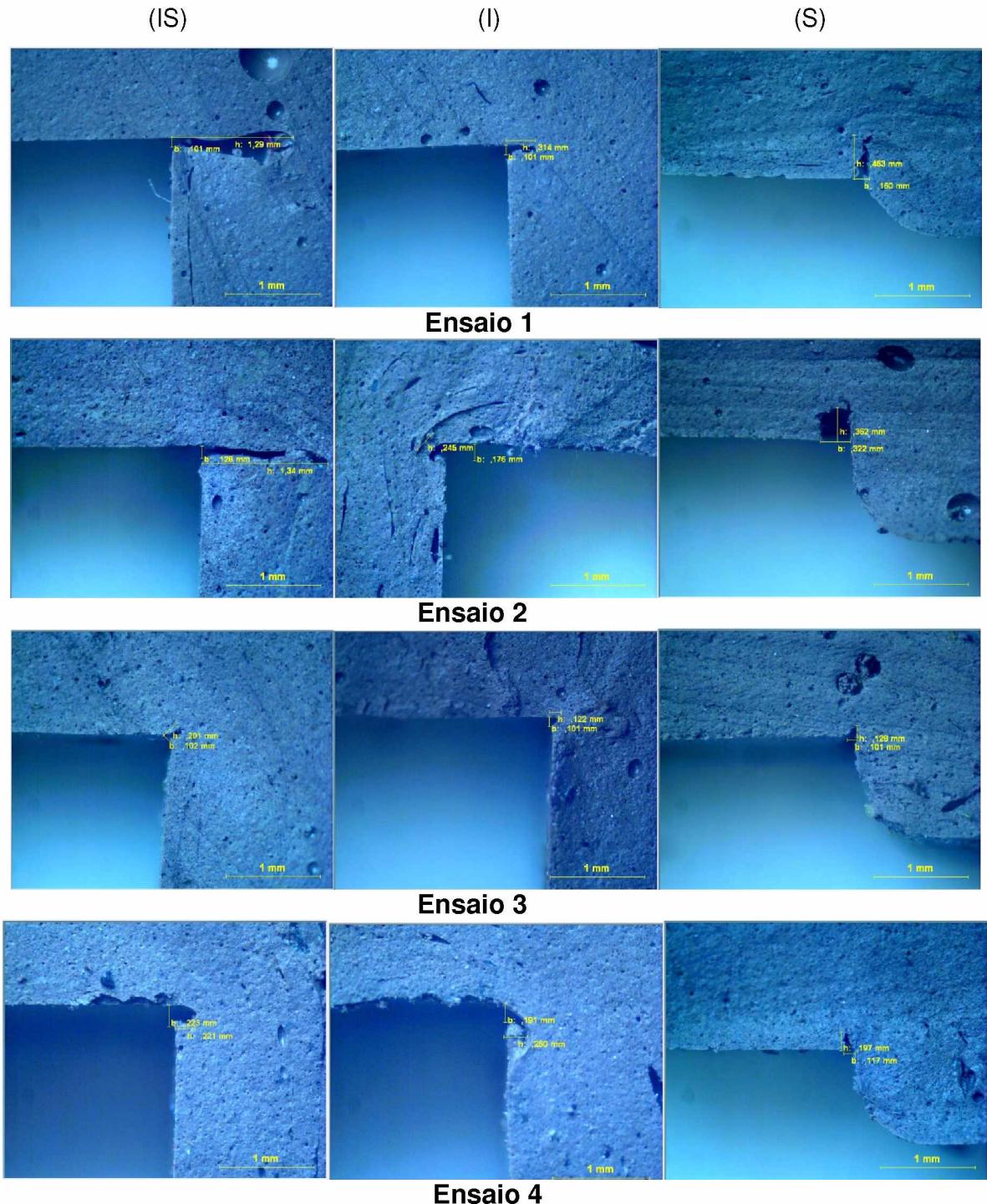
Apêndice III – Tabela de Pré-testes

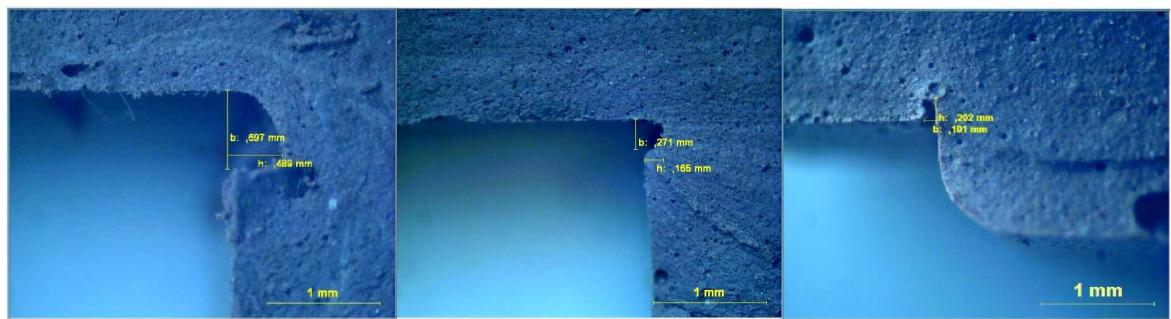
Ensaios			Sistema Lubri-refrig.	V_c m/min	f mm/rev	a_b mm	a_e mm	V.M.R. Cm ³	Ferr.	Aresta	VBBmáx médio	Rq médio	
Etapa I	1 2 3	6 passadas 16 passad. 10 passadas	Teste Répl.	Seco	115	0,15	1,0	11,6	25,2	1	A	0,07	1,67
											B	0,08	
					175	0,25	2,5	9,4	136,1	2	A	0,09	1,73
											B	0,09	
					175	0,25	2,5	9,4	85,1	3	A	0,27	1,80
											B	0,27	
			Teste Répl.	Seco	Previsto 85,1	4	A	0,16	5	A	0,10	1,88	
											B	colapso	
	Etapa II	32 passad.	Teste Répl.	Seco	200	0,20	2,5	10,4	301,2	1	0,21	1,57	
											0,28		
		28 passadas	Teste Répl.		115	0,20	2,5	10,4	Previsto 236,5	2	0,17	1,12	
											0,25		
		28 passadas	Teste Répl.		230	0,20	3,0	10,4	Previsto 236,5	3	0,39	1,39	
											colapso		
		32 passad.	Teste Répl.	Gotejam: 0,32 L/h	230	0,20	2,0	10,4	316,2	4	0,33	2,00	
											colapso		
		32 passad.	Teste Répl.		230	0,20	2,0	10,4	240,1	5	0,24	1,14	
											0,29		
					Previsto	8	A	0,21	6	0,21	0,89		
											B		
											colapso	1,66	

Apêndice IV – Tabela com as dimensões das rebarbas inferior de saída, inferior e superior para cada ensaio. IS: Inferior de saída ; I: Inferior ; S: Superior

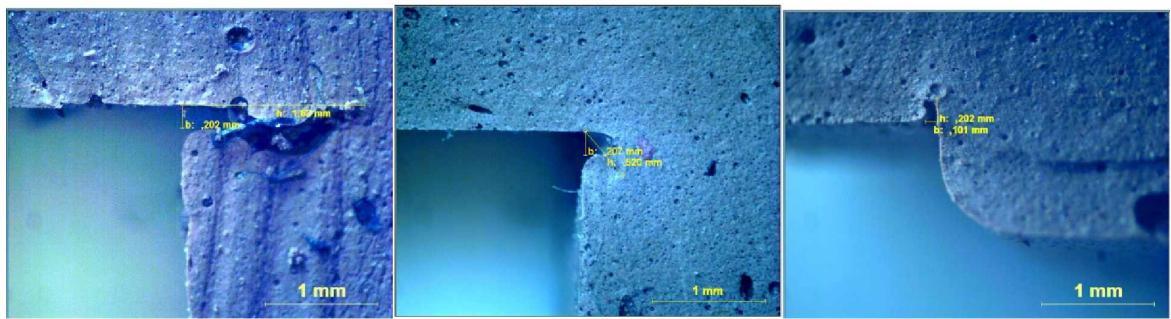
Ensaio	v_c	a_p	Tipo de rebarba	IS		I		S		
				Condição	h	b	h	b	h	b
1	230	1,0	Seco_b		1,290	0,101	0,314	0,101	0,463	0,160
2	185	1,0	Seco_h		1,34	0,128	0,245	0,176	0,362	0,322
3	230	0,2	Seco_b		0,201	0,102	0,122	0,101	0,128	0,101
4	185	0,2	Seco_h		0,221	0,223	0,250	0,191	0,197	0,117
5	230	1,0	MQF: (Integral) 0,025 L/h_b		0,489	0,697	0,165	0,271	0,202	0,101
6	185	1,0	MQF: (Integral) 0,025 L/h_h		0,509	0,581	0,620	0,207	0,202	0,101
7	230	0,2	MQF: (Integral) 0,025 L/h_b		0,154	0,127	0,379	0,101	0,165	0,221
8	185	0,2	MQF: (Integral) 0,025 /h_h		0,176	0,149	0,144	0,154	0,266	0,101
9	230	1,0	Gotej.: (Integral) 0,20 L/h_b		1,20	0,170	0,479	0,367	0,351	0,154
10	185	1,0	Gotej.: (Integral) 0,20 L/h_h		0,205	0,133	0,160	0,104	0,234	0,101
11	230	0,2	Gotej.: (Integral) 0,20 L/h_b		0,319	0,271	0,101	0,101	0,146	0,101
12	185	0,2	Gotej.: (Integral) 0,20 L/h_h		0,102	0,242	0,128	0,144	0,311	0,167
13	230	1,0	Gotej.: (Integral) 0,32 L/h_b		0,202	0,176	0,117	0,160	0,160	0,122
14	185	1,0	Gotej.: (Integral) 0,32 L/h_h		1,160	0,104	0,473	0,109	0,197	0,117
15	230	0,2	Gotej.: (Integral) 0,32 L/h_b		0,229	0,101	0,399	0,106	0,234	0,106
16	185	0,2	Gotej.: (Integral) 0,32 L/h_h		0,226	0,101	0,223	0,295	0,112	0,100
17	230	1,0	B. V.: (emul. 7%) 5 L/h_b		0,250	0,346	0,186	0,101	0,298	0,100
18	185	1,0	B. V.: (emul. 7%) 5 L/h_h		1,640	0,154	0,231	0,101	0,648	0,199
19	230	0,2	B. V.: (emul. 7%) 5 L/h_b		0,197	0,213	0,101	0,101	0,184	0,100
20	185	0,2	B. V.: (emul. 7%) 5 L/h_b		0,479	0,144	0,264	0,170	0,186	0,112
21	230	1,0	Jorro: (emul. 7%) 1020 L/h_b		1,21	0,580	0,356	0,330	0,478	0,186
22	185	1,0	Jorro: (emul. 7%) 1020 L/h_h		0,904	0,261	0,380	0,303	0,457	0,100
23	230	0,2	Jorro: (emul. 7%) 1020 L/h_b		0,179	0,165	0,487	0,426	0,194	0,101
24	185	0,2	Jorro: (emul. 7%) 1020 L/h_h		0,407	0,144	0,245	0,176	0,239	0,101

Apêndice V – Imagens dos moldes obtidos das rebarbas a partir do sistema da aquisição para cada ensaio realizado





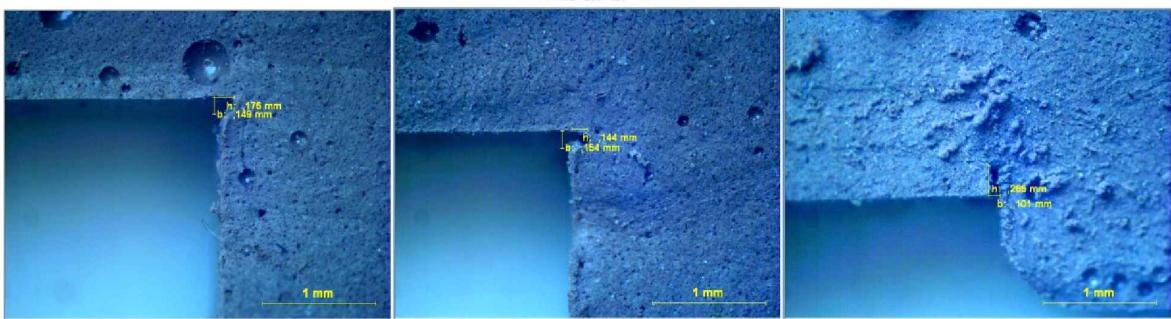
Ensaio 5



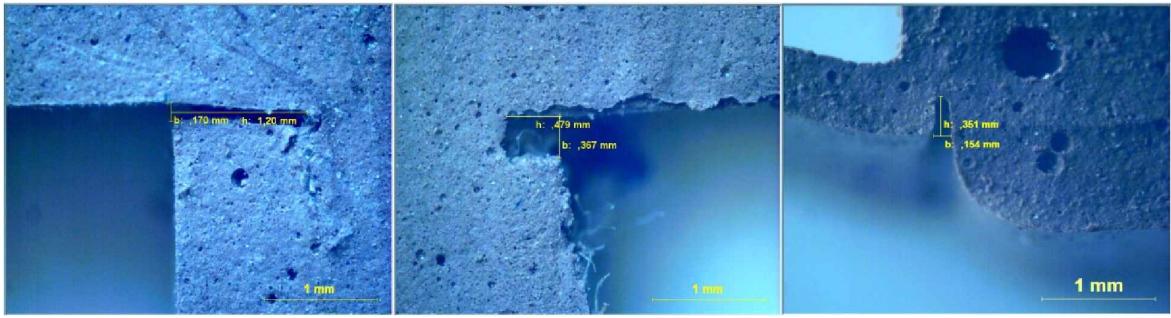
Ensaio 6



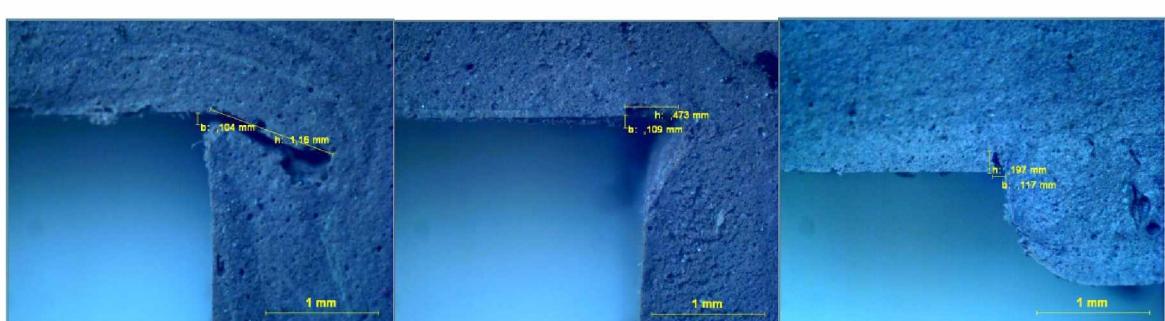
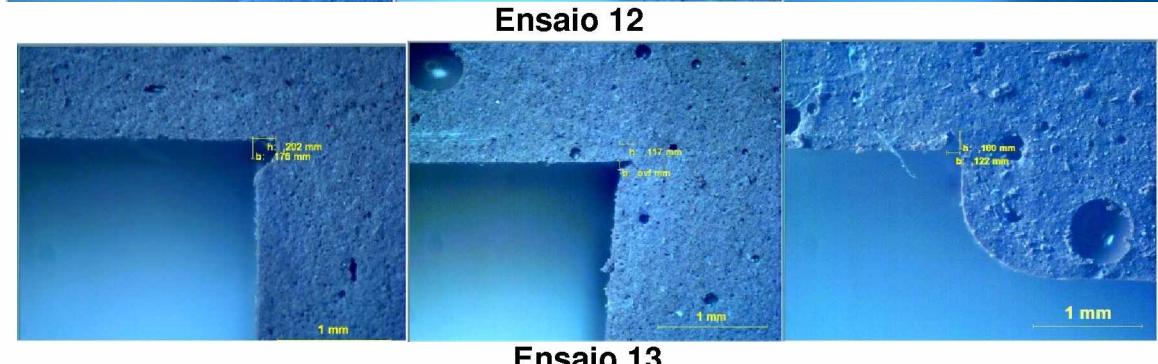
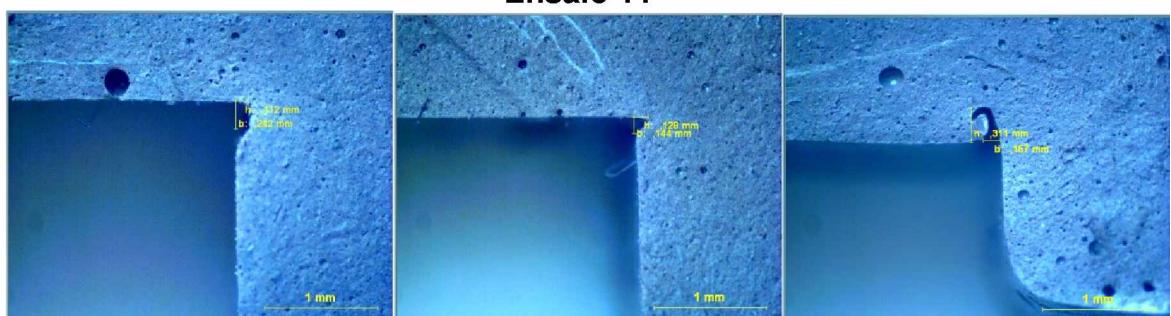
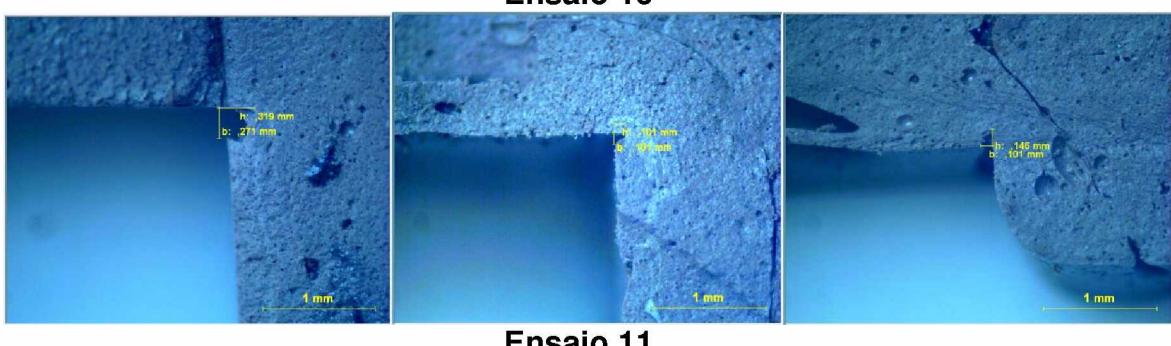
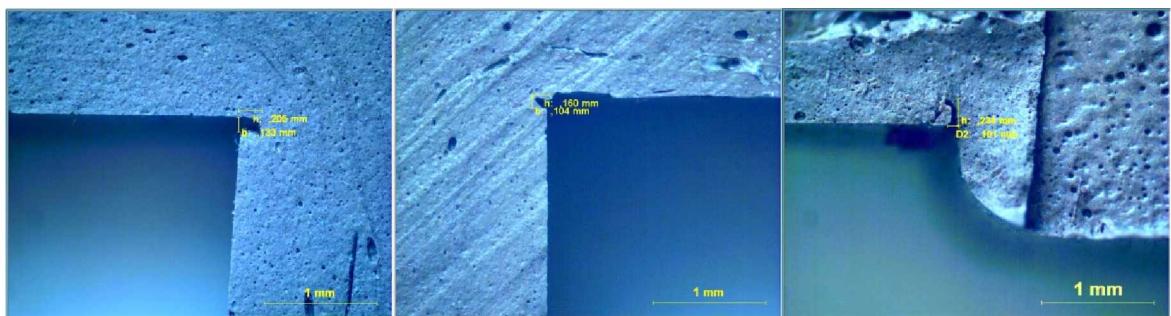
Ensaio 7

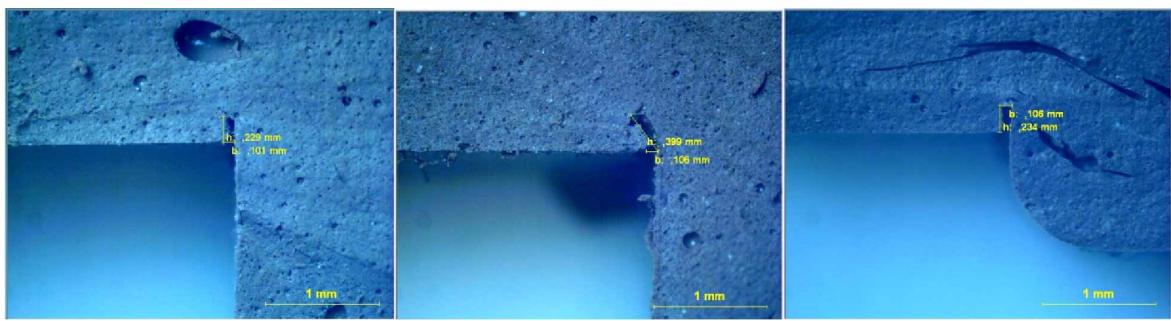


Ensaio 8

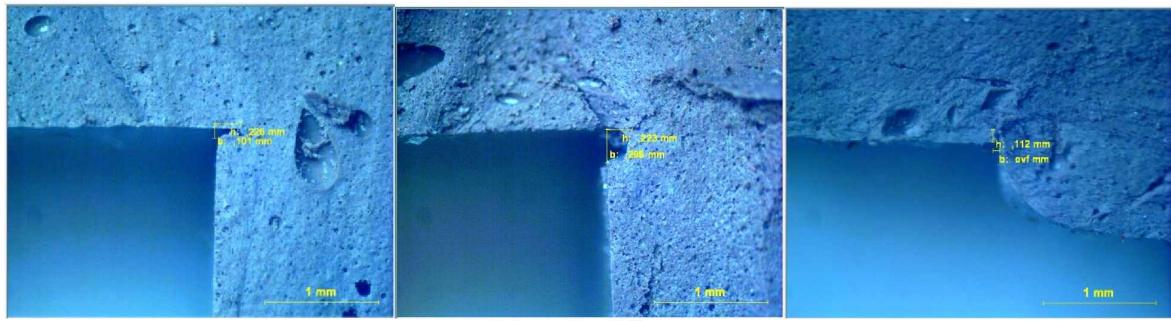


Ensaio 9

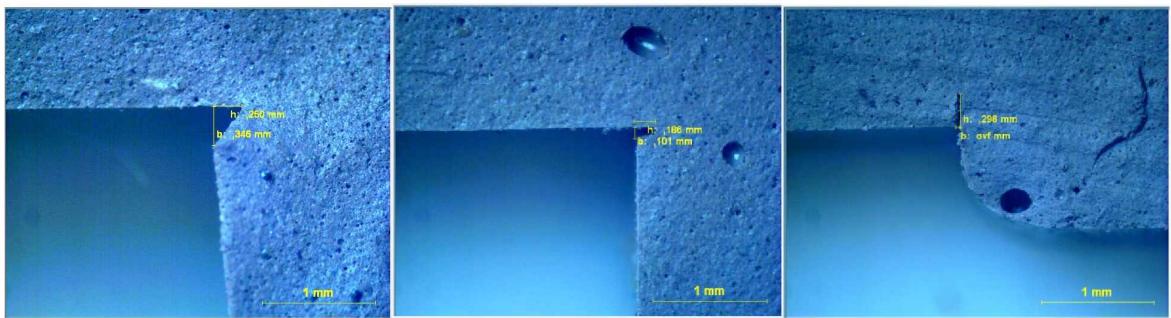




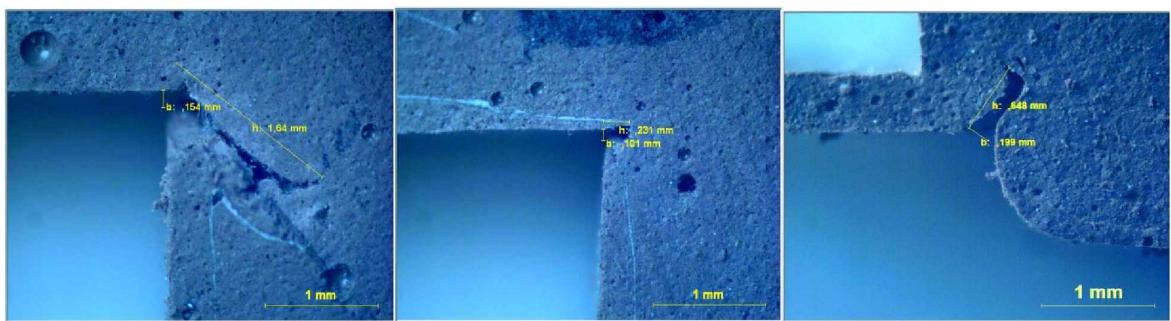
Ensaio 15



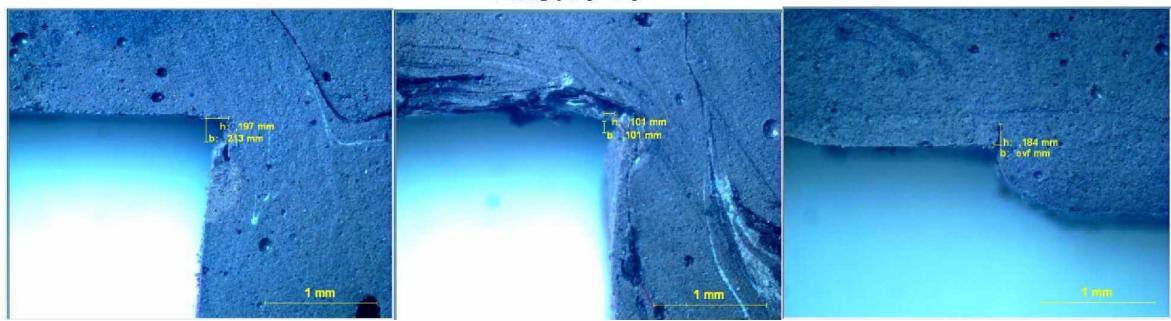
Ensaio 16



Ensaio 17



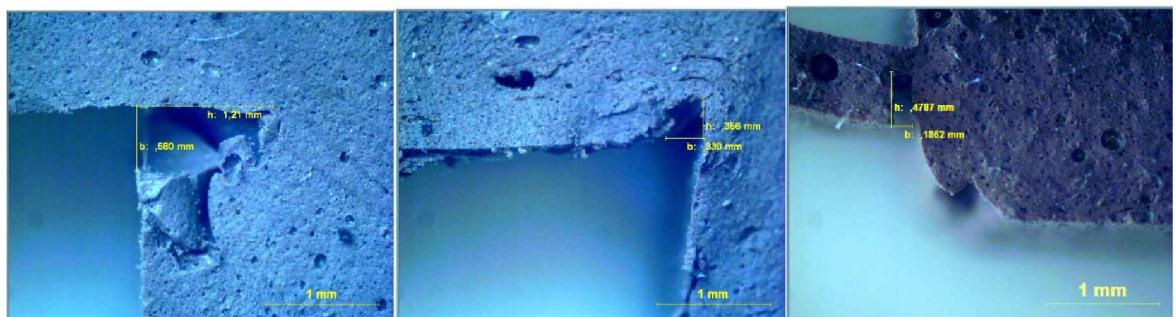
Ensaio 18



Ensaio 19



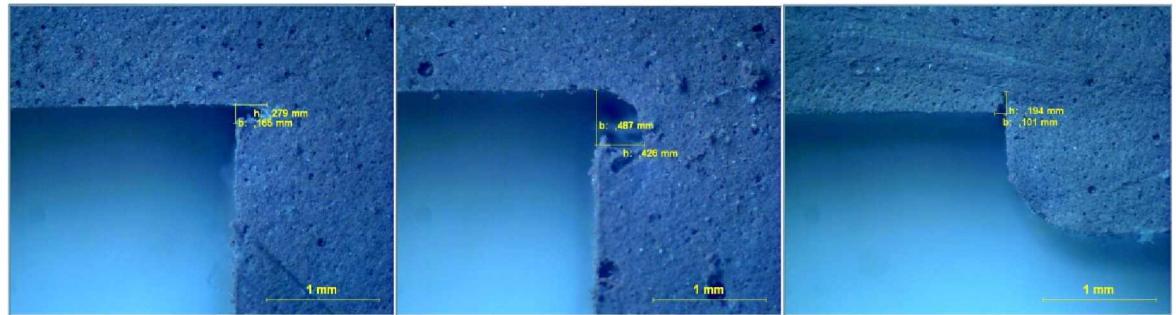
Ensaio 20



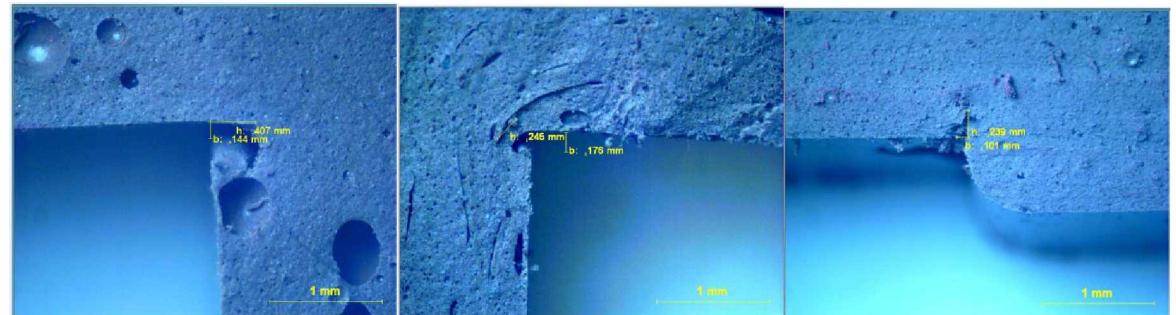
Ensaio 21



Ensaio 22



Ensaio 23



Ensaio 24

Apêndice VI – Foto dos cavacos gerados em cada ensaio.

