

VITOR TOMAZ GUIMARÃES NAVES

USINAGEM DO AÇO INOXIDÁVEL AUSTENÍTICO
ABNT 316UF COM APLICAÇÃO DE FLUIDO DE CORTE A
ALTA PRESSÃO



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2013

VITOR TOMAZ GUIMARAES NAVES

**USINAGEM DO AÇO INOXIDÁVEL AUSTENÍTICO ABNT 316 UF COM
APLICAÇÃO DE FLUIDO DE CORTE A ALTA PRESSÃO**

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. Marcio Bacci da Silva

UBERLÂNDIA – MG

2013

“O objetivo principal da teoria da usinagem dos metais não é apenas prever o que irá ocorrer, mas compreender o que é observado a fim de reduzir o número de ensaios necessários para atingir o objetivo desejado”.

Milton C. Shaw.

Dedico este trabalho aos futuros engenheiros que serão formados pela Universidade Federal do Triângulo Mineiro (UFTM).

AGRADECIMENTOS

À Deus, pelo dom da vida, por iluminar meu caminho e pela fé que me faz acreditar na realização de meus sonhos.

À minha família, de modo especial aos meus amados pais, Luzia Irene e Braz Tomaz, pelo amor, carinho e por sempre apoiar-me na busca de meus sonhos. Ao Fábio, meu irmão, um grande amigo em todos os momentos. E à Caroline, minha namorada, que com carinho e companheirismo sempre me incentivou e torceu muito pelo êxito desta tese. Agora será minha vez de acreditar e torcer durante o doutorado dela.

Ao Professor Marcio Bacci da Silva, pela nossa amizade, pela orientação, pela compreensão e ensinamentos transmitidos durante meu mestrado e doutorado.

De modo especial ao Professor Álisson Rocha Machado, incentivador de minhas pesquisas em usinagem, pela sua alegria e profissionalismo em ensinar seus alunos a entenderem os fenômenos de usinagem.

Ao Professor Rosemar Batista da Silva, pelo apoio, sugestões e contribuições prestadas durante este trabalho.

Ao Professor Flávio José da Silva, que incondicionalmente me ajudou durante análises e aquisição de imagens de ferramentas desgastadas.

Aos amigos Paulo Rosa Mota, Ildeu Lúcio e Sebastião Gonçalves pelos bons momentos convividos juntos durante a pós-graduação.

Ao Professor Eder Costa e aos funcionários da UFU e do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU), Reginaldo, Lázaro e Eurípedes Balsanufu, pelas valiosas contribuições técnicas prestadas durante a execução desta pesquisa. Agradeço também à Sra. Ângela M. S. Andrade, funcionária do Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM), pelo seu cuidadoso apoio na preparação de amostras e análises metalográficas, medições de dureza e microdureza.

Aos alunos de iniciação científica, Gabriel, José Fábio e Vitor pelo auxílio na montagem dos equipamentos de aquisição de sinais.

Aos amigos professores da Universidade Federal do Triângulo Mineiro (UFTM), pela confiança, incentivo e apoio durante boa parte do meu doutorado.

À Empresa *Blaser Swisslube*, especialmente ao Sr. Marcelo Kuroda, pela parceria, doação e fornecimento do fluido de corte utilizado nesta pesquisa.

À Empresa *Kennametal*, pela doação do equipamento de aplicação de fluido de corte a alta pressão.

Ao CNPq pelo apoio financeiro e pela bolsa de doutorado durante parte desta pesquisa.

À FAPEMIG, pelo Programa Mineiro de Capacitação de Docente (PMCD II) pelo apoio financeiro e pela bolsa de doutorado, como professor da Universidade Federal do Triângulo Mineiro.

À Faculdade de Engenharia Mecânica, à Coordenação do Curso de Pós-Graduação e também à Universidade Federal de Uberlândia, pela oportunidade e pela infra-estrutura fundamentais à realização deste trabalho.

Aos professores do curso de pós-graduação, pelos conhecimentos transmitidos.

Enfim, a todos que direta ou indiretamente participaram para transformar em realidade esta Tese.

MUITO OBRIGADO!

NAVES, V. T. G. **Usinagem do Aço Inoxidável Austenítico ABNT 316UF com Aplicação de Fluido de Corte a Alta Pressão.** 2013. 181 p. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, Brasil.

Resumo

Em processos de usinagem o uso de fluido de corte é uma atmosfera que, quando escolhida e aplicada de forma adequada, favorece a redução do calor gerado durante a formação do cavaco e também na redução do atrito entre o cavaco e a ferramenta, consequentemente poderá aumentar a vida da ferramenta, beneficiar o acabamento superficial de peças usinadas, auxiliarem na remoção e controle do cavaco, proteger a máquina contra corrosão atmosférica, etc. Os fluidos de corte podem também favorecer a redução dos esforços de usinagem e contribuir para uma menor potência elétrica consumida pela máquina ferramenta durante os processos de fabricação. Para melhorar suas funções lubri-refrigerante é importante que o fluido de corte penetre em regiões mais próximas possíveis da ponta da ferramenta durante a formação do cavaco e facilite o escoamento do mesmo pela superfície de saída da ferramenta. Ainda que as máquinas ferramentas disponham de um eficiente sistema de refrigeração durante a usinagem, muitas vezes o fluido de corte não consegue penetrar de forma eficaz nas principais regiões geradoras de calor ou, então, forma-se uma película de fluido sobre as partes quentes dificultando a condução do calor de forma eficiente. O uso de fluido de corte aplicado a alta pressão em processos de usinagem torna-se um eficiente método para o acesso a essas regiões. Nesta pesquisa foi investigada a ação do fluido de corte a alta pressão durante o processo de torneamento cilíndrico externo de um aço inoxidável austenítico ABNT 316 UF. O fluido de corte utilizado foi uma emulsão de base vegetal com concentrações de 5% e 10% e foram utilizadas pressões de 10 MPa, 15 MPa e 20 MPa. As respectivas vazões a estas condições de pressões foram de 13,2 l/min, 16,8 l/min e 18,6 l/min. Os resultados foram comparados com a usinagem a seco e com aplicação de fluido na forma de jorro. Na condição a jorro a vazão foi de 4,2 l/min. Os testes foram realizados em um torno com comando numérico de 11 kW de potência no motor principal e faixa de velocidade de 3 a 3000 rpm. As ferramentas utilizadas foram pastilhas de metal duro da classe ISO K05, com tripla cobertura de Ti (C,N) + Al₂O₃ + TiN. A velocidade de corte foi de 300 m/min, o avanço de 0,2 mm/rev e a profundidade de corte de 1 mm, mantidos constantes. Foram investigados a potência elétrica consumida pela máquina, as componentes das forças de usinagem, a rugosidade, formação do cavaco, a micro dureza do cavaco, forma e mecanismo de desgaste das ferramentas de corte. Os resultados mostraram que o uso do fluido de corte a alta pressão aumentou o tempo de vida das ferramentas, gerando um menor desgaste na aresta de corte. A rugosidade, força e potência de usinagem pouco foram influenciadas pela ação do fluido de corte aplicado a alta pressão. Análises feitas por microscopia eletrônica de varredura e por elétrons retroespalhados mostraram que a área e o comprimento de contato cavaco- ferramenta foi significativamente reduzida quando o fluido de corte foi aplicado em alta pressão. Esta técnica ainda demonstrou ser um eficiente quebra-cavaco, favorecendo o controle de cavacos contínuos e emaranhados formados durante a usinagem a seco e com jorro.

Palavras-chave: usinagem, fluido de corte a alta pressão, aço inoxidável austenítico

NAVES, V. T. G. **Machining of Austenitic Stainless Steel SAE 316 with high pressure coolant supply.** 2013. 181 p. Doctoral Thesis, Federal University of Uberlândia, Uberlândia, MG, Brazil.

Abstract

The use of cutting fluid during the cutting process, when chosen and applied properly, reduce the heat generated during the chip formation as well as reducing the friction between the chip and the tool thus may increase the tool life, improve the finish surface and decrease tool wear rate. Cutting fluids may also help in reducing cutting forces and contribute to a lower power consumption by the machine tool during the manufacturing processes. Cutting fluids work as a lubricant to reduce the contact area between chip and tool, and their efficiency depends on the ability to penetrate the chip-tool interface and to create a thin layer in the shortest available time. High-pressure jet-assisted machining has become a powerful technique to help the cutting fluid to attain regions very close to the cutting edge and increase production efficiency. The main advantages of this technique are improved chip control, increased tool life, lower cutting temperature and better surface integrity. The objective of this work is to investigate the action of the cutting fluid at high pressure during the machining process of austenitic stainless steel ABNT 316 UF. The experiments were carried out in a turning operation and the cutting fluid was applied at different pressures (10, 15 and 20 MPa) between the chip and tool at the rake face. The respective flow rates of these conditions are pressures of 13.2 l / min and 16.8 l / min and 18.6 l / min. The results were compared to dry cutting and wet cutting. Cemented carbide tools of class ISO K coated with TiN, Al₂O₃ and Ti (C,N), using the chemical vapor deposition at medium temperature technique (MTCVD), were employed. The cutting fluid used was a vegetable oil with concentration of 5% and 10%. The trials were performed in a numerically controlled lathe with 11 kW main engine power and speed range 3-3000 rpm. The cutting parameters were: cutting speed 300 m/min, feed 0.2 mm/rev and depth of cut of 1 mm. The signals monitored were: electrical power consumed by the machine, the components of the cutting forces, measuring of surface roughness, chip formation, chip micro hardness, wear mode and wear mechanism of cutting tools. The results showed that the use of cutting fluid at high pressure increased the tool life. Roughness surface, cutting forces and power machining shown reduced when the cutting fluid were applied under high pressure. Analysis by scanning electron microscopy and electron backscattering showed that the area and the length of chip-tool contact was significantly reduced when the cutting fluid was applied at high pressure. The main wear mechanism observed on the rake face and the flank face was adhesion. The high-pressure coolant technique was more efficient than both overhead fluid applications and dry cutting with regard to the reduction of cutting tool wear. The lowest wear was obtained when the fluid was applied with a concentration of 10% and at a pressure of 10 MPa. The high pressure jet coolant shown to be an efficient chip breaker, producing chip fragmented.

Keywords: machining, cutting fluid, high pressure cooling supply, austenitic stainless steel.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Ilustração do processo de torneamento (adaptada de ASTAKHOV; DAVIM, 2008).	05
Figura 2.2 – Principais operações de torneamento (CHIAVERINI, 1986; FERRARESI, 1997; SANDVIK, 2011).	06
Figura 2.3 – Lista dos materiais de ferramentas de corte (MACHADO; DA SILVA, 1994).	08
Figura 2.4 – Variação da dureza de alguns materiais de ferramentas de corte com a temperatura (dureza a quente) (adaptada de KALPAKJIAN; SCHMID, 2010).....	10
Figura 2.5 – Classificação dos metais duros segundo a Norma ISO 513 (2004). (citado por MACHADO et al., 2009).	14
Figura 2.6 – Exemplos camadas de revestimentos depositadas em ferramentas de metal duro (SANDVIK, 2011).	16
Figura 2.7 – Influência da temperatura na condutividade térmica dos principais materiais para revestimento em ferramentas de corte (WERTHEIM et al., 1982 apud MACHADO et al., 2009).	19
Figura 2.8 – Diagrama para o mecanismo de formação do cavaco em corte ortogonal (adaptada de TRENT; WRIGHT, 2000).	21
Figura 2.9 – Classificação da forma dos cavacos de acordo com a norma ISO 3685 (1993).	23
Figura 2.10 – Ilustração do processo de torneamento (adaptada de TRENT; WRIGHT, 2000).	26
Figura 2.11 – Representação do máximo ângulo de posição (K_r) com grande raio de ponta (r_ϵ) e pequena profundidade de corte (a_p) (CHEN, 2000).	27

Figura 2.12 – Influência do ângulo de posição na direção de força de avanço (mostrado por F_x) e na direção da força passiva (mostrado por F_y) (CHEN, 2000).....	27
Figura 2.13 – Força de corte vs velocidade de corte (adaptado de TRENT e WRIGHT, 2000).....	30
Figura 2.14 – Comprimentos de análises para cálculo da rugosidade (adaptada de SANTOS e SALES, 2007).	33
Figura 2.15 – Posicionamento da linha de centro (adaptada de SANTOS e SALES, 2007).	34
Figura 2.16 – Representação dos parâmetro de rugosidade R_a e R_q	35
Figura 2.17 – Representação dos parâmetros de rugosidade R_z e R_t	36
Figura 2.18 – Tipos de avarias, desgaste e deformação plástica de ferramentas de corte (adaptada de SANDVIK, 2011).	38
Figura 2.19 – Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte (DEARNLEY; TRENT,1982, apud MACHADO et al., 2009).....	39
Figura 2.20 – Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte (Norma ISO 3685, 1993).	42
Figura 2.21 – Principais mecanismos de desgaste em ferramentas de corte (adaptada de TRENT, 1984).	43
Figura 2.22 – Diagrama dos mecanismos de desgaste das ferramentas de corte em função da temperatura (KONIG; KLOCKE, 1997, <i>apud</i> MACHADO et al., 2009).....	47
Figura 2.23 – Ilustração esquemática de possíveis aplicações de fluido de corte (adaptada de DA SILVA, 2006).	51
Figura 2.24 – Representação da aplicação de fluido de corte à alta pressão (SANDVIK, 2010).	56

Figura 2.25 – Fotos de da aplicação de fluido de corte à alta pressão em diferentes processos de torneamento (SANDVIK, 2010).	56
Figura 2.26 – Esquema do fluido de corte sendo aplicado à alta pressão entre a área de contato cavaco-ferramenta (adaptada PALANISAMY et al., 2009).....	58
Figura 2.27 – Formas de cavacos quando os materiais são submetidos a diferentes pressões de aplicação de fluidos de corte (SANDVIK, 2010).....	60
Figura 2.28 – Desempenho do fluido de corte aplicado à alta pressão no torneamento de vários tipos de materiais (SANDVIK, 2010).	61
Figura 2.29 – Vida da ferramenta com fornecimento de fluido de corte à alta pressão durante a usinagem da liga Ti6Al4V com ferramentas de metal duro da classe K (DA SILVA et al., 2004).	64
Figura 2.30 – Comparação da usinabilidade entre os diversos tipos de aços inoxidáveis (SANDVIK, 2011)	71
Figura 2.31 – Volume de material removido para diferentes sistemas de lubri-refrigeração e em diferentes velocidades de corte (adaptada de SANDVIK, 2010).	74
Figura 3.1 – Informações do índice de usinabilidade e resistência à corrosão para diferentes classes de aços inoxidáveis (Adaptada de Villares Metals, 2008).....	76
Figura 3.2 – Representação do cálculo da vazão (a) e do escoamento interno de um fluido por diferentes seções transversais (b) (adaptada de SANDVIK, 2010).....	78
Figura 3.3 – Torno Romi 35D utilizado nos experimentos.	81
Figura 3.4 – Unidade de alta pressão <i>HypersonTM</i>	81
Figura 3.5 – Arranjo experimental necessário para o acesso à alta pressão.....	82
Figura 3.6 – Geometria do jato de fluido de corte (dimensões em mm) – A; Desenho do porta ferramenta especial – B. (Adaptado de Machado, 1990).	83

Figura 3.7 – Imagens do momento que o jato de fluido de corte à alta pressão é aplicado. Vista lateral do jato a alta pressão (a) e vista superior do jato a alta pressão saindo da ferramenta (b).....	84
Figura 3.8 – Ilustração do porta-ferramenta/ferramenta que gerou ângulo de saída negativo.	84
Figura 3.9 – Estéreo microscópico <i>Olympus</i> modelo SZ 61/LG-OS2.....	86
Figura 3.10 – Microscópico eletrônico de varredura Hitachi modelo TM 3000.....	86
Figura 3.11 – Sistema de aquisição do sinal de força e potência.....	88
Figura 3.12 – Rugosímetro portátil utilizado para medição da rugosidade.....	88
Figura 4.1 – Valores da rugosidade média (Ra) obtidos durante a usinagem com a utilização de fluido de corte (concentração de 5%) e a usinagem a seco.....	90
Figura 4.2 – Valores da rugosidade média (Ra) obtidos durante a usinagem com a utilização de fluido de corte (concentração de 10%) e a usinagem a seco.....	90
Figura 4.3 – Superfícies das amostras do aço inoxidável austenítico ABNT 316 UF geradas após a usinagem a seco com ferramenta de metal duro.(vc = 300 m/min; ap = 0,5 mm; f = 0,2 mm/rev).....	92
Figura 4.4 – Superfícies do aço inoxidável austenítico ABNT 316 UF geradas após a usinagem com aplicação de fluido de corte com 5 % de concentração.....	93
Figura 4.5 – Superfícies do aço inoxidável austenítico ABNT 316 UF geradas após a usinagem com aplicação de fluido de corte com 10 % de concentração.....	94
Figura 4.6 – Valores de Ra e Rz (vc = 300 m/min, ap = 5 mm, f = 0,2 mm/rev).....	96
Figura 4.7 – Valores de Ra e Rz (vc = 400 m/min, ap = 5 mm, f = 0,2 mm/rev).....	96
Figura 4.8 – Variação da microdureza da superfície usinada com aplicação de fluido com concentração de 5 % (vc = 300 m/min, ap = 5 mm, f = 0,2 mm/rev).....	98

Figura 4.9 – Variação da microdureza da superfície usinada com aplicação de fluido. com concentração de 10 % ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).....	98
Figura 4.10 – Microestrutura da superfície usinada com aplicação de fluido de corte em jorro com 5% ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).....	99
Figura 4.11 – Microestrutura da superfície usinada com aplicação de fluido com 15 MPa e 5% ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).....	99
Figura 4.12 – Reação do escoamento do fluido de corte à alta pressão provocadas no porta ferramenta.	101
Figura 4.13 – Comportamento da força de corte utilizando fluido de corte com concentração de 10% ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).....	102
Figura 4.14 – Comportamento da força de corte utilizando fluido de corte com concentração de 5% ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).....	102
Figura 4.15 – Comportamento da força de avanço utilizando fluido de corte com concentração de 10% ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).....	104
Figura 4.16 – Comportamento da força de avanço utilizando fluido de corte com concentração de 5% ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).....	105
Figura 4.17 – Comportamento da força passiva utilizando fluido de corte com concentração de 10% ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).....	106
Figura 4.18 – Comportamento da força passiva utilizando fluido de corte com concentração de 5% ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).....	106
Figura 4.19 – Valores das componentes das forças de usinagem para $V_c = 300$ m/min.	107
Figura 4.20 – Valores das componentes das forças de usinagem para $V_c = 400$ m/min.....	107

Figura 4.21 – Variação da potência elétrica consumida e da velocidade de avanço em função do diâmetro da barra ao ser usinada com $v_c = 300$ m/min e avanço constante de 0,2 mm/rev.	110
Figura 4.22 – Potência efetiva de usinagem para diferentes condições de usinagem.	110
Figura 4.23 – Ferramenta utilizada após a usinagem com fluido de corte aplicado com pressão de 20MPa e 5% de concentração usinado com 400 m/min.....	112
Figura 4.24 – Análises de EDS (a) e (c) e MEV (b) e (d) das ferramentas utilizadas durante a usinagem a seco e diferentes velocidade de corte.....	114
Figura 4.25 – Análises de MEV e EDS da ferramenta usinada com fluido de corte aplicado com pressão de 20 MPa, concentração de 10% e $V_c = 400$ m/min.....	115
Figura 4.26 – Análises de MEV e EDS da ferramenta usinada com fluido de corte aplicado com pressão de 15 MPa, concentração de 5% e $V_c = 300$ m/min.....	116
Figura 4.27 – Análises de MEV e EDS da ferramenta usinada com fluido de corte aplicado com pressão de 15 MPa, concentração de 5% e $V_c = 400$ m/min.....	117
Figura 4.28 – Valores da área de contato cavaco-ferramenta para $V_c = 300$ m/min....	119
Figura 4.29 – Valores da área de contato cavaco-ferramenta para $V_c = 400$ m/min....	120
Figura 4.30 – Valor do comprimento de contato cavaco-ferramenta para $V_c = 300$ m/min.....	121
Figura 4.31 – Valor do comprimento de contato cavaco-ferramenta para $V_c = 400$ m/min.....	122
Figura 4.32 – Volume de material para os testes de desgaste.....	125
Figura 4.33 – Valores do desgaste de ponta (VC) para atingir o volume de 250 cm^3 ...	125
Figura 4.34 – Valor médio da dureza radial da barra de aço inoxidável ABNT 316 UF.....	128

Figura 4.35 – Evolução do desgaste de flanco médio com a utilização de fluido de corte com concentração de 5%.....	129
Figura 4.36 – Evolução do desgaste de flanco médio com a utilização de fluido de corte com concentração de 10%.....	130
Figura 4.37 – Comprimento da profundidade do desgaste de cratera.....	132
Figura 4.38 – Formas e mecanismos de desgaste identificados durante os testes de usinagem.....	135
Figura 4.39 – Ferramenta utilizada nos testes com usinagem a seco.....	136
Figura 4.40 – Ferramenta utilizada com aplicação de fluido de corte na forma de jorro e concentração de 5 %.....	138
Figura 4.41 – Ferramenta utilizada com aplicação de fluido de corte na forma de jorro e concentração de 10 %.....	138
Figura 4.42 – Ferramenta utilizada com aplicação de fluido de corte com 10 MPa e concentração de 5 %.....	139
Figura 4.43 – Ferramenta utilizada com aplicação de fluido de corte com 10 MPa e concentração de 10 %.....	139
Figura 4.44 – Ferramenta utilizada com aplicação de fluido de corte com 15 MPa e concentração de 5 %.....	140
Figura 4.45 – Ferramenta utilizada com aplicação de fluido de corte com 15 MPa e concentração de 10 %.	140
Figura 4.46 – Ferramenta utilizada com aplicação de fluido de corte com 20 MPa e concentração de 5 %.....	141
Figura 4.47 – Ferramenta utilizada com aplicação de fluido de corte com 20 MPa e concentração de 10 %.....	141

Figura 4.48 – Morfologia dos cavacos obtidos para o aço inoxidável austenítico ABNT 316UF diferentes sistemas de lubri-refrigeração.	145
Figura 4.49 – Tipo dos cavacos obtidos para o aço inoxidável austenítico ABNT 316UF diferentes sistemas de lubri-refrigeração.....	146
Figura 4.50 – Representação do corte ortogonal onde é ilustrado a ação do fluido de corte a alta pressão sobre o cavaco (adaptado de Machado 1990)	148
Figura 4.51 – Micrografia dos cavacos de aço inoxidável austenítico ABNT 316UF obtidos para as diferentes condições de lubri-refrigeração. Reagente: solução de 10 ml de ácido acético + 15 ml de ácido hipoclorídrico + 10 ml de ácido nítrico + 5 ml de glicerol.	149
Figura 4.52 – Micrografia dos cavacos de aço inoxidável austenítico ABNT 316UF obtidos para a usinagem a seco.	150
Figura 4.53 – Ilustração da zona de fluxo dentro do cavaco (adaptado de DINIZ et al. 2006).	151
Figura 4.54 – Marcações das endentações registradas nos cavacos durante as medições de microdureza	152
Figura 4.55 – Resultados microdureza para o fluido aplicado com concentração de 10%.....	153
Figura 4.56 – Resultados microdureza para o fluido aplicado com concentração de 5%.....	153

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Valores recomendados de cut-off e de avaliação (apud MACHADO et al., 2009).....	34
Tabela 3.1 Composição (%) do aço inoxidável austenítico ABNT 316UF (Villares Metals, 2008).....	76
Tabela 3.2 Propriedades mecânicas do aço inoxidável austenítico ABNT 316UF (Villares Metals, 2008).....	76
Tabela 3.3 – Propriedades do Fluido de corte Vasco 1000 (Santos et al., 2011).....	77
Tabela 3.4. Condições e parâmetros de corte.....	79
Tabela 4.1 Vida da ferramenta e volume de material removido para desgaste VC = 0,8 mm.....	123
Tabela 4.2 - Resultados da análise de EDS para a Fig. 4.40.....	138
Tabela 4.3 - Resultados da análise de EDS para a Fig. 4.41.....	138
Tabela 4.4 - Resultados da análise de EDS para a Fig. 4.42.....	139
Tabela 4.5 - Resultados da análise de EDS para a Fig. 4.43.....	139
Tabela 4.6 - Resultados da análise de EDS para a Fig. 4.44.....	140
Tabela 4.7 - Resultados da análise de EDS para a Fig. 4.45.....	140
Tabela 4.8 - Resultados da análise de EDS para a Fig. 4.46.....	141
Tabela 4.9 - Resultados da análise de EDS para a Fig. 4.47.....	141

LISTA DE SÍMBOLOS

Al_2O_3	Óxido de alumínio
a_p	Profundidade de corte
APC.....	Aresta Postiça de Corte
CNC.....	Comando Numérico Computadorizado
CrC.....	Carbeto de cromo
CVD.....	Deposição química de vapor
EDS.....	Espectroscopia de Energia Dispersiva
f_c	Avanço de corte
HB.....	Dureza Brinell
HSC.....	Usinagem em alta velocidade
HS.....	Usinagem em alta velocidade
HV.....	Dureza Vickers
MEV.....	Microscopia Eletrônica de Varredura
MTCVD.....	Deposição química de vapor em médias temperaturas
PVD.....	Deposição química de vapor
TiCN.....	Carbeto de titânio
VB_B	Desgaste de flanco médio
VB_{Bmax}	Desgaste de flanco máximo
vc	Velocidade de corte

SUMÁRIO

I – Introdução.....	01
II – Revisão Bibliográfica	04
2.1 Processo de Torneamento.....	04
2.1.1 Terminologia utilizada no processo de usinagem	07
2.2 Material de Ferramenta de Usinagem.....	08
2.2.1 Metal Duro.....	11
2.2.2 Revestimento das Ferramentas de corte.....	14
2.3 Formação do Cavaco	20
2.4 Força e Potência de Usinagem	25
2.5 Integridade da Superfície Usinada	32
2.6 Desgaste e Mecanismo de Desgaste nas Ferramentas de corte.....	37
2.7 Fluido de Corte.....	47
2.8 Usinagem com Fluido de Corte a Alta Pressão.....	52
2.9 Aços Inoxidáveis	64
2.10 Usinabilidade dos Aços Inoxidáveis	67
III – Procedimentos Experimentais.....	74
3.1 Materiais e Métodos Experimentais.....	74
3.2 Máquinas e Equipamentos Utilizados	78
3.3 Medição do Desgaste e do Comprimento de Contato Cavaco-Ferramenta.....	83
3.4 Medição da Força e Potência de Usinagem.....	85
3.5 Medição da Rugosidade	86
IV – Resultados e Discussões	88
4.1 Avaliação da Rugosidade Superficial	88
4.2 Força e Potência de Usinagem	99
4.3 Área e Comprimento de Contato Cavaco-Ferramenta.....	110
4.4 Desgaste das Ferramentas de Corte.....	122
4.5 Análise dos Mecanismos de Desgastes	133
4.6 Análise da Formação do Cavaco.....	143
V – Conclusões	155
VII – Proposta para Trabalhos Futuros	158
VIII – Referências Bibliográficas	159

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Os fluidos de corte são comumente empregados em processos de usinagem com o objetivo de atender as necessidades de lubrificação e refrigeração durante a remoção de material. A escolha adequada do fluido de corte e a forma com que ele será aplicado podem refletir em benefícios durante a usinagem, promovendo uma redução da taxa de desgaste nas ferramentas de corte, melhorando o acabamento das superfícies usinadas e quando aplicado a alta pressão pode favorecer o escoamento e controle do cavaco, entre outros benefícios.

Os fluidos de corte são ainda fundamentais durante a usinagem de materiais de difícil usinagem, que por sua vez acabam gerando elevadas energias térmicas nos planos de cisalhamento primário e secundário durante a formação do cavaco. A concentração de calor, aliada às elevadas tensões de compressão e de cisalhamento originadas próximas à aresta de corte, podem reduzir a vida das ferramentas de corte de forma prematura. Por isso é importante o desenvolvimento de pesquisas científicas que visem facilitar a remoção de calor gerado no processo de usinagem, e uma técnica que contribuiu para essa dissipação é a utilização de fluidos de corte, sendo o resultado de uma das primeiras pesquisas em usinagem (TAYLOR, 1906). Machado e Wallbank (1997) afirmam que, apesar de alguns processos de usinagem serem realizados sem a aplicação de fluidos de corte (como na usinagem de ferros fundidos cinzentos, alumínio puro e ligas de magnésio), em muitos outros processos a aplicação é fundamental para o sucesso da operação como na usinagem de ligas de titânio que em geral possuem grande afinidade química com alguns tipos de materiais de ferramentas de corte.

A ação lubrificante dos fluidos de corte, na interface cavaco-ferramenta, reduz o atrito durante o escoamento do cavaco, que por sua vez reduzirá os esforços de usinagem e a taxa de desgaste nas ferramentas de corte. Porém, durante a usinagem em elevadas velocidades de corte (HSM do inglês *High Speed Machining*), o fluido de corte terá uma certa dificuldade para

acessar as regiões próximas à aresta de corte, na interface cavaco-ferramenta, principalmente na zona que Trent e Wright (2000) nomeiam de zona de aderência. Segundo estes autores esta zona é uma região inacessível para o fluido de corte devido às elevadas tensões de compressão e a alta taxa de deformação que o cavaco irá desenvolver na cunha de corte. Logo, o fluido de corte ao tentar penetrar nesta região, tende a sofrer o fenômeno de vaporização por se encontrar em regiões onde são geradas elevadas temperaturas (EZUGWU et al., 2003a).

Uma forma de aplicar o fluido de corte é utilizando alta pressão (Machado, 1990). Quando aplicado a alta pressão e direcionado para a superfície de saída da ferramenta, forma-se um jato de fluido que terá uma maior eficiência na refrigeração e lubrificação da aresta de corte. Desta forma, o fluido aplicado na direção da superfície de saída da ferramenta, tende a criar uma cunha hidráulica entre a ferramenta e o cavaco e conseqüentemente terá um maior potencial de penetração na interface cavaco-ferramenta. Quanto maior for a pressão, maior potencial o fluido terá de lubrificar e refrigerar áreas próximas à aresta de corte, mesmo em condições de altas velocidades de corte (MAZURKIEWICZ et al., 1989). O jato de fluido de corte será capaz de formar uma fina camada de lubrificante na interface cavaco-ferramenta, reduzindo o atrito do cavaco com a superfície de saída da ferramenta, e por sua vez poderá ser mais eficiente na dissipação do calor gerado próximo à aresta de corte, retardando o surgimento de desgastes nesta região.

O uso de fluidos de corte a alta pressão não deve ser visto como um meio para compensar as deficiências provenientes de outros fatores de aplicação – como ferramentas e máquinas inadequadas, instabilidade no processo, dados de corte incorretos entre outros, mas sim como uma tecnologia que pode contribuir na usinagem de materiais de difícil usinagem como por exemplo, ligas de titânio e níquel devido à alta taxa de calor gerado na formação do cavaco destes materiais e também na usinagem de aços que tendem a formar cavacos contínuos (SANDVIK, 2010).

Outro exemplo de material que tende a formar cavacos contínuos e apresentar baixa usinabilidade são os aços inoxidáveis austeníticos. O que os tornam materiais de difícil usinagem é o fato destes materiais apresentarem elevada tenacidade, baixa condutividade térmica e um alto coeficiente de encruamento. Segundo Jang et al. (1996), Habak e Lebrun (2011) e Deng et al. (2011) estas características comprometem o acabamento final da superfície usinada e podem acarretar a redução da vida da ferramenta de corte. Dentro deste contexto, a aplicação de fluido de corte a alta pressão pode ser uma alternativa para melhorar a usinabilidade dos aços inoxidáveis.

Apesar do grande número de pesquisas sobre a aplicação de fluido de corte em processos de usinagem, existem poucas informações científicas sobre as vantagens da utilização de fluido de corte, aplicado a alta pressão, na usinagem de aços inoxidáveis com ferramentas de metal duro. Também não há registros em que foi investigada a influência da concentração do fluido de corte aplicado a alta pressão na usinagem destes materiais.

O estudo desenvolvido nesta pesquisa visa contribuir para o entendimento da ação do fluido de corte aplicado em alta pressão durante o processo de torneamento de um aço inoxidável austenítico ABNT 316 com ferramentas de metal duro revestidas. O fluido de corte utilizado foi uma emulsão de base vegetal com concentrações de 5% e 10% e foram utilizadas pressões de 10 MPa, 15 MPa e 20 MPa. Foram também realizados testes de usinagem com o sistema de aplicação de fluido na forma convencional e a usinagem a seco. Para avaliar as diferentes condições de lubri-refrigeração foram monitorados a vida das ferramentas, o tipo e o mecanismo de desgaste mais evidente, a formação dos cavacos, a área de contato cavaco-ferramenta registrado na superfície de saída, a rugosidade, as componentes das forças de usinagem e a potência elétrica consumida pela máquina ferramenta.

Esta tese está dividida em seis capítulos, detalhados da seguinte forma: introdução, apresentado no capítulo I; capítulo II, onde é apresentada uma revisão bibliográfica; no capítulo III são apresentados os procedimentos experimentais, equipamentos e materiais utilizados; os resultados e discussões são apresentados no capítulo IV; no capítulo V estão resumidamente apresentados as conclusões finais e também as propostas de trabalhos futuros; e por fim o capítulo VI estão listadas as referências bibliográficas utilizadas na elaboração desta tese.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Processo de Torneamento

Usinagem é um processo de fabricação que visa conferir à peça a forma, as dimensões ou acabamento, ou ainda a combinação destes três itens, gerando cavaco (FERRARESI, 1997). O cavaco por sua vez é a porção de material das peças retirada pela ferramenta e caracterizada por apresentar forma geométrica irregular (MACHADO et al., 2009). Chiaverini (1986) e Shaw (1984) apontam como as principais operações de usinagem o torneamento, fresamento e a furação.

O torneamento é um processo de usinagem, onde se utiliza ferramentas monocortantes, que ao remover cavacos produz uma superfície de revolução (SHAW, 1984; WALSH; CORMIER, 2005). A máquina ferramenta utilizada para tal processo é o torno. Para tanto, a peça gira em torno do eixo principal de rotação da máquina e a ferramenta se desloca simultaneamente segundo uma trajetória coplanar com o eixo referido. Quanto à forma da trajetória, o torneamento pode ser retilíneo ou curvilíneo (COSTA, 2006). No primeiro, onde é executado um corte ortogonal, a aresta de corte reta move-se perpendicular à direção do vetor da velocidade de corte e à direção de avanço; enquanto no segundo a aresta move-se oblíqua à mesma (MACHADO et al., 2009). As principais variáveis ajustadas pelo operador da máquina durante o processo de torneamento são: velocidade de corte, v_c (m/min), avanço f (mm/rev) e a profundidade de corte a_p (mm). Shaw (1984) cita que é comum que a profundidade de corte (a_p) seja no mínimo cinco vezes maior que o valor do avanço (f). É mostrado na figura 2.1 mostra esquematicamente as principais nomenclaturas do processo de torneamento. É necessário que fique claro que a superfície usinada, na maioria dos processos de usinagem, não é formada apenas pela aresta de corte principal. Na realidade a superfície usinada é

formada pelo contato direto do raio de ponta da ferramenta e de uma pequena parte da aresta de corte secundária, conforme apresentado, no detalhe (b) da figura 2.1. Segundo Astakhov e Davim (2008) infelizmente não é dada muita atenção para estes dois importantes componentes da geometria da ferramenta, apesar deles influenciarem diretamente o acabamento da superfície usinada e as tensões residuais de usinagem. O detalhe (c) da figura 2.1 ilustra algumas terminologias da teoria de usinagem mostrada na ilustração do corte ortogonal. No subcapítulo de formação do cavaco o corte ortogonal será tratado com mais detalhes.

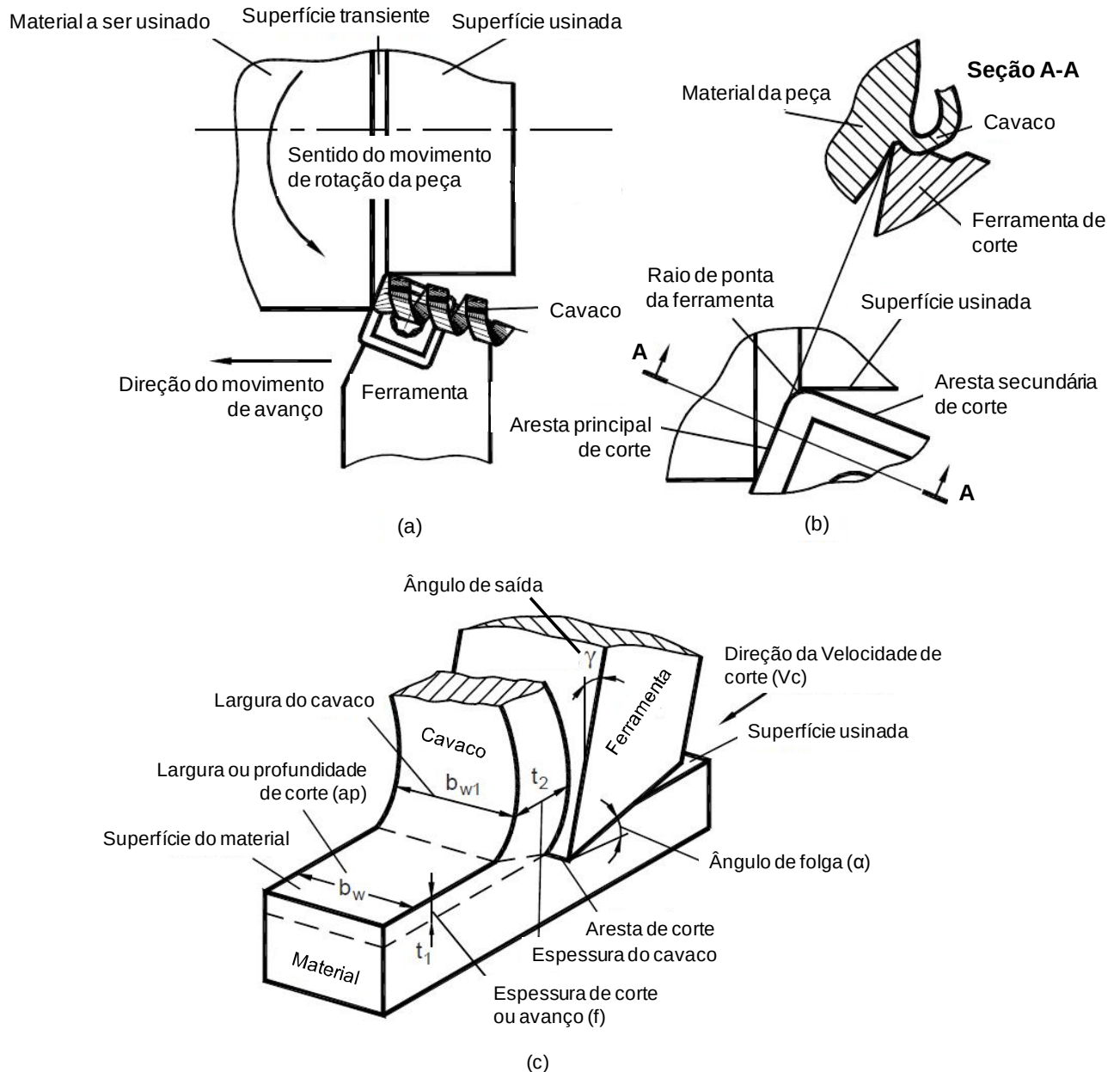
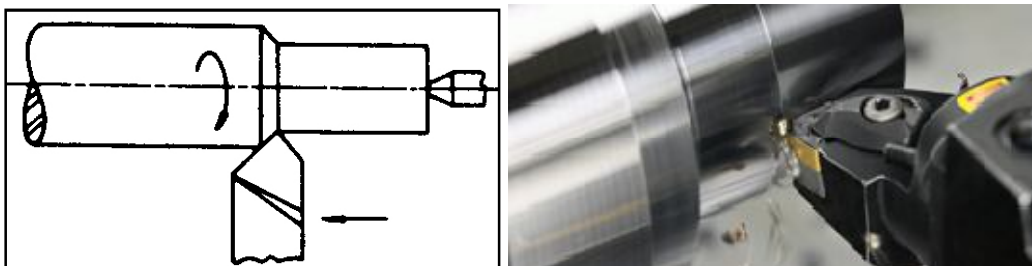
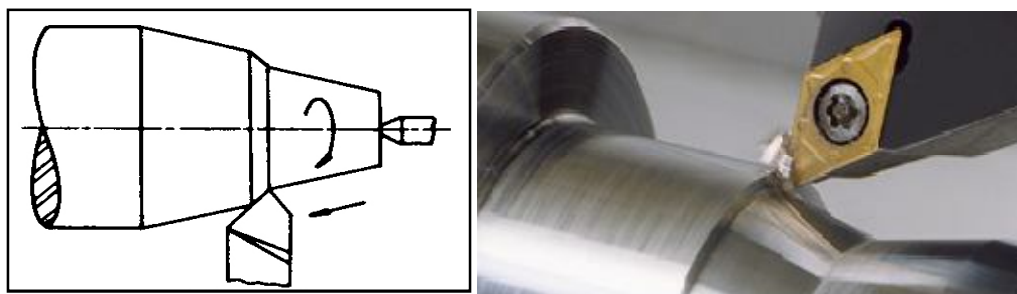


Figura 2.1 – Ilustração do processo de torneamento (adaptada de ASTAKHOV; DAVIM, 2008).

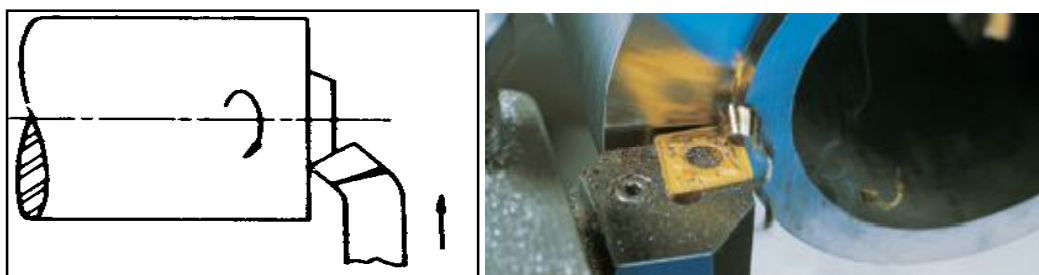
É mostrado na Figura 2.2 as principais operações realizadas durante o torneamento. Nesses casos, a peça gira em torno de seu eixo enquanto a ferramenta de corte realiza os movimentos de avanço longitudinal e/ou transversal (MACHADO et al., 2009).



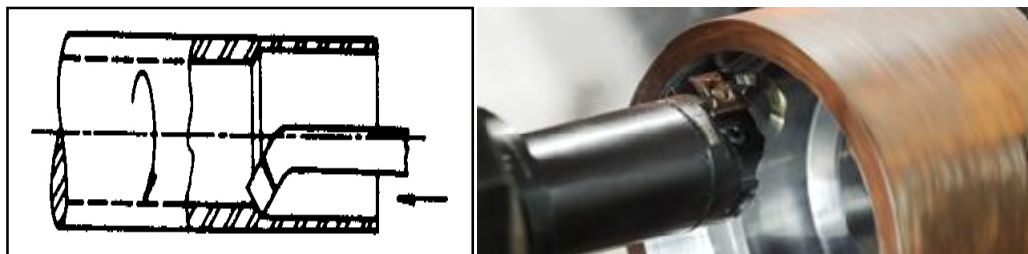
(a) Torneamento cilíndrico externo



(b) Torneamento cônico externo



(c) Torneamento de faceamento



(d) Torneamento cilíndrico interno

Figura 2.2 – Principais operações de torneamento (CHIAVERINI, 1986; FERRARESI, 1997; SANDVIK, 2011).

2.1.1 Terminologia utilizada nos processos de usinagem

Para o estudo dos fundamentos de usinagem, é necessário definir as grandezas físicas no processo de corte. Para maior detalhamento deste assunto, recomenda-se consultar a norma *NBR 6162 – Movimento e Relações Geométricas na Usinagem dos Metais: Terminologia* (ABNT, 1989). As principais grandezas vetoriais básicas extraídas desta norma são:

- Velocidade de corte (v_c): é a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta de corte da ferramenta, segundo a direção e o sentido de corte. Ou seja, para o processo de torneamento é a velocidade tangencial instantânea resultante da rotação da peça em torno da ferramenta. A equação (2.1), é usada para calcular a velocidade de corte, usando-se as unidades mais usuais em usinagem:

$$v_c = \pi \cdot d \cdot n / 1000 \text{ [m/min]} \quad (2.1)$$

Onde para o processo de torneamento: d é o diâmetro da peça (mm) e n é a velocidade com que a peça gira expressa em rotações por minuto (rpm).

- Velocidade de avanço (v_f): é a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta de corte da ferramenta, segundo a direção e sentido de avanço. É dada pela Eq. (2.2):

$$v_f = f \cdot n \text{ [mm/min]} \quad (2.2)$$

Onde :

O avanço (f) é definido como a distância percorrida pelo ponto de referência da aresta de corte da ferramenta na direção axial durante cada revolução da peça e expresso em milímetros por revolução (mm/rev) e n é o número de rotações por minuto.

- Profundidade de corte ou largura de corte (a_p): é definido como sendo a espessura de material removido na direção radial da peça e expresso em milímetros (mm).

2.2. Material de Ferramenta de Usinagem

A seleção do material da ferramenta de corte é um dos mais importantes fatores que deve ser muito bem definido no processo de usinagem. Não existe uma classificação geral de materiais para ferramentas (DINIZ et al., 2006). Entretanto, Machado e Da Silva (2004), com base nas propriedades de dureza e tenacidade, apresentam uma lista de materiais de ferramentas de usinagem como na Fig. 2.3.

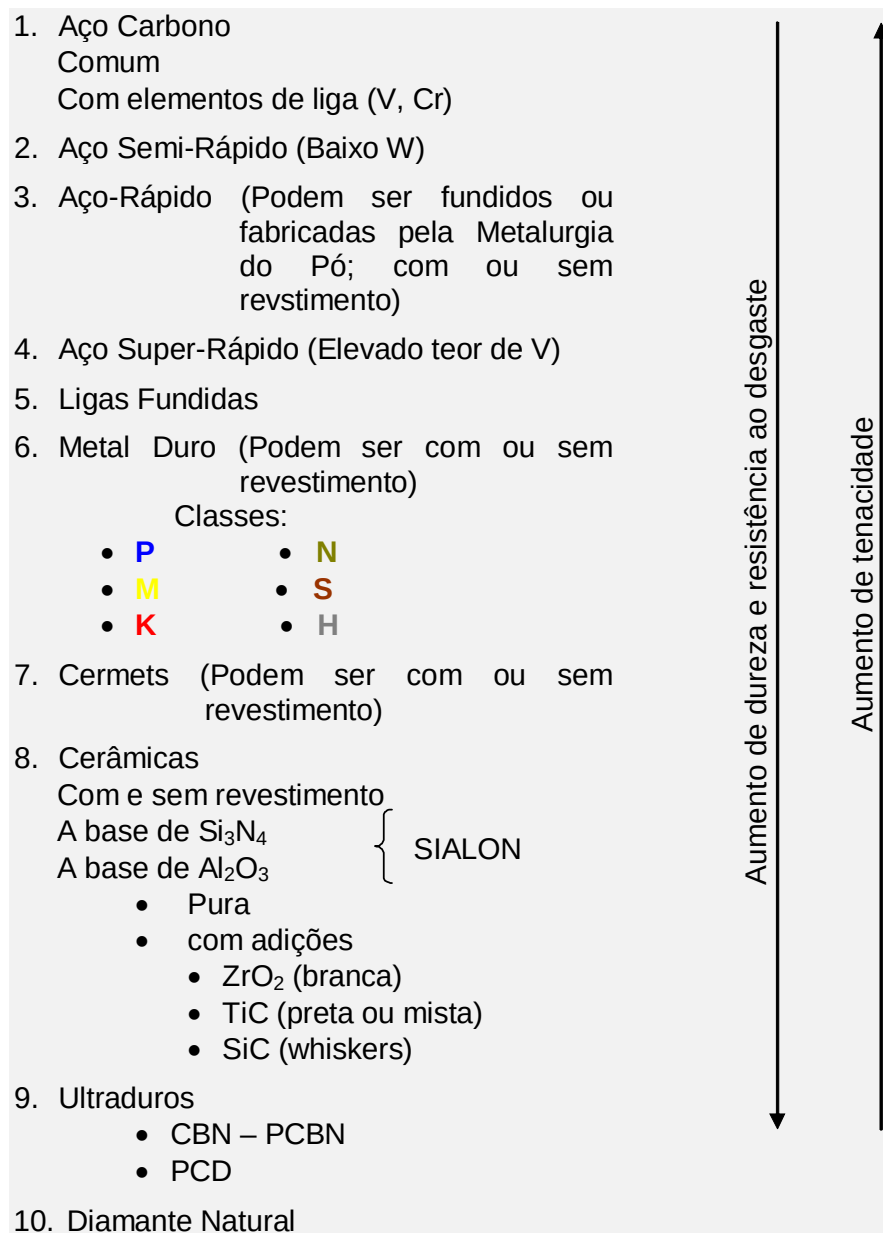


Figura 2.3 – Lista dos materiais de ferramentas de corte (MACHADO; DA SILVA, 1994).

Basicamente o material da ferramenta de usinagem deve apresentar a dureza e resistência mecânica superiores ao material que será usinado (SHAW, 1984; TRENT; WRIGHT, 2000). Não basta, no entanto, que estas propriedades ocorram à temperatura ambiente, pois Santos e Sales (2007) lembram que durante o processo de usinagem elevadas temperaturas são atingidas na formação do cavaco, e parte da porção do calor é conduzida para a ferramenta de corte. A elevação da temperatura reduz a resistência à deformação plástica do material da ferramenta, criando condições favoráveis para os mecanismos de desgaste termicamente ativados, resultando na diminuição de sua vida e na limitação das condições de corte adotadas, principalmente a velocidade de corte e avanço.

É mostrado na Figura 2.4 a dureza de alguns tipos de materiais de ferramenta de usinagem em função da temperatura. A larga variação de dureza para cada grupo de materiais apresentados nesta figura ocorre devido à variedade de composição química das ferramentas e dos diversos tipos de tratamentos disponíveis para cada grupo. Através desta figura é possível notar que as ferramentas de base cerâmicas são capazes de manter sua dureza em altas temperaturas. Já as ferramentas de aço carbono, comumente usadas em processos de usinagem antes do advento das ferramentas de aço rápido no início de 1900, apresentam os menores valores de dureza em moderadas temperaturas, o que significa que elas não devem ser utilizadas em elevadas velocidades de corte (e assim em altas temperaturas de usinagem). Consequentemente, a taxa de produção diminuirá e os custos serão maiores (KALPAKJIAN; SCHMID, 2010).

Para Machado et al. (2009) as propriedades desejáveis em um material para ferramenta de corte podem ser assim listadas:

- Alta dureza a quente;
- Tenacidade suficiente para evitar falha por fratura;
- Alta resistência ao desgaste;
- Alta resistência a compressão;
- Alta resistência ao cisalhamento;
- Boas propriedades mecânicas e térmicas à temperaturas elevadas;
- Alta resistência ao choque térmico;
- Alta resistência ao impacto;
- Ser inerte quimicamente;

Dureza a quente, resistência ao desgaste e à compressão são características fundamentais para o bom desempenho de uma ferramenta de corte, já que as condições às quais serão

submetidas envolvem elevadas tensões e temperaturas. A tenacidade é a propriedade que torna a ferramenta resistente ao choque, característica importante em processos de fresamento. Boas propriedades térmicas, como elevada condutividade térmica, favorecem uma maior uniformidade da distribuição de temperaturas, o que segundo Santos e Sales (2007) torna o efeito menos danoso. Materiais de ferramenta de corte inertes quimicamente garantem menor intensidade de reações químicas durante o contato cavaco-ferramenta e, portanto, desgaste por difusão.

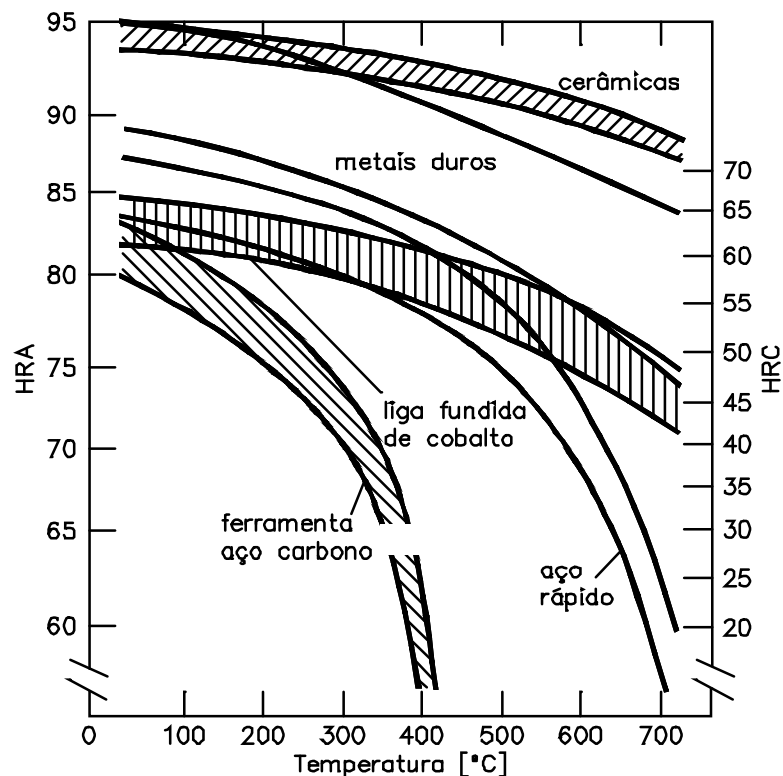


Figura 2.4 – Variação da dureza de alguns materiais de ferramentas de corte com a temperatura (dureza a quente) (adaptada de KALPAKJIAN; SCHMID, 2010).

Diniz et al. (2006) reforçam ainda que para uma seleção criteriosa do material da ferramenta, outros fatores também devem ser ponderados, dentre os quais podem ser mencionados os seguintes:

- Material a ser usinado;
- Processo de usinagem;
- Condição da máquina operatriz;
- Forma e dimensões da ferramenta;

- Custo do ferramental da ferramenta;
- Condições de usinagem;
- Condições de operação;

São inúmeras as características, aplicações e limitações dos diversos tipos de materiais de ferramentas de corte. Outra importante característica na seleção de uma ferramenta é com relação ao revestimento e o número de camadas. Há uma série de tipos e técnicas de revestimentos que são aplicadas em ferramentas de corte que podem melhorar seu desempenho durante o processo de usinagem. Os revestimentos são micro camadas de materiais depositados sobre a ferramenta de corte que, dentre suas várias atribuições, melhoraram a resistência ao surgimento de desgaste nas ferramentas e consequentemente aumentam sua vida útil. A seguir, serão descritos detalhadamente as características do material da ferramenta de corte e seu revestimento, utilizado durante esta investigação, ou seja, metal duro e a técnica de deposição química de vapor em média temperatura (MTCVD).

2.2.1 Metal Duro

Segundo Sandvik (2011), ferramentas de metal duro revestidas representam atualmente cerca de 80 a 90% das pastilhas para ferramenta de corte comercializadas em todo mundo. Além das ferramentas de base cerâmica, nitreto cúbico de boro (CBN) e diamante policristalino (PCD), as ferramentas de metal duro também podem ser utilizadas na usinagem de materiais de difícil usinagem, como as ligas à base de titânio e níquel e com vantagem de terem menor custo financeiro comparado àquelas ferramentas (EZUGWU et al., 2003b; EZUGWU et al., 2004; DA SILVA et al., 2009).

Ferramentas de metal duro são usadas com sucesso em operações de usinagem tais como torneamento, fresamento, mandrilamento, furação e etc. Trent e Wright (2000) estimam que aproximadamente 70% de todas as operações de torneamento são executadas com o uso de ferramentas de metal duro. Elas podem usinar qualquer tipo de material, desde que sua dureza não ultrapasse 45 HRC. Uma gama de variedades de composição é disponível e cada liga é desenvolvida sob medida para cada tipo de aplicação, ou seja, ferramentas com elevadas durezas para serem aplicadas em processos de acabamento ou com ferramentas com boa tenacidade para desbastes severos (DINIZ et al., 2006).

O surgimento do metal duro ocorreu no início de 1920, no oeste da Alemanha, quando conseguiu-se produzir em laboratório o carbeto de tungstênio (WC) através da mistura de

tungstênio em pó e carbono em elevadas temperaturas com uma razão de aproximadamente 94% e 6% respectivamente, valores em peso. A este composto foi adicionado cobalto (Co) para atuar como aglomerante, a mistura resultante foi então prensada, compactada, sinterizada e aquecida em fornos com temperatura controlada a aproximadamente 1400°C. O ponto de fusão do cobalto está acima de 1400°C, mas para o WC-Co eutético é próximo de 1300°C o que facilita o processo de sinterização na fase líquida. Após o resfriamento em temperatura ambiente, a fase líquida se solidifica e o produto final resultante é um material de elevada densidade, livre de porosidade e que tornou-se a base do metal duro. A porcentagem de partículas de carbeto endurecidos obtidos variou de 60 a 95%. A correção do tipo, tamanho e concentração das partículas endurecidas permitiram que diferentes propriedades mecânicas fossem obtidas. Apesar do WC ser relativamente um material frágil, com excelentes propriedades de dureza e resistência ao desgaste, o cobalto confere ao metal duro boas características de tenacidade (BOOTHROYD; KNIGHT, 2005; TRENT; WRIGHT, 2000; EDWARDS, 1993).

Em 10 de junho de 1926 o metal duro foi registrado e patenteado e dado o nome WIDIA (do alemão *wie diamant* = igual diamante), uma referência à semelhança das propriedades desse material com as do diamante (ASTAKHOV; DAVIM, 2008). Denominado “metal duro”, o carbeto de tungstênio, fabricado pelo processo de metalurgia do pó, possui uma excelente combinação de resistência ao desgaste, resistência mecânica e tenacidade (MACHADO et al., 2009).

O metal durou mostrou-se uma ferramenta bastante prodigiosa em elevadas velocidades de corte, principalmente na usinagem em ferros fundidos, uma vez que as propriedades de dureza eram mantidas em largas faixas com o aumento da temperatura, conforme apresentado na figura 4, e também pelo fato deste material apresentar elevado módulo de elasticidade, alta condutividade térmica e baixa expansão térmica. As ferramentas originalmente desenvolvidas na Alemanha, contendo apenas WC + Co, mostraram-se muito eficiente na usinagem de ferros fundidos cinzentos, mas com baixa resistência ao desgaste na superfície de saída usinando aços (craterização). Adicionou-se, então TiC, TaC e/ou NbC aos WC + Co e verificaram que este produto reduziu em muito o problema de craterização na usinagem dos aços (MACHADO et al., 2009).

Shaw (1984) explica que os carbeto de tântalo e de titânio são mais estáveis que os carbeto de tungstênio e tem uma maior resistência à decomposição na presença do ferro γ (CFC). A temperatura atingida na região de contato cavaco-ferramenta, durante a usinagem em elevadas velocidade de corte, geralmente encontra-se acima da temperatura de transformação

alotrópica para o aço e assim o material da ferramenta tem grande afinidade com a austenita do ferro γ , o que poderia causar a perda de carbono dos cristais de WC na superfície da ferramenta. Consequentemente o desgaste na forma de cratera ocorreria com maior severidade. Logo, os carbeto de titânio atuam de forma a fornecer maior resistência na decomposição dos carbeto durante a usinagem dos aços, evitando o surgimento do desgaste de cratera em elevadas velocidade de corte (alta temperatura na interface cavaco-ferramenta). Porém, a adição de carbeto de titânio reduz a resistência ao desgaste abrasivo de ferramentas de metal duro. Carbeto de tântalo também aumentam a resistência ao desgaste de cratera, mas com menor perda ou impacto na resistência que os carbeto de titânio, desde que haja um menor crescimento dos grãos durante o processo de sinterização, porém maiores serão os custos financeiros quando comparados aos carbeto de titânio.

Como já citado, o metal aglomerante na grande maioria das vezes é o cobalto. Cerca de 3 a 20%, em peso, deste elemento é utilizado na mistura dependendo da combinação desejada de tenacidade e dureza. À medida que aumenta a quantidade de cobalto, a tenacidade nas ferramentas de corte aumenta, enquanto que a dureza e a resistência diminuem. Segundo Astakhov e Davim (2008) atualmente é possível encontrar na matriz do metal duro carbeto de silício, carbeto de titânio, carbeto de tântalo, carbeto de tungstênio, bem como outros elementos no metal base como titânio, tungstênio, cromo, zircônio, boro, silício e carbono (Ti, W, Cr, Zr, B, Si e C). Estes autores acrescentam que as partículas de carbeto podem variar de 0,8 μm a 4 μm . Normalmente carbeto menores que 0,8 μm são denominados de micro grãos, entre 0,8 a 1 μm são grãos finos, de 1 a 4 μm grãos médios e acima de 4 μm grãos grosseiros. Carbeto de tungstênio que apresentam grãos grosseiros possuem uma boa resistência ao choque mecânico para um dado teor de Co, quando comparados com grãos finos. Estes por sua vez possuem maiores valores de dureza e, portanto melhor resistência ao desgaste.

A Norma ISO 153 (2004) padronizou a classificação dos metais duros em classe P, M, K, N, H e S de acordo com o material da peça a ser usinado. A Figura 2.5, foi extraída da obra de Machado e Da Silva (2004) e mostra essa classificação. Existe ainda uma subdivisão dentro de cada classe usando números, normalmente variando entre 01 e 50, o que representa a tenacidade e a resistência ao desgaste da ferramenta. Quanto maior o número, maior a tenacidade e menor a resistência ao desgaste.

Esta classificação, que considera principalmente a composição química e as propriedades de dureza (ou resistência ao desgaste) e tenacidade é, muitas vezes, substituída pela classificação específica de um fabricante de ferramentas de metal duro. Desta forma, um determinado produto pode cobrir uma vasta faixa da classificação ISO com resultados muitos

próximos. Às vezes, um mesmo produto pode ser indicado como pertencente simultaneamente a mais de uma classe. Nesse caso, os fabricantes estão enfatizando mais a aplicabilidade da ferramenta que propriamente o sentido da classificação original.

Principais classes			Classes de aplicação			
Letra de identificação	Cor de identificação	Materiais a serem usinados	Metais duros			
P	Azul	Aços: Todos os tipos de aços e aços fundidos, excetos aços inoxidáveis com estrutura austenítica	P01	P05	a	b
			P10	P15	↑	↓
			P20	P25		
			P30	P35		
			P40	P45		
			P50			
M	Amarelo	Aço Inoxidável: aço inoxidável austenítico e aço duplex (austenítico/ ferrítico) e aço fundido	M01	M05	a	b
			M10	M15	↑	↓
			M20	M25		
			M30	M35		
			M40			
K	Vermelho	Ferro Fundido: Ferro fundido cinzento, ferro fundido com grafita esferoidal, ferro fundido maleável	K01	K05	a	b
			K10	K15	↑	↓
			K20	K25		
			K30	K35		
			K40			
N	Verde	Metais não-ferrosos: Alumínio e outros metais não ferrosos, materiais não metálicos	N01	N05	a	b
			N10	N15	↑	↓
			N20	N25		
			N30			
S	Marron	Superligas e titânio: Ligas especiais resistentes ao calor a base de ferro, níquel e cobalto, titânio e ligas de titânio	S01	S05	a	b
			S10	S15	↑	↓
			S20	S25		
			S30			
H	Cinza	Materiais duros: Aços endurecidos, ferros fundidos endurecidos, ferros fundidos resfriados	H01	H05	a	b
			H10	H15	↑	↓
			H20	H25		
			H30			

a – Aumento da velocidade de corte, aumento da resistência ao desgaste do material da ferramenta

b – Aumento do avanço, aumento da tenacidade do material da ferramenta

Figura 2.5 – Classificação dos metais duros segundo a Norma ISO 513 (2004). (citado por MACHADO et al., 2009).

2.2.2 Revestimentos das Ferramentas de Corte

Uma das principais mudanças que revolucionaram a indústria da usinagem dos metais nos últimos trinta anos tem sido o desenvolvimento de técnicas de revestimentos que cada vez mais aumentam suas aplicações e trazem significativos avanços na utilização das ferramentas de corte (M'SAOUBI; RUPPI, 2009). Os revestimentos consistem em uma ou várias finas camadas de filme (ou película) que são depositadas sobre as ferramentas de corte, que basicamente devem apresentar apropriadas características de dureza e difusão térmica. Atualmente, estima-se que 85% das ferramentas de metal duro usadas na indústria são revestidas (ASTAKHOV; DAVIM, 2008). Esta tendência não fica restrita apenas para este tipo de material de ferramenta, mas também se estende a outros materiais como, por exemplo, os aços rápidos (*HSS – High speed steel*) (BOOTHROYD; KNIGHT, 2006).

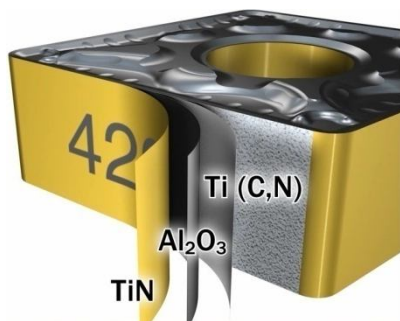
Ezugwu et al. (1999a) mencionam que as ferramentas de metal duro revestidas são muito utilizadas em vários processos de usinagem pelo fato de possuírem alta resistência ao desgaste e com boa capacidade de usinagem. Os revestimentos por sua vez, são utilizados nas ferramentas de corte para proporcionar uma melhor lubrificação na interface cavaco-ferramenta e ferramenta-peça, diminuindo o atrito nestas regiões e consequentemente reduzindo a temperatura na aresta de corte.

O sucesso dos revestimentos é baseado por prolongar a vida da ferramenta, em geral duas ou três vezes a mais, devido a redução da taxa de desgaste no torneamento em altas velocidades de corte de ferros fundidos e aços (TRENT; WRIGHT, 2000, SHAW, 1984). Kalpackjian e Schmid (2011) chegam a citar que ferramentas revestidas podem ter vidas úteis até dez vezes maiores que ferramentas sem revestimento, o que possibilita também utilizá-las em elevadas condições de corte e, consequentemente, um menor tempo na operação de usinagem poderá ser alcançado, reduzindo desta forma os custos de produção. Porém, os autores citam algumas propriedades importantes que devem estar presente nos revestimentos, como por exemplo:

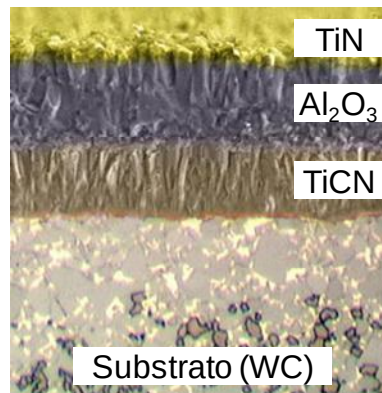
- Baixo coeficiente de atrito;
- Alta adesão ao substrato da ferramenta;
- Alta resistência ao desgaste e ao surgimento de trincas;
- Atuar como uma barreira de difusão;
- Elevada dureza a quente e resistência ao impacto;

Os materiais de revestimentos mais comuns para metal duro são: nitreto de titânio (TiN), carbeto de titânio (TiC), carbonitreto de titânio (TiCN) e óxido de alumínio (Al_2O_3) (ZHIXING et al. 2010, KALPAKJIAN; SCHMID, 2011, SURESH et al., 2012). Da Silva (2006) desenvolveu trabalho de torneamento de acabamento da liga de titânio Ti6Al4V com aplicação de fluido de corte a alta pressão com treze diferentes tipos de ferramenta de corte, entre elas ferramentas com e sem revestimento. O autor informou como materiais para revestimento outros exemplos, como: carbeto de tântalo (TaC), carbeto de vanádio (VC), nitreto de háfnio (HfN), carbeto de háfnio (HfC), nitreto de zircônio (ZrN) e nitreto de cromo (CrN), nitreto de titânio zircônio (TiZrN), nitreto de titânio alumínio (TiAlN) e carbeto de molibdênio (Mo_2C).

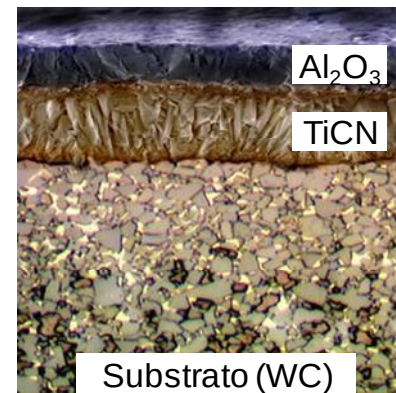
O revestimento pode ser uma única camada, ou mais comum, ser uma combinação de três camadas. Santos e Sales (2007) relatam que há registros de ferramentas com até 12 camadas de diferentes tipos de revestimentos. Trent e Wright (2000) esclarecem que a combinação destes materiais formam uma espécie de “sanduíche”, ou seja, várias camadas de diferentes materiais sobrepostas, como exemplo desta combinação destacam os principais grupos de revestimentos: TiN + Al_2O_3 + TiC + TiCN, TiN + TiCN + TiC, TiN + Al_2O_3 + TiCN, Al_2O_3 + TiC, Al_2O_3 + TiC + TiCN, TiN + Al_2O_3 + TiC, TiN + Al_2O_3 + TiN. A Figura 2.6 ilustra dois principais tipos de camadas de revestimento para a classe de metal duro comumente utilizada na indústria.



Representação dos revestimentos de uma pastilha de metal duro classe K05.



Revestimento com tripla camada



Revestimento com dupla camada

Figura 2.6 – Exemplos camadas de revestimentos depositadas em ferramentas de metal duro (SANDVIK, 2011).

Os principais tipos de revestimentos citados por Kalpakjian e Schmid (2011) apresentam espessura na faixa de 2 a 15 μm e são depositados nas ferramentas de corte através de duas técnicas principais:

- *Physical-vapor deposition* ou Deposição física de vapor (PVD).
- *Chemical-vapor deposition* ou Deposição química de vapor (CVD).

A técnica de PVD possibilita a deposição de camadas de TiN, TiCN e TiAl até 4 μm de espessura de revestimento. A temperatura de revestimento ocorre aproximadamente a 500°C e confere à aresta de corte boa resistência, sem prejuízo à tenacidade, baixo atrito e baixa tendência de formar aresta postiça de corte. As principais aplicações são em ferramentas de fresamento, furação e rosqueamento (KALPAKJIAN; SCHMID, 2011; MACHADO et al., 2009; EZUGWU et al., 1999a). A cobertura por deposição química de vapor (CVD) é gerada por reações químicas a temperaturas de 700 a 1050°C. Estas coberturas possuem alta resistência ao desgaste e excelente adesão ao metal duro (CORDES, 2011; KONYASHIN, 1997). O primeiro metal duro revestido CVD foi de uma única camada de cobertura de carbeto de titânio (TiC). Na década de 70 do século passado, coberturas de óxido de alumínio (Al_2O_3) e coberturas de nitreto de titânio (TiN) foram introduzidas posteriormente. Zhixing et al. (2010) relatam que os processos PVD são menos difundidos que o CVD devido à sua relativa baixa adesão e às altas tensões internas.

Mais recentemente, as coberturas de carbonitreto de titânio MT-TiCN, também chamado de MTCVD (*medium-temperature chemical-vapour deposition* ou deposição química de vapor em médias temperaturas) foram desenvolvidas para melhorar as propriedades da classe devido a sua habilidade em manter a interface de metal duro intacta (SANDVIK, 2011). Em geral, revestimentos pela técnica MTCVD promovem um aumento da tenacidade, acima da técnica convencional de revestimento CVD, sem nenhum prejuízo à resistência ao desgaste e à craterização (KUDAPA, 1999). Além de simples, a técnica de deposição MTCVD é rápida, a temperatura de deposição é menor (700 a 800°C), atinge boa adesividade no substrato, a máquina é simples e adequada para fornecer revestimentos para ferramentas de usinagem (ZHIXING et al. 2010; QI et al. 2008). QI et al. (2008) citam ainda em seu trabalho que os revestimentos de TiCN depositados pela técnica MTCVD em substratos de metal duro para ferramentas de corte vem ganhando aplicação na usinagem de aços inoxidáveis e outros materiais de natureza abrasiva.

Naves (2009) utilizou ferramentas de metal duro revestidas com Al_2O_3 e TiCN, depositadas pela técnica MTCVD, durante o fresamento de duas ligas de ferros fundidos cinzentos ligados (classes FC 250 e FC 300) e um ferro fundido vermicular (classe FV 350). Foi observado que as ferramentas apresentaram desempenho satisfatório durante o processo de usinagem, com boa tenacidade e boa resistência térmica, mesmo em velocidades de corte de 1000 m/min. É importante lembrar que este valor de velocidade de corte pode ser considerado usinagem a alta velocidade (HSM), onde o cisalhamento localizado desenvolve-se completamente na zona de cisalhamento primário, o que reforça a qualidade do revestimento da ferramenta (DA SILVA et al., 2011; SCHULZ, 1992; METALS HANDBOOK, 1989).

Machado et al. (2009) lembram que camadas muito espessas podem fragilizar a aresta, portanto, torna-se mais vantajoso utilizar varias camadas finas intercaladas ente si, o que resulta em maior resistência da aresta comparado com uma camada única de mesma espessura.

Normalmente, o TiC ou TiCN são revestimentos muito utilizado como a primeira camada, pois garantem boa coesão com o substrato. Basicamente a dureza dos TiCN oferece resistência ao desgaste por abrasão, resultando na redução do desgaste de flanco. Já o TiN, aparece normalmente como camada externa, além de proporcionar baixos coeficientes de atrito entre a ferramenta e o cavaco, melhora a resistência ao desgaste e é usada para a detecção de desgaste. O Al_2O_3 possui boas características de inércia química e baixa condutividade térmica. Atua também como barreira térmica para melhorar a resistência à deformação plástica. Tratamentos térmicos posteriores são feitos para melhorar a tenacidade da aresta em cortes interrompidos e reduzir a tendência à abrasão (SANDVIK, 2011).

Astakhov e Davim (2008) também enriquecem as informações sobre as características de alguns tipos de revestimento. Dentre elas, os autores afirmam que o revestimento de TiN possui uma coloração dourada, boa resistência à abrasão, dureza HV (0.05) – 2300, coeficiente de atrito com os aços – 0.3 e estabilidade térmica – 600°C. Para TiCN, eles assinalam que este tipo de revestimento possui uma coloração cinza, tem maior resistência ao desgaste quando comparado ao TiN, dureza HV (0.05) – 3000, coeficiente de atrito com os aços – 0.4 e estabilidade térmica – 750°C. Shaw (1984), Machado et al. (2009), Kalpakjian e Schmid (2011) tratam o Al_2O_3 como um dos tipos mais comum de revestimentos cerâmicos. Tem boa empregabilidade nas ferramentas de metal duro e são de cor preta. Uma característica importante do Al_2O_3 é a redução de sua condutividade térmica com o aumento da temperatura, comportamento inverso apresentados pelos TiN e TiC, como mostrado a Fig. 2.7. No revestimento, ao contrário do substrato, quanto menor a condutividade térmica, melhor, pois uma barreira térmica pode ocorrer na superfície da ferramenta, garantido que uma menor taxa de calor seja conduzida para o substrato. No caso do substrato, quanto maior a condutividade térmica, melhor, pois mais eficiente será a dissipação do calor.

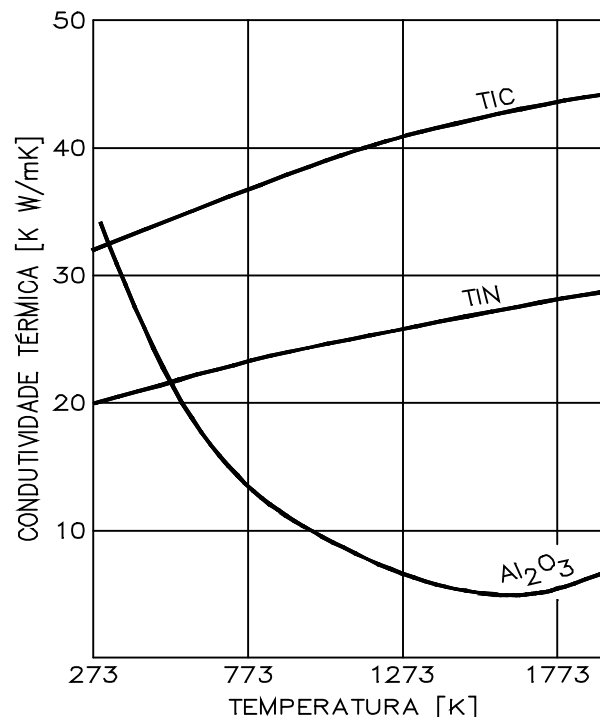


Figura 2.7 – Influência da temperatura na condutividade térmica dos principais materiais para revestimento em ferramentas de corte (WERTHEIM et al., 1982 apud MACHADO et al., 2009).

2.3 Formação do Cavaco

O entendimento do fenômeno de formação do cavaco durante o processo de usinagem é de grande importância para atingir a qualidade desejada dos produtos usinados e para o melhoramento do projeto de máquinas operatriz e ferramentas de corte. O tipo de cavaco produzido durante o processo de usinagem influencia significativamente o acabamento da superfície usinada, a vida da ferramenta de corte, os esforços na ferramenta, o calor gerado na usinagem, a vibração na máquina-ferramenta, etc (BONNEY, 2004; DINIZ, 2006). Desta forma, avaliar e prever a influência do cavaco durante o processo de usinagem possibilita esclarecer a interação entre a ferramenta de corte e o material usinado e os reflexos na qualidade da peça, no meio ambiente e na segurança do operador.

Para iniciar o estudo da formação do cavaco é necessário definir o corte ortogonal no processo de usinagem, permitindo assim simplificações que facilitaram o entendimento dos fenômenos relacionados na interação cavaco-ferramenta. No corte ortogonal, definido por Machado et al. (2009), a aresta de corte é uma reta normal à direção de corte e à direção de avanço, de maneira que a formação do cavaco pode ser considerada um fenômeno bidimensional que ocorre em um plano normal à aresta cortante, ou seja, no plano formado pelos vetores das direções da velocidade de corte e direção de avanço.

Shaw (1984) apresenta algumas outras simplificações, que permite um modelo dimensional do corte ortogonal e que pode ser estendido aos demais processos de usinagem.

- A aresta de corte deve estar em perfeito estado de afiação e sem contato entre a superfície de folga principal e a peça;
- A aresta de corte deve ser reta e perpendicular à direção de corte;
- O cavaco movimenta apenas em uma direção;
- O material movimenta em direção à ferramenta com velocidade uniforme;
- A profundidade de corte é constante;
- A largura da ferramenta é maior que a do material a ser usinado;
- O cavaco produzido deve ser contínuo e sem formação da aresta postiça de corte;

A formação do cavaco pode ser explicada considerando o volume de material da peça definido por “klmn” que movimenta em direção à aresta de corte, conforme esquematizado na Fig. 2.8. Este volume de material passa pelo plano de cisalhamento primário, representado pelo segmento OD desta figura. Após passar por este plano, deforma plasticamente e se transforma na seção “pqrs”. Como o processo de cisalhamento é contínuo, o volume de cavaco escoar pela

superfície de saída da ferramenta, representado pelo segmento OB na Fig. 2.8, e é então forçado a mudar de direção ou curvar-se eventualmente. Quando a tensão envolvida atinge um valor crítico, o material rompe na aresta de corte e em seguida outro processo inicia novamente (SHAW, 1984). A região da interface entre o cavaco e a ferramenta, na superfície de saída da ferramenta (segmento OB), é denominado de zona de cisalhamento secundário. Na Figura 2.8, a espessura do cavaco (h') é maior que a espessura da faixa de material que será removido (h), ou seja, no corte ortogonal este valor é proporcional ao avanço. Observando ainda esta figura, atribuiu como a velocidade do cavaco (v_{cav}) ser menor que a velocidade de corte (v_c). O ângulo de cisalhamento, denominado por (ϕ), mostrado esquematicamente pela Fig. 2.8, é o ângulo formado pelo plano de cisalhamento primário e a direção do vetor velocidade de corte (v_c). É mostrado ainda nesta figura o ângulo de saída da ferramenta (γ_0) (TRENT; WRIGHT, 2000). Resumidamente a formação consiste em quatro etapas: deformação elástica ou recalque, deformação plástica, ruptura e movimento de saída do cavaco.

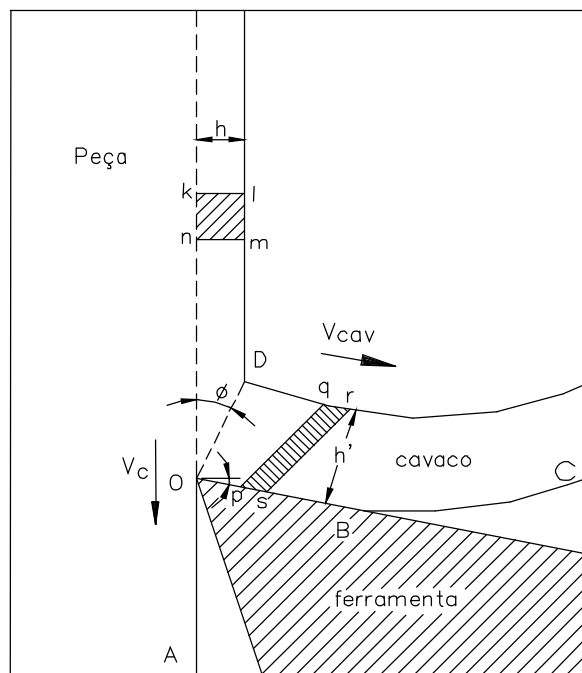


Figura 2.8 – Diagrama para o mecanismo de formação do cavaco em corte ortogonal (adaptada de TRENT; WRIGHT, 2000).

A formação dos vários tipos de cavacos envolve a forma como o material usinado cisalha na região do plano OD formado na ponta da ferramenta, conforme apresentado na Fig. 2.8. Intensas quantidades de tensões alteram a região deste plano a partir do instante que o

cavaco se separa da peça, de forma instantânea, e cada tipo de material apresenta uma forma particular de suportar estas tensões sem que haja a fratura (TRENT; WRIGHT, 2000).

Após o processo de usinagem, uma nova superfície é originada na peça pela remoção de material na forma de cavaco. O tipo de cavaco produzido durante a usinagem dos metais depende do material que será usinado e das condições de corte usadas (BOOTHROYD; KNIGHT, 2006). A ductilidade e a dureza são as principais propriedades dos materiais que influenciam diretamente no tipo do cavaco (MACHADO, 1990). Basicamente, há quatro tipos de cavacos. Kalpakjian e Schmid (2011), Machado et al. (2009) e Bonney (2004) os definem da seguinte forma:

- *Contínuo*: este tipo de cavaco é formado durante a usinagem de materiais dúcteis, como aços comum e baixa liga, alumínio e cobre, e em altas velocidades de corte e/ou com ferramentas com ângulos de saída positivos. Na formação do cavaco contínuo há um equilíbrio entre a tensão normal e a de cisalhamento no plano de cisalhamento primário, de forma que a trinca surgida no momento da ruptura não se propaga muito ou rapidamente, para que o cavaco não seja interrompido. A formação dos cavacos contínuos pode comprometer o acabamento superficial e induzir tensões residuais na superfície usinada. Os cavacos contínuos em formas longas são indesejáveis pois podem enrolar na peça, no ponta ferramenta ou na placa de fixação da peça, implicando perda de produtividade e causar acidentes.
- *Parcialmente contínuo*: trata-se de um tipo intermediário entre os cavacos contínuos e descontínuos, no qual a trinca se propaga parcialmente pela extensão do plano de cisalhamento.
- *Descontínuo*: este tipo de cavaco é comum na usinagem de materiais frágeis, como ferros fundidos cinzentos e bronzes, pois não apresentam capacidade para suportar as elevadas tensões de cisalhamento envolvidas na usinagem sem se romper. Ferramentas com ângulo de saída pequeno, grande avanços, velocidades de corte baixas ou em velocidade de corte excessivamente alta tornam favoráveis o surgimento deste tipo de cavaco. Impurezas e a presença de partículas duras aumentam a possibilidade de ocorrer trincas no material, favorecendo que os cavacos tornem-se descontínuos. Naturalmente, quando se tem cavacos descontínuos as forças de usinagem podem variar continuamente, e esta variação das forças pode de alguma forma gerar vibração indesejável no porta ferramenta e comprometer a precisão dimensional da peça usinada, além de causar um desgaste prematuro ou comprometer as ferramentas de corte.

- Segmentado:** comumente encontrado na usinagem de materiais com baixa condutividade térmica e tensões que diminuem rapidamente com o aumento da temperatura (provocado pelas deformações plásticas locais nas bandas de cisalhamento), como o titânio e suas ligas. Este tipo de cavaco é formado por grandes deformações continuadas em estreitas bandas entre segmentos com pouca ou nenhuma deformação no interior destes segmentos. No processo de cisalhamento o calor gerado proporciona uma taxa de amolecimento maior que a taxa de encruamento. Por este motivo, a deformação continua acontecendo no mesmo plano primário, até que se afasta da aresta o suficiente para as tensões cisalhantes não mais serem capaz de continuar a deformação. Neste momento uma nova banda de cisalhamento começa a se deformar. Este processo resulta em um cisalhamento adiabático originando cavacos na forma de dentes de serra.

Basicamente a forma dos cavacos se resume em: fita, helicoidal, espiral e lasca ou pedaços. A norma ISO 3685 (1993) apresenta mais detalhadamente a classificação dos cavacos quando à forma, como demonstrado na Fig. 2.9.

1- Cavaco em fita	2- Cavaco tubular	3- Cavaco espiral	4- Cavaco hel. tipo arruela	5- Cavaco hel. cônico	6- Cavaco em arco	7- Cavaco fragmentado	8- Cavaco tipo agulha
1-1- Longo	2-1- Longo	3-1- Plana	4-1- Longo	5-1- Longo	6-1- Conect.		
1-2- Curto	2-2- Curto	3-2- Cônico	4-2- Curto	5-2- Curto	6-2- Salto		
1-3- Emaranhado	2-3- Emaranhado		4-3- Emaranhado	5-3- Emaranhado			

Figura 2.9 – Classificação da forma dos cavacos de acordo com a norma ISO 3685 (1993).

O cavaco na forma de fita ou emaranhado, pelo fato de ser do tipo contínuo, carrega consigo todos os inconvenientes já citados anteriormente. Desta forma sugere-se ações que

evitem a formação deste tipo e forma de cavacos para evitar tais problemas. Dentre os métodos empregados para a ruptura dos cavacos contínuos instantaneamente após a sua formação, destacam:

- *Alteração dos parâmetros de corte*; as combinações de baixos valores de velocidade de corte, o aumento do avanço ou da profundidade de corte, favorecem a ruptura do cavaco. Com o aumento da velocidade de corte, até certos valores, tende a tornar o cavaco mais contínuo, pois além de mais calor ser produzido, mais dúctil torna o material (MACHADO et al., 2009), por este motivo é recomendado baixas velocidade de corte. Entretanto, esta medida pode comprometer a produtividade. Com o aumento do avanço e/ou da profundidade de corte, maior área a ser cisalhada pelo material usinado, mais rígido e inflexível será o cavaco, o que possibilita, mediante os esforços provenientes às tensões de cisalhamento e normal, o surgimento e a propagação de trincas. Além disso, quanto menor for a espessura do cavaco, mais flexível ele é, portanto, maior será a dificuldade de quebrá-lo.
- *Utilização de quebra-cavacos*; a utilização de quebra-cavacos é um dos métodos mais práticos e efetivos para produzir cavacos curtos. Os quebra-cavacos podem ser postiços ou integrais, são basicamente cavidades ou barreiras na superfície de saída das ferramentas que modificam a trajetória de escoamento do cavaco, causando nele uma curvatura mais acentuada, levando-os à quebra por flexão (WALSH; CORMIER, 2005).
- *Aplicação de fluido de corte à alta pressão*; este métodos consiste em injetar o fluido de corte na região de formação do cavaco com pressões acima de 0,5 MPa. O cavaco é fragmentado mecanicamente, pela pressão do jato, que faz com que o cavaco sendo formado, curve excessivamente até o ponto que a força de flexão imposta supere a resistência mínima do cavaco (MACHADO; WALBANK, 1992). Um eficiente quebra-cavaco por meio de aplicação de fluido de corte com pressões de 200 MPa e 300 MPa foi obtido respectivamente por Mazurkiewicz et al. (1989) e Kaminski e Alvelid (2000). Da Silva et al. (2005) e Da Silva et al. (2004a) informam que a aplicação na forma de jorro, que é a forma convencional de aplicação de fluido de corte, a pressão do fluido é cerca de 0,3 MPa, desta forma o fluido de corte é incapaz de a quebrar do cavaco. Portanto, o fluido aplicado à alta pressão, na direção da superfície de saída da ferramenta, na região entre o cavaco e a ferramenta, faz com que uma cunha hidráulica seja formada. Esta por sua vez age de forma a flexionar o cavaco contra a superfície que será usinada, aumentando a curvatura do cavaco (diminuindo o raio de curvatura do cavaco). Nisto, haverá uma maior deformação do cavaco, até atingir sua fragmentação.

2.4 Força e Potência de Usinagem

O conhecimento do comportamento e da ordem de grandeza dos esforços que agem na cunha da aresta de corte e de seus componentes é de fundamental importância no processo de usinagem, pois eles afetam a potência necessária para o corte (a qual é utilizada pela máquina-ferramenta), a capacidade de obtenção de tolerâncias mais precisas, a temperatura de corte, o desgaste da ferramenta e outros fatores que influenciam na viabilidade econômica dos processos de fabricação (KALPAKJHIAN; SCHMID, 2011; MACHADO et al., 2009; SANTOS; SALES, 2007; DINIZ et al., 2006; ASTAKHOV, 1998).

Durante a formação do cavaco, o movimento da ferramenta em relação à peça faz com que a cunha cortante exerça um esforço de penetração na peça, que responde a este esforço, fazendo aparecer um sistema de forças atuando na cunha de corte, que geram tensões. É mostrado esquematicamente na Fig. 2.10 o processo de torneamento com a ferramenta fixa à um dinamômetro, equipamento que é comumente utilizado para a medição das forças de usinagem. O dinamômetro é um transdutor do sinal de força, onde na parte inferior deste equipamento há uma base piezelétrica, que ao receber a aplicação de uma força, faz com que haja uma deformação elástica dos sensores de *quartzo*, que por sua vez geram um sinal elétrico proporcional à força aplicada (DAN; MATHEW, 1990). É essencial que estes equipamentos sejam devidamente calibrados e que tenham alta rigidez e alta frequência natural para que a precisão dimensional das operações de usinagem seja mantida e que seja minimizado o efeito de vibrações durante a usinagem (BOOTHROYD; KNIGHT, 2006; ASTAKHOV, 1998).

A maioria dos dinamômetros possuem três canais que enviam sinais das principais direções das forças de usinagem. Na operação de torneamento há basicamente três forças agindo sobre a ferramenta de corte. A primeira e mais importante é a força produzida para cisalhar o cavaco do material da peça. Trata-se de uma força tangencial à direção da velocidade de corte. Esta força age verticalmente para baixo sobre a superfície de saída da ferramenta e é conhecida como força de corte (F_c) ou força principal de corte. A segunda força é que opõe-se ao movimento de avanço da ferramenta, ao se deslocar ao longo do eixo axial da peça. A magnitude desta força é governada pela taxa de avanço e é denominada como força de avanço (F_f). A terceira é a força passiva (F_p), sendo a força de reação ao movimento da ferramenta no sentido radial da peça. As direções das (F_c), (F_f) e (F_p) podem ser identificadas também na Fig. 2.10. A soma vetorial destas três componentes resulta na força de usinagem (F_U), e vale sempre a relação apresentada na Eq. (2.3). Estão indicados ainda nesta figura

canais para a inserção de termopares, que podem ser empregados para a medição da temperatura próxima à aresta de corte gerada durante a usinagem. Tanto o dinamômetro quanto os termopares são dispositivos de medição utilizados com rotina em centros de pesquisa e em laboratórios de usinagem. Na parte superior da Fig. 2.10 é detalhada a secção transversal da área de contato cavaco-ferramenta e na parte inferior direita as principais regiões da ferramenta de corte. Através destas imagens espera-se identificar a área de contato cavaco-ferramenta.

$$\vec{F}_U = \vec{F}_C + \vec{F}_f + \vec{F}_P \quad (2.3)$$

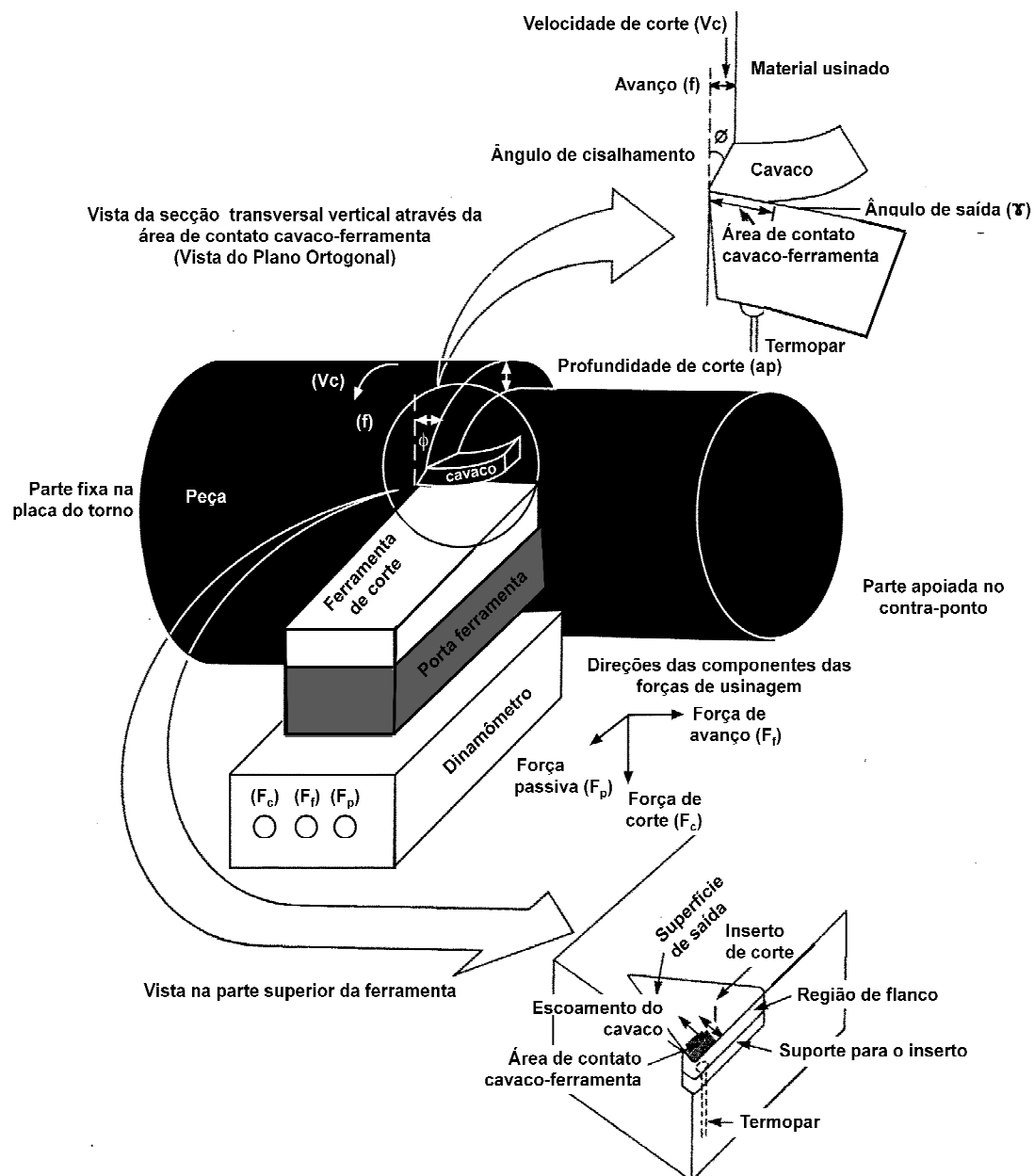


Figura 2.10 – Ilustração do processo de torneamento (adaptada de TRENT; WRIGHT, 2000).

Basicamente a (F_c) e a (F_f) recebem maior atenção por ser comum que estas forças tenham maiores valores que a (F_p), e também pelo fato da (F_p) não realizar trabalho, consequentemente ela não é considerada nos cálculos da potência de usinagem. Porém, o entendimento da força passiva em usinagem ainda é importante, pois o porta-ferramenta, os dispositivos de fixação da peça e a máquina-ferramenta devem possuir rigidez suficiente para suporta às mínimas deflexões geradas na usinagem. Por exemplo, se a (F_p) for muito alta ou se a máquina não possuir rigidez suficiente, a ferramenta pode ligeiramente deslocar-se de forma indesejável em relação a superfície do material que está sendo usinado. Consequentemente este movimento irá alterar o comprimento da profundidade de corte, resultando em prejuízo na precisão dimensional da peça (KALPACJHIAN; SCHMID, 2011). Em recente trabalho (FANG; WU, 2009) informam que raio de ponta da ferramenta (r_e) pode afetar significativamente a (F_p).

Chen (2000) verificou nos ensaios de torneamento de acabamento do aço endurecido GB699-8855, que a maior componente da força de usinagem foi a força passiva. Esta componente foi a mais sensível às mudanças do desgaste de flanco, do formato do chanfro e do radio de ponta (ou raio de arredondamento) da aresta de corte. O autor apontou o fato da profundidade usada nos seus experimentos (0,025-0,10 mm) ser muito menor que o raio de ponta das ferramentas investigadas (0,3-1,2 mm). Com isto há um rearranjo geométrico das distribuições de forças, principalmente (F_f) e (F_p) que modifica o ângulo de posição (χ_r), o qual é definido pela Eq. (2.4). Por exemplo, se $r_e = 1$ mm e $a_p = 0.025$ mm, então $\chi_r = 12^\circ 8'$. Quanto menor for o ângulo de posição, (χ_r) menor o arco de contato ferramenta-peça, região escura que está indicada na Fig. 2.11. À medida que este ângulo de posição diminui, aumenta a componente F_p na direção contrária à peça, ilustrado na Fig. 2.12. O autor reforça que o aumento da força passiva pode causar instabilidade e vibração na ferramenta de corte durante a usinagem. Desta forma sugere-se o uso de ferramentas com pequenos raios de arredondamento, porém esta medida pode comprometer o acabamento da superfície usinada, aumentar a temperatura na ponta da ferramenta e consequentemente aumentar a probabilidade de falha na ferramenta.

$$\chi_r = \arccos \frac{r_e - a_p}{r_e} \quad (2.4)$$

Onde:

r_e = raio de ponta da ferramenta;

a_p = profundidade de corte;

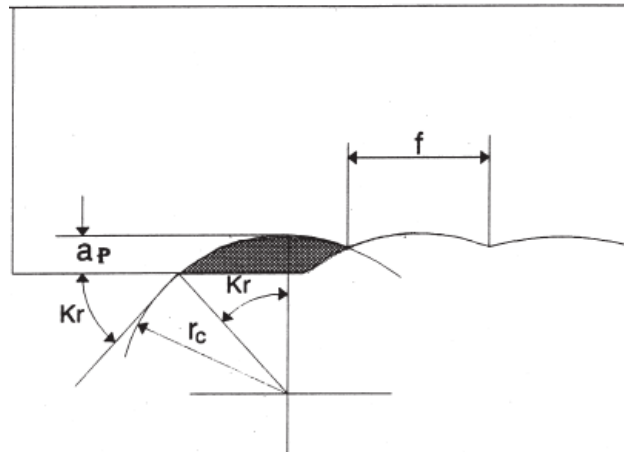


Figura 2.11 – Representação do máximo ângulo de posição (K_r) com grande raio de ponta (r_c) e pequena profundidade de corte (a_p) (CHEN, 2000).

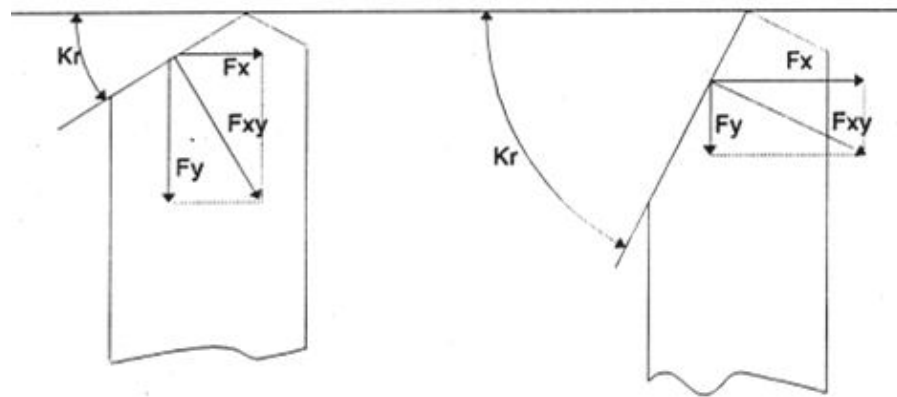


Figura 2.12 – Influência do ângulo de posição na direção de força de avanço (mostrado por F_x) e na direção da força passiva (mostrado por F_y) (CHEN, 2000).

O trabalho realizado pela força de passiva (F_p) é praticamente desprezível (DAN; MATHEW, 1990), logo a potência efetiva de usinagem (N_e) é a resultante da somatória da potência de corte (N_c) e a potência da avanço (N_f). Para o cálculo da potência de corte, potência de avanço e a potência efetiva de usinagem são apresentadas suas respectivas Eq. 2.5, 2.6 e 2.7.

$$N_c = F_c \times V_c \quad (2.5)$$

$$N_f = F_f \times V_f \quad (2.6)$$

$$N_e = N_c + N_f \quad (2.7)$$

Onde:

F_c = Força de corte;

V_c = Velocidade de corte;

F_f = Força de avanço;

V_f = Velocidade de avanço;

É mostrado na Figura 2.13 uma comparação da força de corte em função da velocidade de corte para diferentes materiais. Esta figura sugere que o material de maior pureza, no caso o ferro comparado ao aço, apresenta maiores forças de corte. Trent e Wright (2000) explicam que metais com alto teor de pureza tendem a apresentar altas forças de usinagem. A razão para este comportamento é atribuído ao fato destes materiais promoverem grandes áreas de contato do cavaco com a superfície de saída da ferramenta, pequenos ângulos de cisalhamento, cavacos mais espessos e baixas velocidades de escoamento do cavaco após sua formação. Os autores declaram ainda que grandes áreas de contato cavaco-ferramenta estão associadas com materiais de elevada ductilidade, porém as razões que para isto não são completamente entendidas. À medida que elementos de liga são adicionados aos metais puros, normalmente aumenta-se a resistência ao escoamento, mas as forças de usinagem diminuem devido à redução da área de contato cavaco-ferramenta.

Williams (1977) mediu as componentes das forças de usinagem nas duas principais direções com *strain gauges* fixas na ferramenta para investigar a tensão de escoamento de vários tipos de materiais de alta pureza. O autor apresenta discussões sobre os valores obtidos da relação da força de usinagem por unidade da largura de corte em função dos parâmetros de usinagem, e mostra que para alguns materiais há diferença entre a direção de formação do cavaco e a orientação favorável para o escoamento.

Nos aços inoxidáveis a inclusão de elementos que formam fases de baixa resistência mecânica, como por exemplo, o sulfeto de manganês (MnS), e que atuam como lubrificantes sólidos na matriz das ligas, facilitam o cisalhamento do material durante a formação do cavaco, o que contribuiu para a geração de baixos esforços de usinagem. Outros exemplos de elementos que agem como lubrificante na interface cavaco-ferramenta são o chumbo (Pb) e o bismuto (Bi) (MACHADO et al., 2009).

Outra característica importante que pode ser analisada pela Fig. 2.13 é o fato da força de corte diminuir com o aumento da velocidade de corte. A justificativa para este comportamento é que quando as velocidades de corte aumentam, aumenta também a geração de calor nos planos de cisalhamento, conseqüentemente a resistência mecânica dos materiais diminui o que facilita a ruptura do material. Como apontado por Trent e Wright (2000) na Fig. 2.13 o salto na curva do aço, em média velocidade de corte, demonstra ser o resultado da presença da aresta postiça de corte (APC). A aresta postiça de corte, uma espécie de volume

de material da peça que adere na ponta da aresta de corte, forma predominantemente em baixas velocidades de corte e tende a desaparecer com o aumento da velocidade. Com a presença da APC as forças comportam de forma anômalas e aumentam subitamente à medida que a APC desaparece. Estes efeitos da APC são normalmente atribuídos à alteração do ângulo de saída da ferramenta.

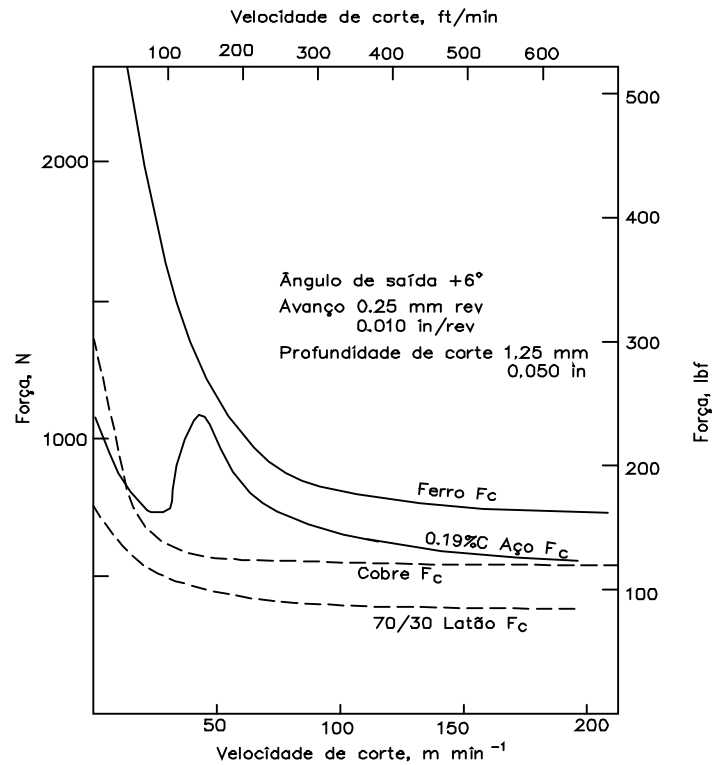


Figura 2.13 – Força de corte vs velocidade de corte (adaptado de TRENT e WRIGHT, 2000).

Em síntese, o comportamento da potência está diretamente relacionado à força de corte. De uma maneira simples e clara, pode-se afirmar que todos os fatores que influenciam a força de usinagem, influenciarão na potência efetiva de corte. Dentro deste raciocínio Machado e Da Silva (1994) apresentam a influência de algumas variáveis de usinagem que afetam consideravelmente a força de corte e consequentemente a potência de usinagem, como por exemplo:

- Velocidade de corte: fora do campo da APC, a força de usinagem tende a diminuir com o aumento da velocidade de corte. Como já apresentado, isto ocorre devido a maior geração de calor que por sua vez reduz a resistência ao cisalhamento do material nas zonas de cisalhamento, e pela ligeira redução na área de contato cavaco-ferramenta a força de usinagem

tende a sofrer uma ligeira redução com o aumento da velocidade, notando-se que para valores bem altos de velocidades o comportamento da força é praticamente constante. A potência de usinagem por sua vez, aumenta com a velocidade de corte.

- Avanço e profundidade de corte: o aumento destes dois fatores, por aumentarem diretamente as áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário, causa um aumento da força de usinagem, com isto maior potência, numa proporção direta, quase que linear.
- Material da peça: de uma maneira geral, quanto maior a resistência do material a usinar, maior a resistência ao cisalhamento nos planos de cisalhamento e, portanto, maior a força de usinagem e maior potência. Entretanto, baixa resistência pode vir acompanhada de elevada ductilidade e isto pode aumentar a área da seção de corte, influenciando também a força de usinagem.
- Material da ferramenta: a afinidade química do material da ferramenta com o material da peça pode influenciar a área da seção de corte. Se a tendência for promover uma zona de aderência estável e forte, a força de usinagem poderá ser aumentada, como resultado aumenta-se a potência de usinagem. Se a tendência for diminuir o atrito na interface, evitando as fortes ligações de aderência, a área da seção de corte poderá ser reduzida, diminuindo a força de usinagem, diminuindo a potência de usinagem.

Outro importante parâmetro que pode afetar a força de usinagem é o fluido de corte. Se a ação predominante do fluido de corte for lubrificação, menor será a resistência ao movimento do cavaco na área de contato cavaco-ferramenta. Porém, se prevalecer a refrigeração, o fluido pode ser prejudicial para o processo de usinagem em termos de força de corte. Os esforços tendem a aumentar devido à ação de refrigeração do fluido de corte e o aumento da resistência ao cisalhamento do material com a diminuição da temperatura de corte. O calor gerado durante a usinagem poderia diminuir a resistência ao cisalhamento do material, e com isto reduzir os esforços durante a formação do cavaco. Machado (1990) notou uma redução da área de contato cavaco-ferramenta quando o fluido de corte à alta pressão (14 MPa) foi aplicado durante a usinagem da liga Ti6Al4V, que resultou em uma ligeira redução da força de corte. Esta técnica de lubri-refrigeração implicou numa queda na temperatura de usinagem de pelo menos 175°C, o que gerou uma tendência de aumentar a força de corte pelo fato de aumentar a resistência ao cisalhamento na zona de cisalhamento secundário. Segundo o autor, o efeito final é uma combinação desses dois fatores, onde nas condições de corte empregadas, esses fatores se igualaram e as forças de corte não se alteraram com este sistema de aplicação de fluido.

2.5 Integridade da Superfície Usinada

Importantes propriedades dos materiais, como a resistência à fadiga e coeficiente de atrito, são significativamente dependentes da forma e características da superfície usinada. E para controlar a formação dos defeitos da superfície usinada é preciso entender a fundo os fenômenos que ocorrem na interface cavaco-ferramenta. O estudo da ciência da superfície não é novidade. Muitos pesquisadores já se dedicaram a isto no passado. Alguns investigaram a topografia da superfície, a composição química, as transformações mecânicas e metalúrgicas através de ferramentas para análises nanométricas (WALLBANK, 1979; GLAESER, 1984). Kalpackhian e Schmid (2011) citam também estas características e acrescentam que a integridade e o acabamento da superfície também influenciam na resistência à corrosão dos materiais.

Shaw (1984) menciona que já no começo de 1930 a medição da rugosidade era realizada por penetradores com finas pontas de diamante que traçavam uma linha ao se deslocar sobre a superfície, e por meio de um transdutor convertiam o movimento horizontal e vertical da ponta de diamante em dados quantitativos da topografia.

A qualidade das superfícies usinadas é caracterizada pelo acabamento na usinagem e pelas propriedades físicas e mecânicas do metal na camada superficial (FERRARESI, 1997). Investigar o acabamento da superfície usinada é entender as características em termos macrogeométricos (forma, dimensões e orientação) e microgeométricos (rugosidade) decorrentes dos fenômenos de usinagem durante a formação do cavaco. Uma das formas bastante comum de avaliar o acabamento da superfície usinada é através da medição da rugosidade superficial. Xavier e Adithan (2009) reforçam que em peças usinadas, a qualidade da superfície é um dos requisitos mais especificados pelos clientes e o valor da rugosidade superficial é tomado como indicação a este requisito. Ela pode ser examinada ao final da operação de usinagem, ou mesmo durante, de acordo com as tolerâncias e rugosidade especificadas no projeto. Em muitos casos, a rugosidade superficial é utilizada como parâmetro de saída para controlar um processo de usinagem (MACHADO et al., 2009).

A rugosidade de uma superfície é composta de irregularidades finas ou de erros microgeométricos resultantes da ação inerente ao processo de corte (marcas de avanço, aresta postiça de corte, desgaste das ferramentas etc.). De fato, a rugosidade de uma superfície depende de vários parâmetros, como máquina ferramenta, propriedades de material da peça, geometria e material da ferramenta e operação de usinagem. Os desvios dimensionais, de

forma e orientação, são mais fáceis de medir e controlar e dependem principalmente da natureza da operação e da rigidez da máquina ferramenta utilizada (MACHADO et al., 2009).

De acordo com Machado et al. (2009) existe um grande número de parâmetros que delimitam a rugosidade de uma superfície. São divididos em três grupos, de acordo com o perfil de rugosidade quantificado:

- *Parâmetros de amplitude*: determinados pela altura dos picos e/ou profundidade dos vales, sem considerar o espaçamento entre as irregularidades ao longo da superfície, a partir de um referencial na horizontal.
- *Parâmetros de espaçamento*: definidos de acordo com a distância entre as irregularidades ao longo de uma superfície.
- *Parâmetros híbridos*: determinados pela combinação dos parâmetros de amplitude e espaçamento.

Santos e Sales (2007) apresentam algumas definições fundamentais para a medição da rugosidade, tais como:

- *Comprimento de avaliação*: é a soma de todos os comprimentos de amostragem. Este por sua vez, corresponde a cada trecho utilizado no cálculo dos parâmetros e deve assegurar a significância estatística sem incluir detalhes desnecessários. A Figura 2.14 mostra uma representação do comprimento de avaliação e dois trechos nas extremidades, que não são considerados no cálculo dos parâmetros de rugosidade e ondulação.



Figura 2.14 – Comprimentos de análises para cálculo da rugosidade (adaptada de SANTOS e SALES, 2007).

- *Linha de centro*: a medida dos parâmetros de rugosidade é feita com base em uma linha imaginária, chamada de centros. Esta corta a superfície na posição em que a área de picos acima da linha equivale à dos vales, abaixo. Na Figura 2.15 observa-se o posicionamento da linha de centros.

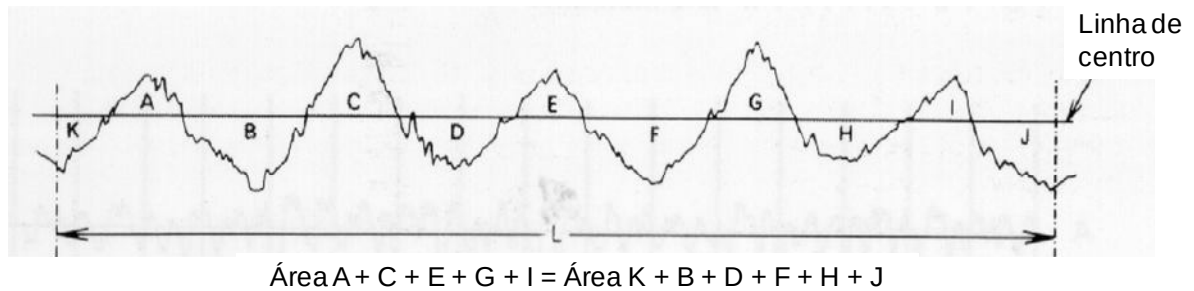


Figura 2.15 – Posicionamento da linha de centro (adaptada de SANTOS e SALES, 2007).

- *Cut-off*: o perfil de rugosidade de uma superfície é complexo e pode ser comparado a um sinal de ruído branco, ou seja, formado por ondas de diferentes frequências. Antes de determinar a rugosidade da superfície, é necessário definir quais perfis serão considerados no cálculo. Essa seleção é feita através do *cut-off* (ou comprimento de amostragem) que representa o máximo espaçamento entre as irregularidades que farão parte do cálculo. Irregularidades maiores serão consideradas ondulações. O *cut-off* atua, então, como um filtro para separar a rugosidade da ondulação. O comprimento é selecionado no próprio instrumento de medição e recomenda-se que seja pelo menos 2,5 vezes superior à distância entre picos do perfil de rugosidade. É mostrado na Tabela 1 os valores para a seleção do comprimento do *cut-off* segundo a NORMA ISO 4288. Os valores de *cut-off* apresentados nesta norma dependem dos parâmetros de rugosidade R_a e R_z , que serão tratados posteriormente.

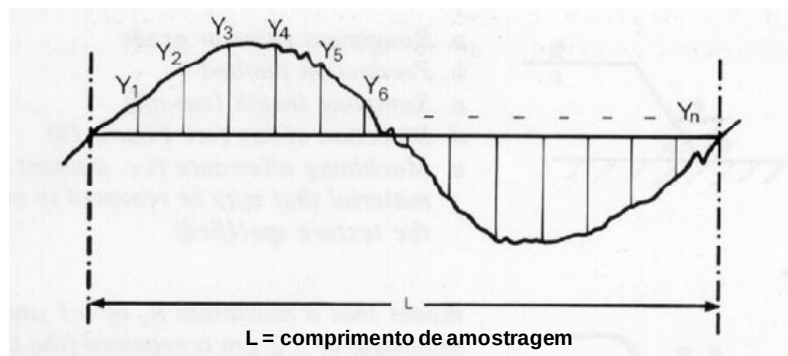
Tabela 1 – Valores recomendados de *cut-off* e de avaliação (apud MACHADO et al., 2009).

Cut-off (λ_c) conforme DIN 4768 e ISO 4288				
Perfil periódicos	Perfil Aperiódicos		Comprimento Cut-off	Comprimento de avaliação
Distância entre sulcos (mm)	R_a (μm)	R_z (μm)	λ_c (mm)	(mm)
de 0,01 a 0,04	até 0,02	até 0,1	0,08	0,4
de 0,04 a 0,13	de 0,02 a 0,1	de 0,1 a 0,5	0,25	1,25
de 0,13 a 0,4	de 0,1 a 2	de 0,5 a 10	0,8	4
de 0,4 a 1,3	de 2 a 10	de 10 a 50	2,5	12,5
de 1,3 a 4	acima de 10	acima de 50	8	40

Quando o comprimento da peça a ser avaliado é muito pequeno e por isso impossibilita percorrer 5 trechos, conforme mostrado na figura 15, deve-se evitar mudar o valor de *cut-off* para um valor menor, sugere-se então reduzir o número de trechos percorridos.

A rugosidade pode ser medida por vários parâmetros conforme apresentado na NORMA NBR ISO 4287 (2002) – *Especificações geométricas do produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Termos, definições e parâmetros da rugosidade*. A seguir são apresentados os principais parâmetros de rugosidade e sua definição segundo esta norma.

- Rugosidade média (R_a): é a média aritmética dos valores absolutos da distância entre os pontos da superfície e a linha de centro no comprimento de amostragem.
- Rugosidade média quadrática (R_q): é a raiz quadrada da média dos valores das ordenadas no comprimento de amostragem. A Figura 2.16 representa graficamente os parâmetros R_a e R_q e suas respectivas equações.



$$R_a = \frac{|y_1| + |y_2| + \dots + |y_n|}{n} \quad R_q = \sqrt{\frac{y_1^2 + y_2^2 + \dots + y_n^2}{n}}$$

Figura 2.16 – Representação dos parâmetro de rugosidade R_a e R_q .

- Rugosidade máxima (R_z): altura máxima entre um pico e um vale dentro do comprimento de amostragem.
- Altura total do perfil (R_t): altura vertical entre os pontos mais altos e os mais baixos do perfil dentro do comprimento de avaliação.

A Figura 2.17 representa graficamente os parâmetros R_z e R_t . Nesta figura a rugosidade máxima dentro de um comprimento de amostragem (L) está representada na forma de $R_{\max 1}$ a $R_{\max 5}$. É mostrado também a altura do ponto mais alto do perfil acima da linha de centro dentro do comprimento de amostragem (R_p).

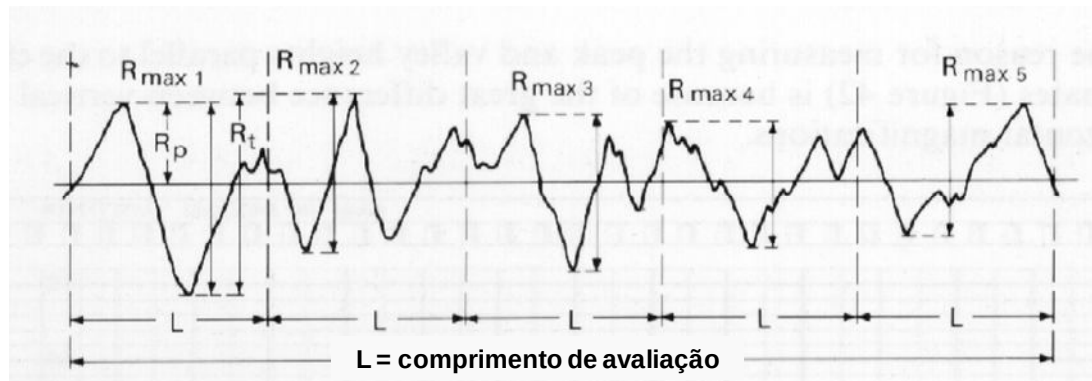


Figura 2.17 – Representação dos parâmetros de rugosidade R_z e R_t .

Vários pesquisadores têm avaliado a influência dos parâmetros de corte sobre a qualidade da superfície usinada, adotando-se como parâmetro de resposta o R_a , através de rugosímetros portáteis (apalpadores) (DA SILVA et al, 2011b; MARTIN et al., 2011; ROHLOFF et al., 2011; SANTOS et al., 2011a; JUNYAN et al., 2010; CHOW et al., 2008).

Existem vários parâmetros de usinagem que podem afetar diretamente o acabamento superficial da peça usinada, e como consequência a rugosidade superficial. Os principais agentes externos que podem influenciar a rugosidade são: material da peça a ser usinada e da ferramenta, condições de corte (avanço, velocidade de corte, fluidos de corte etc), rigidez da máquina-ferramenta etc. Machado et al., (2009) listam alguns casos onde é possível obter uma rugosidade menor ou um melhor acabamento, são eles:

- deflexões geradas por esforços de usinagem ou vibrações forem pequenas.
- a ponta da ferramenta não é aguda e com boa integridade.
- a ferramenta e a peça estão corretamente posicionadas e centradas (evitar desvios).
- o material da peça é inerentemente puro, livre de defeitos (trintas, bolhas e inclusões).
- baixos valores de avanço e baixas profundidades de corte podem beneficiar o valor da rugosidade da superfície usinada.
- quanto maior o ângulo de saída e o ângulo de folga, menor a rugosidade.
- ausência de aresta postiça de corte (APC).

Na usinagem, é grande o número de fatores que influenciam os resultados. A simples alteração do processo, do material da ferramenta ou da peça pode modificar totalmente os resultados encontrados, caracterizando-o como altamente sistêmico não-linear e de alta sensibilidade. O entendimento do processo permite que, para cada nova situação, se reflita e tome a decisão mais sensata (SANTOS e SALES, 2007).

2.6 Desgaste e Mecanismo de Desgaste nas Ferramentas de Corte

Durante os processos de usinagem, as ferramentas de corte são submetidas a elevados esforços resultando em um processo de deformação em consequência da formação do cavaco e do atrito entre o material da peça usinada e a ferramenta. O calor gerado na zona de deformação e na zona de atrito sobreaquece a ferramenta, o cavaco e parte da peça. Todas as superfícies em contato são usualmente puras e quimicamente bastante ativas; assim o processo de usinagem está conectado a um complexo sistema físico-químico. Desgastes na ferramenta são reflexos de perdas graduais de partículas da superfície da ferramenta (DOLINSEK; KOPAC, 2006).

Durante a usinagem, o material da peça sofre um processo de cisalhamento e a aresta de corte irá se degradar causando gradativamente a alteração na sua forma, consequentemente afetará a dimensão, tolerância e a qualidade de parte da superfície usinada, causando uma redução da eficiência do processo de usinagem. O desgaste nas ferramentas de corte é geralmente um processo gradual e a taxa de desgaste dependem da geometria e do material da ferramenta, do material a ser usinado e suas propriedades físicas, químicas e mecânicas, dos parâmetros de usinagem, características da máquina ferramenta e da forma de lubri-refrigeração aplicada ao processo (ASTAKHOV; DAVIM, 2008; KUMAR et al., 2006; TRENT; WRIGHT, 2000). É mostrado na Figura 2.18 alguns tipos de avarias das ferramentas de corte.

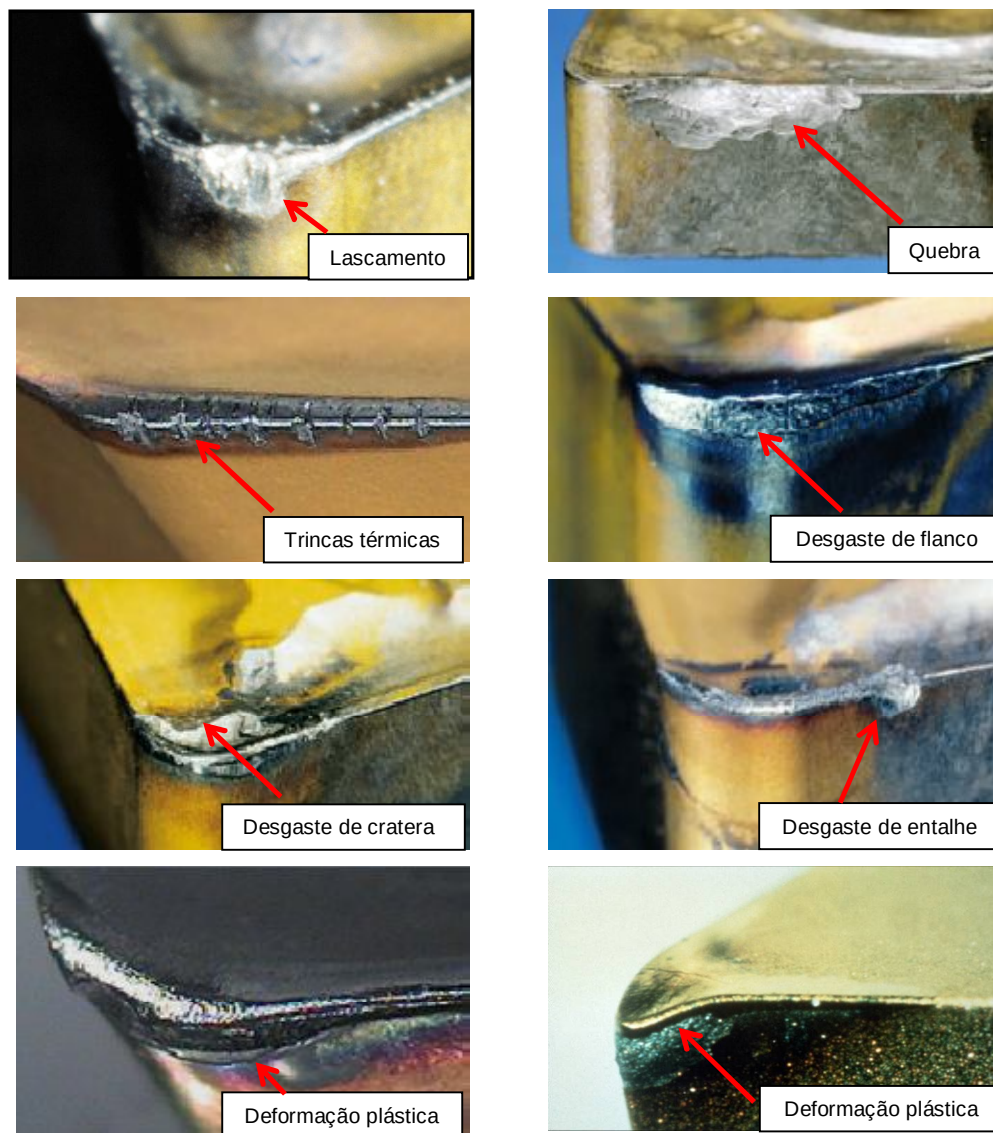


Figura 2.18 – Tipos de avarias, desgaste e deformação plástica de ferramentas de corte (adaptada de SANDVIK, 2011).

Machado et al. (2009) distinguem três fenômenos pelos quais uma ferramenta de corte perde sua eficácia na usinagem: avaria, desgaste e deformação plástica, apesar de alguns autores (TRENT; WRIGHT, 2000) considerarem a deformação plástica como um mecanismo de desgaste. Esses fatores 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. Resumidamente, estes três fenômenos podem assim serem definidos:

- Avaria: processo de destruição da ferramenta de corte que ocorre de maneira repentina e inesperada, causado pela quebra, lasca ou trinca da ferramenta de corte;
- Desgaste: desgaste é a mudança da geometria da ferramenta de corte por perda de massa. No desgaste, ao contrário da avaria, esta perda acontece de maneira contínua e progressiva, e em proporções pequenas, às vezes em nível atômico, às vezes em nível granular ou granulares;
- Deformação Plástica: mudança da geometria da ferramenta de corte pelo deslocamento de massa. 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 da ferramenta, podendo até perder massa;

O desgaste em ferramentas pode aparecer na forma de uma cratera na superfície de saída da ferramenta, desgaste de flanco na superfície de folga ou como um entalhe que pode aparecer tanto na ponta como no extremo da aresta na região da profundidade de corte, normalmente na superfície de folga. A Figura 2.19 identifica as três formas de desgaste que podem ocorrer nas ferramentas de usinagem, identificadas como: desgaste de cratera (área A), desgaste de flanco (área B) e desgaste de entalhe (área C e D).

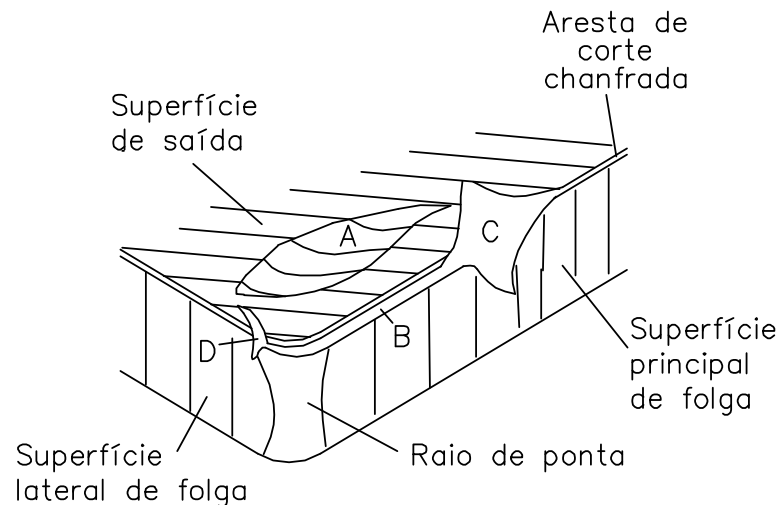


Figura 2.19 – Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte (DEARNLEY; TRENT, 1982, apud MACHADO et al., 2009).

O desgaste de flanco da ferramenta de corte é causado pelo atrito entre o material em usinagem e a área de contato na região de flanco da ferramenta (superfície que forma o ângulo de folga). O desgaste ocasionado nesta região pode aumentar a fonte de calor na usinagem, quando o comprimento do desgaste for suficientemente longo. O excessivo desgaste pode resultar em um

acabamento final da superfície inaceitável ou fora da tolerância das dimensões. O calor gerado nesta área de contato pode também causar um aumento da temperatura da peça a ser usinada (CHU, 1997).

Devido à rigidez do material a ser usinado, a área desgastada, ou seja, o desgaste de flanco deve ser paralelo à superfície em usinagem principal. A largura do desgaste de flanco é usualmente monitorada durante o processo de usinagem através do uso de microscópio ferramenteiro, de preferência com o uso de softwares de análise de imagens com resolução mínima de 0.001 mm (KALPCKJHIAN; SCHIMID, 2011; ASTAKHOV; DAVIM, 2008; BOOTHROYD; KNIGHT, 2006). O comprimento do desgaste é medido perpendicular à aresta de corte.

O desgaste de flanco é o tipo de desgaste mais comum. Já se sabe que este tipo de desgaste ocasiona a deterioração do acabamento superficial da peça e, por modificar totalmente a forma da aresta de corte original, faz com que a peça mude de dimensão, podendo sair de sua faixa de tolerância, e é incentivado pelo aumento da velocidade de corte. A utilização de revestimentos de ferramentas com materiais de dureza elevada pode diminuir ou retardar o surgimento desse tipo de desgaste.

Quando se utiliza ferramentas de metal duro com cobertura, o desgaste de flanco da ferramenta (nessas ferramentas o desgaste de cratera, em geral é muito pequeno ou inexistente) cresce bastante lentamente, devido à alta resistência ao desgaste das camadas de cobertura da ferramenta, até atingir valores de desgaste de flanco da ordem de 0.3 a 0.4 mm. Neste momento, as camadas de cobertura já estão quase que totalmente consumidas pelo desgaste e, então, o corte passa a ser realizado pelo substrato da ferramenta, que é bem menos resistente ao desgaste, o que faz com que o desgaste passe a crescer bem rapidamente, chegando a valores da ordem de 0.8 a 1.0 mm num tempo muito curto, assim, a ferramenta deve ser substituída quando este momento for atingido (DINIZ et al., 2006).

O desgaste de entalhe também ocorre na superfície de folga assim como o desgaste de flanco. O entalhe pode se formar no extremo da aresta que corresponde à profundidade de corte, onde o ar entra em contato com a zona de corte. Esse tipo de desgaste pode provocar rebarba e debilitar a aresta de corte, provocando aumento da rugosidade superficial e até provocar a quebra da ferramenta. Para minimizar esse desgaste, é conveniente utilizar uma ferramenta de metal duro com elevado conteúdo de Co e coberturas com alumina ou TiN. Também é possível alterar a profundidade de corte para minimizar o problema (NAVES, 2009).

O desgaste de cratera é formado na superfície de saída da ferramenta, na reduzida área de contato cavaco-ferramenta, à medida que a parte inferior do cavaco escoa atritando por esta superfície. Segundo Boothroyd e Knight (2006), uma região adjacente à aresta de corte, onde forma a aresta postiça de corte ou muito próximo à área que Trent e Wright chamam de zona de

aderência, está relativamente sujeito a um desgaste de cratera menos severo. Em usinagem, elevadas temperaturas são atingidas em certa distância ao longo da superfície de saída da ferramenta; através de usinagem com alta velocidade de corte podem facilmente atingir 1000°C ou mais, esclarecem esse autores.

Como já citado, a deformação plástica não é propriamente um mecanismo de desgaste, mas um processo de destruição da ferramenta de corte que Trent e Wright preferiram classificar como mecanismo. A ocorrência nas ferramentas cerâmicas é difícil porque a grande fragilidade deste grupo de materiais não apresenta campo plástico suficiente para permitir o deslocamento de material, promovendo antes, a quebra ou fratura. É mais comum ocorrer em ferramentas com resistência ao cisalhamento relativamente baixa e com maior tenacidade, como o aço-rápido, as ligas fundidas e o metal duro. Durante a usinagem, as tensões cisalhantes na interface cavaco-ferramenta 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 assim uma cratera (MACHADO et al., 2009).

Na opinião de Diniz et al. (2006) o desgaste de cratera é fortemente influenciado pelo atrito entre a ferramenta e o escoamento do cavaco. Por não ocorrer em alguns processos de usinagem, principalmente quando se utiliza ferramentas de metal duro revestidas (a cobertura de Al_2O_3 é a mais eficiente contra a craterização por ser mais estável quimicamente). Pode-se ainda aumentar a estabilidade química do material da ferramenta, adicionando TiC ao WC do metal duro. Uma forma imediata para reduzir o desgaste de cratera é com o uso de ferramentas com ângulo de saída positivo, nisto reduz a pressão sobre a ferramenta e diminui o contato entre o cavaco e o inserto, reduzindo o desgaste de cratera.

Segundo a norma ISO 3685 (1993), o desgaste de uma ferramenta é o resultado de mudanças na forma da ferramenta a partir do seu estado original, que acontecem durante o processo de corte, provocadas pela perda gradual de material ou deformação. O desgaste altera a geometria original da ferramenta de corte, modificando a área de contato na interface cavaco-ferramenta. Como consequência, varias outras modificações irão surgir, sendo as mais importantes: o aumento da geração de calor, o aumento das forças de usinagem e o torque, além da deformação plástica (DA MOTA, 2009; MACHADO et al., 2009).

Quando a ferramenta atingir um determinado valor de desgaste (critério de fim de vida), deve ser feita a troca ou reafiação das arestas de corte, pois se isto não ocorrer, poderá surgir algum tipo de dano ou quebra catastrófica da aresta de corte, comprometendo por sua vez a qualidade final da peça ou a integridade da máquina-ferramenta. Com o controle correto do fim

de vida de uma ferramenta de corte, será possível manter o processo produtivo dentro de condições econômicas adequadas.

A Figura 2.20 ilustra os parâmetros utilizados para medir o desgaste em uma ferramenta de corte monocortante. Tem-se: K_T (profundidade de cratera); $VB_{B_{\max}}$ (desgaste de flanco máximo); VB_B (desgaste de flanco médio); VB_N (desgaste de entalhe); VB_C (desgaste de ponta).

A norma ISO 3685 (1993), que trata de testes de vida para ferramentas monocortantes, sugere a troca da ferramenta de aço rápido, metal duro ou cerâmica quando um dos tipos de desgaste da ferramenta atingir os seguintes valores:

- Média da largura do desgaste de flanco (VB_B) igual a 0.3 mm, se o desgaste da superfície de folga (região B da Fig. 2.20) é regular.
- Largura máxima do desgaste de flanco da superfície de folga ($VB_{B_{\max}}$) igual a 0.6 mm, se o desgaste da superfície de folga (região B da Fig. 2.20) é irregular.
- Profundidade máxima de cratera, $K_T = 0.06 + 0.3f$, onde f é o avanço de corte em mm/rev.
- Se o desgaste de entalhe (VB_N) predominar, a norma recomenda a troca das ferramentas quando o VB_N atingir 1,0 mm.
- A ocorrência de uma falha catastrófica da ferramenta.

Estes valores são para os testes de vida de ferramentas, em condições normais de usinagem, que podem ser diferentes dos recomendados na norma. Estes valores dependem de vários fatores que variam para cada processo, tais como: tolerância dimensional requerida na peça, rigidez da máquina ferramenta, e acabamento superficial desejado.

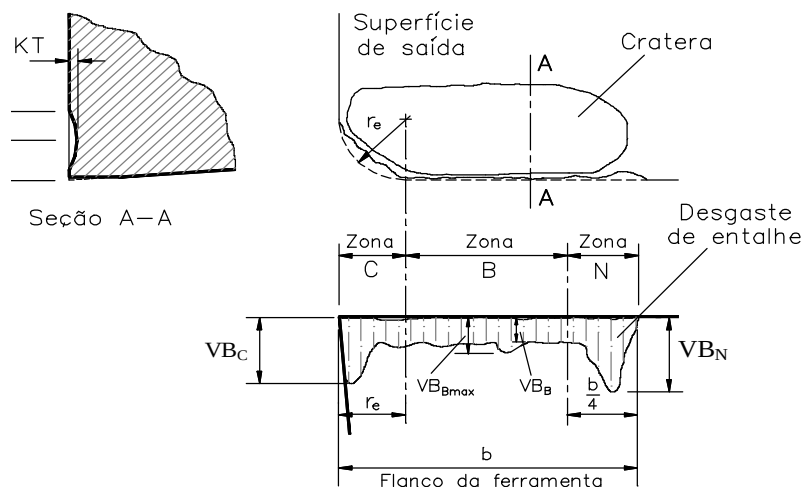


Figura 2.20 – Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte (Norma ISO 3685, 1993).

O entendimento dos mecanismos de desgaste das ferramentas de usinagem tem grande importância para o melhoramento e desenvolvimento de melhores materiais para ferramentas e novas técnicas que minimizem o aparecimento do desgaste nas ferramentas (DA SILVA, 2006). Pesquisas detalhadas sobre a forma de desgaste em ferramentas de usinagem sugerem os seguintes mecanismos esquematicamente ilustrados e sumarizados na Fig. 2.21 e abaixo listadas (TRENT; WRIGHT, 2000):

- a) Desgaste por aderência e arrastamento (do inglês *attrition wear*);
- b) Desgaste por abrasão (do inglês *abrasion wear*);
- c) Desgaste por difusão (do inglês *diffusion wear*);
- d) Deformação plástica (do inglês *plastic deformation*);

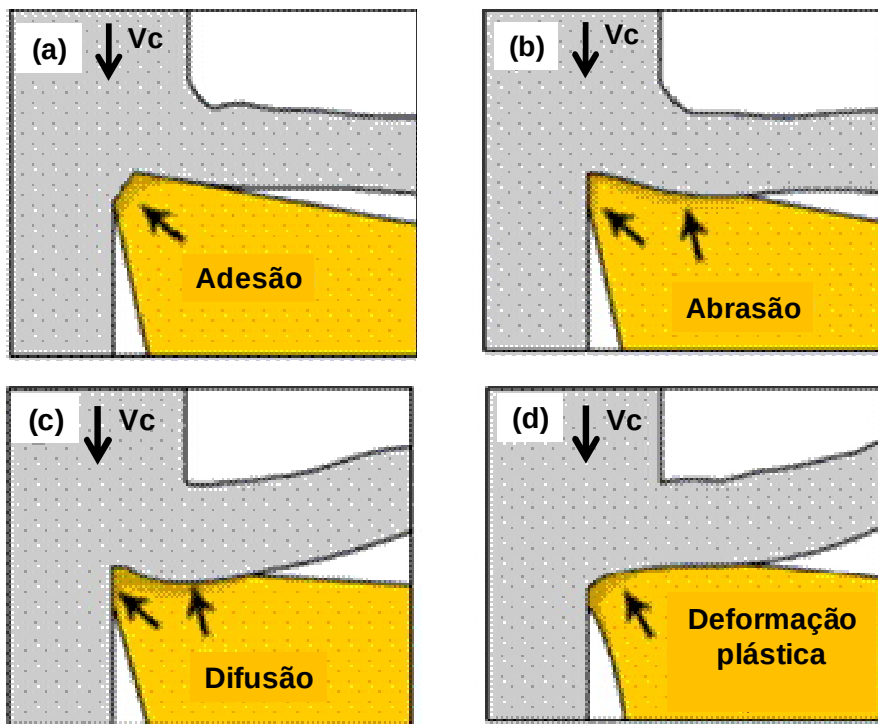


Figura 2.21 – Principais mecanismos de desgaste em ferramentas de corte (adaptada de TRENT, 1984).

Cada um destes mecanismos podem, individualmente ou em combinação, influenciar no desempenho da ferramenta de corte, dependendo das condições de usinagem, principalmente a velocidade de corte e material da peça e da ferramenta. Novamente, embora, alguns autores considerem a deformação plástica como mecanismo de desgaste, Trent e Wright (2000) faz uma distinção entre a deformação plástica superficial por cisalhamento em altas temperaturas e

a deformação plástica por tensões de compressão. O processo de desgaste sempre envolve alguma perda de material da superfície da ferramenta (embora, possa também incluir deformação plástica de modo que não há uma linha que separa os dois), apesar de não haver perda de material para deformação plástica (MACHADO, 1990). A seguir serão apresentadas informações sobre os principais mecanismos de desgaste nas ferramentas de usinagem (abrasão, adesão e difusão).

Machado (1990) explica que embora a deformação plástica da aresta de corte não é propriamente um desgaste, a força e a temperatura envolvidas causam mudanças que aceleram outros mecanismos de desgaste. Como por exemplo, quando se usina materiais de elevada dureza, a combinação de altas tensões de compressão com alta temperatura na superfície de saída da ferramenta pode causar deformação plástica na aresta de ferramentas de aço rápido. Este processo pode ser prejudicado com elevadas velocidade de corte e elevada taxa de avanço, portanto a taxa de material removido pode ficar limitado pela habilidade da ferramenta suportar severas tensões de compressão e altas temperaturas.

O mecanismo de abrasão é uma das principais causas de desgaste da ferramenta, na qual partículas da ferramenta são arrancadas à alta pressão e temperatura devido ao deslocamento com atrito entre a ferramenta e a peça sendo usinada. Tanto o desgaste de flanco quanto o desgaste de cratera podem ser gerados pela abrasão, porém se faz mais proeminente no de flanco, já que a uma pequena região da superfície de folga atrita com a peça (elemento rígido), enquanto que a superfície de saída atrita com o cavaco (elemento flexível). Esse tipo de desgaste pode ser incentivado pela presença de partículas duras na peça e pela temperatura de corte que reduz a dureza da ferramenta. Assim, explica Diniz et al., (2006), quanto maior a dureza a quente da ferramenta, maior sua resistência ao desgaste abrasivo.

Esse tipo de mecanismo de desgaste envolve a perda de material por microsulcamento ou microlascamento, causados por partículas de elevada dureza relativa. Estas partículas podem estar contidas no material da peça ou podem, principalmente, ser partículas da própria ferramenta de corte, que são arrancadas por aderência e arrastamento, por exemplo. As ferramentas de aço rápido são mais suscetíveis a esse tipo de desgaste, principalmente na usinagem de ferros fundidos. Para metal duro e cermet, as partículas duras dos carbeto são arrancadas das ferramentas, surgindo um mecanismo acelerado de desgaste. Para inibir a ação desse mecanismo é necessário uma classe de metal duro com baixo percentual de cobalto e com uma granulometria mais fina (TRENT; WRIGHT, 2000).

O mecanismo de desgaste por adesão ou "*attrition wear*" ou também referenciado por aderência e arrastamento (TRENT; WRIGHT, 2000), predomina basicamente em baixas

velocidades de corte (baixa temperatura de usinagem), onde o escorregamento de material é intermitente ou 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 (MACHADO et al., 2009).

Para Shaw (1984) se as partículas removidas forem muito pequenas (submicroscópica) o mecanismo de desgaste é referenciado como desgaste de adesão ou *attrition wear*. Caso elas sejam maiores e visíveis, acima de uma escala microscópica, o processo é referenciado como arranhamento ou *galling*. Em todos os casos o mecanismo é o mesmo exceto para o tamanho da partícula gerado.

Segundo Hutchings (1992) *galling* representa a forma mais severa de desgaste, devido à uma solda local, e associado com danos grosseiro à superfície. A palavra frequentemente refere-se a prejuízos resultantes de um sistema de escorregamento sem lubrificação em baixas velocidades, caracterizados severamente por superfícies ásperas e transferência ou deslocamento de grandes fragmentos de material. *Galling* pode ocorrer normalmente em sistemas lubrificados quando o filme de lubrificante é rompido, e pode ser seguido por forte aderência na superfície e conseqüentemente falhas grosseiras no sistema de deslizamento.

Sobre o desgaste adesivo Diniz et al. (2006) sugerem a utilização adequada de fluido de corte (principalmente com efeito lubrificante) e o recobrimento da ferramenta com materiais de baixo coeficiente de atrito como o TiN para retardar o aparecimento deste mecanismo.

O mecanismo de desgaste por difusão envolve a transferência de átomos de um material para outro e é fortemente dependente de altas temperaturas e solubilidade dos elementos envolvidos na zona de fluxo (zona de cisalhamento secundário) e do tempo de contato (SHAW, 1984). Em usinagem existe um contato metal com metal cuja temperatura é da ordem de 700°C e 1000°C que são altas suficientemente para promover a transferência de matérias. Este mecanismo é a principal causa do desgaste de cratera em altas velocidades de corte e também pode agir no desgaste de flanco (TRENT, 1984).

Jianxin et al. (2011) conduziram testes de torneamento em uma liga de aço inoxidável semi-austenítica (Cr12Mn5Ni4Mo3Al) endurecida por precipitação com dois tipos de ferramentas de metal (WC/Co e WC/TiC/Co) e constatou a ocorrência de diferentes mecanismos durante suas observações, incluindo desgaste abrasivo, desgaste adesivo e desgaste por difusão, sendo estes dois os mais evidentes. Através da técnica de análises eletrônica por microsonda do inglês *electron microprobe analysis* (EPMA) os autores constataram a difusão de elementos da peça para a ferramenta e vice-versa em temperatura

até 600°C. A aparência da superfície desgastada da ferramenta foi observada por microscopia eletrônica de varredura (SEM). Resultados mostraram que W e Co presentes nas ferramentas de corte (WC/Co) atingiram uma penetração no material usinado de 2.5 µm e 0.5 µm a 400°C, e 3.0 µm e 1.8 µm a 600°C. Enquanto Fe e Cr elementos da peça penetraram nas ferramentas de WC/Co 0.4 µm e 0.5 µm a 400°C e 1.9 µm e 0.6 µm em 600°C.

A característica do desgaste de difusão é a aparência da superfície desgastada, que normalmente apresenta uma textura lisa (MACHADO, 1990). O mecanismo de difusão é predominantemente controlado pela solubilidade da fase de carbetos na zona de fluxo. A taxa do desgaste de difusão será maior com o aumento da velocidade de corte e taxa de avanço e poderá ser menor em ferramentas de metal duro contendo porcentagens adequadas de TiC, TaC ou NbC. Poderá também ser reduzida em ferramentas revestidas com varias camadas de revestimentos inibidores de difusão, como óxidos, sulfetos e silicatos (TRENT; WRIGHT, 2000).

Segundo Machado et al. (2009) o mecanismo de desgaste difusivo em ferramentas de metal duro durante a usinagem do aço pode ser entendido como: o carbono se satura na fase cobalto com apenas 0,7%. O ferro tem solubilidade total no cobalto. Assim, em temperaturas do ordem de 1000°C, que ocorrem na usinagem, o ferro do aço tende a se difundir para a fase cobalto da ferramenta, fragilizando-a e aumentando a solubilidade do carbono para 2,1%. Essa maior solubilidade do carbono na fase ferro-cobalto promove a dissociação de carbetos de tungstênio, formando um carbeto complexo do tipo $(FeW)_{23}C_6$, liberando carbono. Este carbeto por sua vez tem uma resistência à abrasão muito menor que o carbeto de tungstênio original, fragilizando, portanto a ferramenta de corte.

Chubb e Billingham (1980) associam o mecanismo de difusão com o desgaste de cratera, ou seja, o desgaste de cratera é influenciado pelo mecanismo de difusão. Os autores afirmam que há uma forte interdifusão do cobalto, provindo da ferramenta de corte, e o ferro, presente na matriz dos aços e também uma descabonização da ferramenta de corte que agravam o desgaste de cratera. Para melhorar a resistência a este tipo de desgaste em ferramentas de metal duro eles sugerem a adição de TiC como revestimento depositados por CVD, com camadas de espessura de 5 µm, reduzindo desta forma o atrito do cavaco e a superfície de saída da ferramenta, dificultando também a interdifusão do ferro e o cobalto.

A Figura 2.22 foi extraída da obra de Machado et al. (2009) e mostra um diagrama clássico com os diversos mecanismos de desgaste em função da temperatura. Este diagrama também salienta que o desgaste total cresce muito com o aumento da temperatura de corte. No diagrama estão apresentados os mecanismos de abrasão, adesão, difusão e oxidação em função da temperatura de corte ou de qualquer parâmetro que a 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 novos mecanismos de difusão e oxidação.

Diniz et al. (2006) explicam que em altas temperaturas e a presença de ar e água (contida nos fluidos de corte) geram oxidação por a maioria dos metais. O tungstênio e o cobalto durante o corte formam filmes de óxidos porosos sobre a ferramenta, que são facilmente levados embora pelo atrito, gerando desgaste. Porém, alguns óxidos como o Al_2O_3 , são mais duros e resistentes. Assim, alguns materiais de ferramenta (que não contém óxido de alumínio) desgastam-se mais facilmente por oxidação. O desgaste gerado pela oxidação se forma especialmente nas extremidades de contato cavaco-ferramenta devido ao acesso do ar nesta região, sendo esta uma possível explicação para o surgimento do desgaste de entalhe.

Machado (1990) acrescenta que existe evidências que sugerem que óxidos formam continuamente e aderem nas ferramentas, e rompem a junção adesiva entre óxidos que podem remover o material de base da ferramenta. Dolinsek e Kopac (2006) também atribuem a oxidação como um tipo de mecanismo de desgaste que podem ocorrer nas ferramentas de corte.

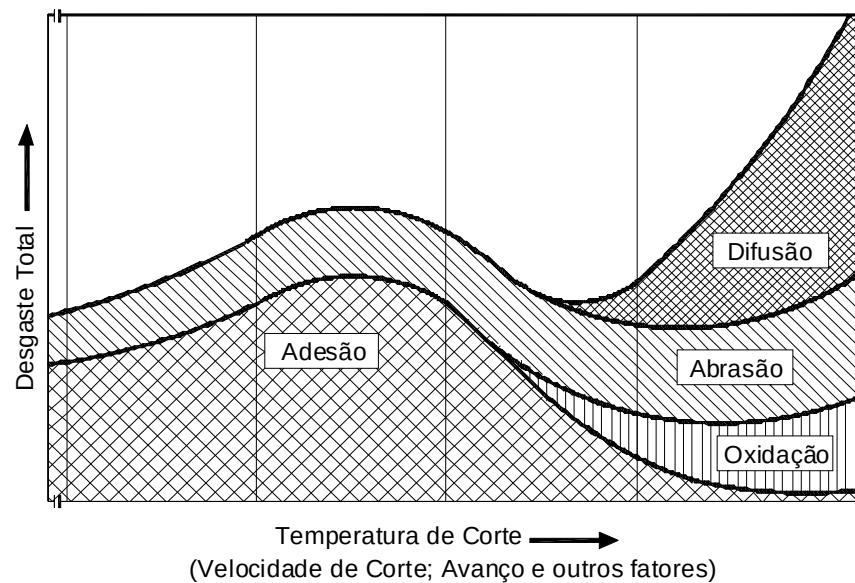


Figura 2.22 – Diagrama dos mecanismos de desgaste das ferramentas de corte em função da temperatura (KONIG; KLOCKE, 1997, *apud* MACHADO et al., 2009).

2.7 Fluido de Corte

Quando aplicados propriadamente, os fluidos de corte podem aumentar a produtividade e reduzir os custos de fabricação no ambiente industrial, através da possibilidade de aumentar à velocidade de corte, o avanço e a profundidade de corte. A eficácia da aplicação do fluido de corte pode também prolongar a vida útil da ferramenta, reduzir a rugosidade da superfície usinada, melhorar a precisão da tolerância dimensional e diminuir o consumo de energia elétrica das máquinas ferramentas (DE CHIFRE; BELLUCO, 2000; MACHADO et al., 1998; EL BARADIE, 1996a).

É amplamente reconhecido pelos usuários de máquinas-ferramentas o efeito negativo do fluido de corte no meio ambiente, particularmente no que diz respeito à sua degradação, e ultimamente seu descarte. Os custos para reciclagem e eliminação de resíduos representam cerca de 16–20% dos custos dos fluidos de corte utilizados em usinagem (SREEJITH; NGOI, 2000). É possível que o operador de máquinas ferramentas por estar em geral muito próximo ao contato com os fluidos de corte, seja pelo contato direto com o fluido, ou pela exposição aos gases, névoas ou fumos que eles podem inalar adquira alguma doença ocupacional, devido ao risco de exposto, se não tomados as devidas precauções (MACHADO; WALLBANK, 1997; EL BARADIE, 1996b).

Existe uma grande variedade de fluidos de corte, vários métodos e alternativas para sua aplicação que estão disponíveis na indústria atualmente. Entretanto, uma justificativa econômica e a seleção apropriada destes fluidos nem sempre é uma escolha racional como deveria ser. Por esta razão é importante que seja bem avaliado a necessidade e a forma de aplicação dos fluidos de corte, para garantir a qualidade de peças usinadas e prevenir algum tipo de dano à saúde dos operadores.

Há várias formas de classificar os fluidos de corte, porém não existe ainda uma padronização entre eles aceita pelas indústrias. A literatura consultada recentemente sobre a aplicação de fluido de corte em processos de usinagem também não menciona informações claras sobre tais classificações (WANG; CLARENS, 2012; SANCHEZ et al., 2011; OZCELIK et al., 2011; KALPCKJHIAN; SCHIMD, 2010).

Machado e Da Silva (2004) e Sales et al. (2001) apresentam uma classificação dos fluidos de corte bastante popular que reúne a maioria dos produtos, da seguinte forma:

- I. Ar;
- II. Fluido de corte a base de água;
 - a) água,

- b) emulsões (óleos solúveis);
- c) soluções química (ou fluidos sintéticos);

III. Óleos

- a) óleos minerais;
- b) graxos (vegetais e animais);
- c) compostos;
- d) óleos de extrema pressão (EP);
- e) óleos de usos múltiplos;

O ar comprimido pode ser usado principalmente para refrigerar a região de usinagem, através de jatos de ar puro ou misturado a algum outro fluido, como é o caso da aplicação por MQF (mínima quantidade de fluido). O jato de ar comprimido deve ser direcionado para a atingir uma região mais próxima possível da interface de contato de cavaco-ferramenta, para assim apresentar bons desempenhos. Já a água, devido à sua alta habilidade de corrosão em materiais ferrosos, é praticamente descartada como fluido de corte (SALES et al., 2001).

Sales et al. (2001) apresentam as definições dos fluidos de corte, para a classificação acima apresentada, resumida da seguinte forma:

- Emulsões: também erroneamente conhecido como óleo solúvel. São compostos de óleo mineral (derivados do petróleo) adicionado à água na proporção que pode variar de 1:10 a 1:100. Contém aditivo (emulgadores) que permitem a mistura de partículas de óleo e água. Estes aditivos diminuem a tensão superficial formando uma camada de moléculas estável na interface água-óleo. Para evitar o efeito corrosivo da água nas emulsões, aditivos anti-corrosivos, como nitrito de sódio são utilizados. Biocidas também podem fazer parte da formulação das emulsões para evitar o crescimento de bactérias. As emulsões podem ser tóxicas e prejudiciais à pele humana. Aditivos EP (extrema pressão) que aumentam as propriedades de lubrificação e anti-corrosivos são usados nos óleos minerais. Entretanto, o uso de cloro nos fluidos de corte estão sendo evitado em todo mundo, devido à poluição ambiental e por ser prejudicial à saúde humana. Por esta razão eles estão sendo substituídos por aditivos à base de enxofre, fósforo e cálcio. Óleos graxos de base animal ou vegetal podem ser usados para aumentar as propriedade de lubrificação.
- Fluidos semi-sintéticos ou microemulsões: são também formadores de emulsões e se caracterizam por apresentarem de 5% a 50% de óleo mineral no fluido concentrado, aditivos e compostos químicos, que se misturam na água formando moléculas

individuais. A presença de uma grande quantidade de emulgadores propicia ao fluido uma coloração menos leitosa e mais transparente.

- Soluções: são compostos monofásicos de óleos dissolvidos completamente na água. Não há necessidade de emulgadores, por que os compostos reagem quimicamente, formando uma monofase. Fluidos sintéticos (sem óleo mineral) pertencem a este tipo de fluido de corte. Os fluidos sintéticos baseiam-se em substâncias químicas que formam uma solução com a água. Consistem de sais orgânicos e inorgânicos, aditivos de lubricidade, biocidas, inibidores de corrosão entre outros, adicionados à água. Apresentam uma vida maior uma vez que são menos atacáveis por bactérias e reduzem o número de trocas da máquina. Formam soluções transparentes, resultando em boa visibilidade do processo de corte. Possuem agentes umectantes que melhoram bastante as propriedades refrigerantes da solução.
- Óleos integrais: óleos vegetal e mineral foram os primeiros lubrificantes a serem usados em usinagem. São usados como aditivos em fluidos mineral, principalmente para aumentar as propriedades de lubrificação.

Independente do tipo de fluido de corte utilizado, as principais funções dos fluidos de corte são:

- Lubrificação a baixas velocidade de corte.
- Refrigeração a altas velocidade de corte.
- Ajudar na remoção do cavaco da zona de corte.
- Proteger a máquina ferramenta e a peça contra a corrosão.

Nem sempre a utilização de fluido de corte é benéfica. Existem exemplos clássicos na usinagem em que a aplicação de meio lubri-refrigerante em forma de fluido de corte prejudica o processo. Um exemplo é a usinagem com ferramentas de cerâmicas, em que normalmente, deve ser feita a seco, pois o fluido pode promover choques térmicos com eventual fratura das ferramentas. A usinagem de materiais endurecidos é outro clássico exemplo em que a aplicação de fluido de corte pode prejudicar muito o rendimento do processo. O fluido de corte deveria funcionar como refrigerante apenas da ferramenta de corte. Mas, na verdade, o fluido atinge toda a região de formação do cavaco, refrigerando também a peça. Com isto, o efeito da perda de resistência, oferecido pelo aumento de temperatura, é prejudicado, fazendo com que o material exija maior quantidade de energia para cisalhar e formar o cavaco, promovendo maiores forças e temperaturas na interface cavaco-ferramenta (DINIZ et al., 2005). Machado e Da Silva (2004) sugerem que as ligas de magnésio sejam usinadas a seco. À altíssimas velocidade de corte, entretanto, um refrigerante pode ser utilizado. Emulsões são proibidas

porque a água reage com o cavaco para liberar hidrogênio, que apresenta risco de ignição. Geralmente, se usa óleo mineral ou misturas de óleo mineral com gorduras.

Um exemplo de uma operação de usinagem impossível de ser realizada a seco é o rosqueamento interno de aços com machos de corte. Neste caso, um fluido de corte lubrificante, geralmente óleo mineral, deve ser utilizado, caso contrário a ferramenta praticamente não conseguiria usinar uma única rosca (MOTA, 2009).

Segundo Shaw (1985) existem basicamente três direções principais de aplicação dos fluidos de corte (mostrado pelas letras A, B e C) na Fig. 2.23. Estas regiões podem ser definidas da seguinte forma: região entre cavaco-peça ou também chamado de aplicação “sobre-cabeça”; região de interface cavaco-ferramenta, na superfície de saída da ferramenta; e a região entre ferramenta-peça, denominada também por região de flanco da ferramenta. Está também apresentado nesta figura que o fluido de corte pode ser aplicado por meio de canais internos no porta ferramenta (letra C). Desta forma, é necessário o auxílio de um equipamento para injetar o fluido de corte com alta pressão, para que o mesmo atinja regiões mais próximas possíveis da aresta de corte.

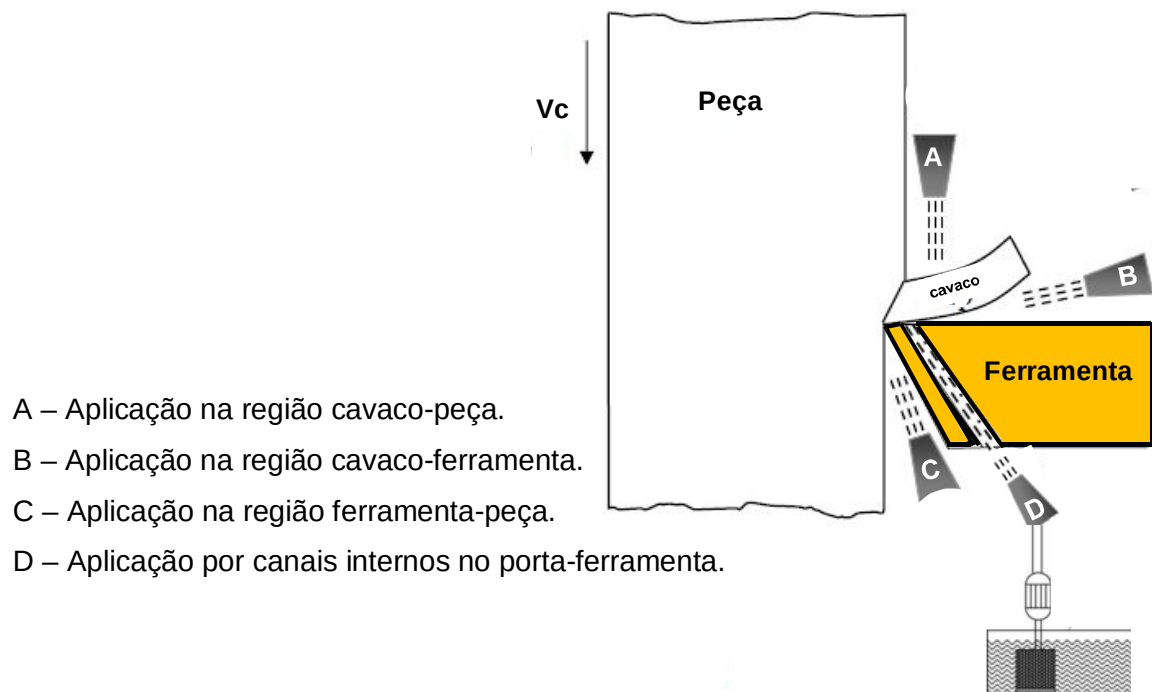


Figura 2.23 – Ilustração esquemática de possíveis aplicações de fluido de corte (adaptada de DA SILVA, 2006).

Os fluidos de corte podem ser aplicados através de três métodos:

- Jorro ou refrigeração convencional (baixa pressão);
- Pulverização ou MQF (mínima quantidade de fluido);
- Sistema a alta pressão;

Segundo Machado et al. (2009) o primeiro sistema é o mais utilizado pela sua simplicidade. O segundo método exige equipamento mais complexo (bomba de múltiplos estágios, reservatório com elevada capacidade e encapsulamento da máquina-ferramenta). O terceiro método oferece vantagens sobre o primeiro por causa do maior poder de penetração e velocidade do fluido. Este terceiro método talvez seja o mais engenhoso, além disso, bons resultados foram obtidos com seu emprego (MACHADO, 1990; DAHLMAN, 2000; BONNEY, 2004; MICARONI, 2006; DA SILVA, 2006). Este método será tratado com mais detalhes posteriormente.

Ultimamente, na tentativa de reduzir custos, tem-se observado a necessidade de reduzir o consumo de fluido de corte e portanto, a técnica de MQF tornou-se fonte de estudo para diversos pesquisadores em busca de seu entendimento e aprimoramento. Nesta técnica o fluido é aplicado com baixas vazões, chegando a 10 ml/h. Normalmente, eles são aplicados juntamente com um fluxo de ar, na forma de pulverização, e direcionados contra a saída do cavaco, ou entre a superfície de folga da ferramenta e a peça (MACAHADO e DA SILVA, 2004).

Machado e Wallbank (1997) desenvolveram um interessante trabalho onde foi avaliado o efeito de baixos volumes de lubrificantes durante o torneamento de aço de médio carbono (EN 8 da norma britânica). Através de um compressor e um Venturi eles utilizaram a técnica de MQF com pressões do ar comprimido de 0,23 – 0,20 MPa e com vazão do fluido de 200 – 300 ml h⁻¹. Os resultados mostraram que o acabamento superficial, a espessura do cavaco e a variação da força de usinagem (F_c e F_t) são todas benéficamente afetadas com o a aplicação de MQL, comparado com a aplicação de forma de jorro em abundância.

Wang e Clarens (2012); Kishawy et al. (2005) realizaram estudos onde avaliaram o desempenho de fluido de corte aplicado pelo método de MQF e compararam com as técnicas de refrigeração convencional e a usinagem a seco. Os autores observaram que o desgaste nas ferramentas e a força de usinagem foram menores quando o método de MQL foi aplicado. Eles alegam que este método tem um maior poder de penetração, e conseqüentemente uma ação lubrificante mais eficiente na superfície de saída da ferramenta, próxima à região de formação do cavaco. Jayal e Balaji (2009) realizaram testes no torneamento do aço AISI 1045 aplicando fluido de corte na forma de jorro e MQF. Estes autores, entretanto, declararam que nenhuma ação lubrificante foi observado quando MQF foi aplicado, e os menores valores de desgaste,

em ferramentas revestidas pela técnica de PVD, foram registradas quando o fluido de corte na forma de jorro foi adotado. Para eles mais pesquisas devem ser conduzidas a fim de esclarecer o potencial de evaporação da técnica de MQL e de jorro, e desta forma avaliar o melhor o efeito refrigerante e lubrificante entre os dois métodos.

2.8 Usinagem com Fluido de Corte a Alta Pressão

Como já citado, os fluidos de corte são aplicados nos processos de usinagem podendo desempenhar várias funções, dentre elas destacam-se as ações refrigerante e lubrificante durante a interação de contato cavaco-ferramenta. Embora algumas operações possam ser realizadas sem a aplicação de fluidos de corte, como por exemplo, na usinagem de ferros fundidos cinzentos, alumínio puro e as ligas de magnésio, em vários outros processos a aplicação de fluido de corte é essencial para o melhor desempenho durante a usinagem. Há disponível um grande número de publicações que mostram os benefícios do fluido de corte, quando adotado e aplicado adequadamente.

O fluido de corte atua como um lubrificante a fim de reduzir a área de contato entre o cavaco e a ferramenta, e sua eficiência dependerá da habilidade que o fluido tem de penetrar na interface cavaco-ferramenta e criar uma fina camada lubrificante. Esta camada quando criada quer pela reação química ou pela absorção física deve apresentar uma resistência ao cisalhamento menor que a resistência do material na interface. Em usinagem com altas velocidades de corte, as condições na interface não são favoráveis para a penetração do fluido próximo à aresta de corte. Nestes casos, a ação refrigerante deve superar a lubrificante e um fluido de corte à base de água deve ser escolhido (SALES et al., 2001).

O uso de aplicação de fluido de corte à alta pressão não é novidade no mundo científico e industrial. Usinagem assistida com jato à alta pressão ou técnica de aplicação de fluido à alta pressão (do Inglês “HPC – *High Pressure Coolant*” ou ainda “HPJC – *High Pressure Jet Coolant*”) são as denominações mais utilizadas (DA SILVA et al. 2004a). Considera-se aplicação de fluido de corte à alta pressão quando as pressões de aplicação estão dentro da faixa de 0,5 e 30 MPa (SECO, 2002 apud DA SILVA et al., 2004b; MACHADO et al., 2005). Em termos comparativos, a pressão de aplicação de fluido corte convencional geralmente é de 0,3 MPa (DA SILVA et al., 2004c).

No entanto, não existe um conceito padrão para o termo usinagem à alta pressão, uma vez que isso depende da unidade de alta pressão que é adaptada ao processo de usinagem. Phillips (2000) sugere no mínimo 6,9 MPa para a aplicação de fluido à alta pressão romper a

barreira de vapor que forma ao redor das ferramentas de corte, especialmente quando se tratar de furação. Entretanto, o autor informa que alguns equipamentos de pressurização de fluido que são incorporados às máquinas ferramentas, e fornecem pressões de 2 a 2,75 MPa, também são atribuídos usinagem em alta pressão.

Fabricantes de máquinas-ferramentas brasileiras estão cada vez mais comercializando máquinas CNC adaptadas com o sistema de bombeamento de fluido de corte para o fornecimento de refrigeração com pressões de pelo menos 5 MPa como modelo opcional e os modelos padrão já apresentam um sistema de fixação que é apropriado para que seja adaptado um sistema de refrigeração à alta pressão (Sandvik, 2010).

Pigott e Colwell (1952) publicaram os primeiros trabalhos científicos onde comprovaram que a aplicação do fluido de corte à alta pressão é uma técnica simples, econômica e eficiente de aumentar a vida das ferramentas de aço rápido. Estes autores direcionaram o jato de fluido de corte à alta pressão para região entre peça e a superfície de folga da ferramenta e obtiveram um aumento de aproximadamente cinco vezes na vida da ferramenta, e ainda mensuraram os esforços de usinagem e a temperatura de corte através de termopares e também constaram uma redução favorável.

Com as demandas ambientais cada vez mais em pauta, o sistema de refrigeração MQF (mínima quantidade de fluido), já apresentado anteriormente, é para muitos uma boa solução capaz de reduzir o consumo de fluido refrigerante e ainda conservar a limpeza do ambiente fabril. Porém, esta técnica não é adequada para todos os tipos de usinagem. Para que o sistema de MQF seja satisfatório é necessário que o bico refrigerante (por onde escoará a mistura ar + óleo) esteja muito bem posicionado, mas em situações de difícil refrigeração, o fluido de corte aplicado à alta pressão pode ser a maneira mais adequada de atingir pontos de difícil alcance (TUCHUMANTEL, 2010).

Especificamente, em processos contínuos de usinagem como no torneamento, tentativas tem sido feitas para aumentar o desempenho dos fluidos de corte, como por exemplo, aplicando-o em alta pressão na região de interface cavaco-ferramenta pela superfície de saída (SALES et al., 2011; EZUGWU et Al., 2007; DAHLMAN; ESCURSELL, 2004). Usinagem com fluido de corte à alta pressão tem-se tornado uma poderosa técnica para ajudar o fluido a atingir regiões mais próximas possíveis à aresta de corte e assim melhorar a usinagem de uma forma geral. Uma das principais vantagens dessa técnica é o melhor controle do cavaco, aumento da vida da ferramenta, redução da temperatura de usinagem e um melhor acabamento da superfície usinada.

Estudos recentes em que a técnica de aplicação de fluido de corte foi aplicada reportaram um significativo aumento da produtividade quando comparado ao método convencional de aplicação de fluido de corte. Com isto, maiores velocidades de corte podem ser empregadas durante o processo de usinagem e um surgimento tardio de desgaste poderá ocorrer, melhorando significativamente a eficiência na fabricação das peças produzidas (TUCHUMANTEL, 2010; KAMRUZZAMAN; DHAR, 2009; DINIZ; MICARONI, 2007; CRAFOORD et al., 1999).

Durante o processo de torneamento o fluido de corte aplicado à alta pressão já encontra dificuldades de penetração na região do corte durante a formação do cavaco em velocidades de corte relativamente baixas. Para Machado et al. (2005) a solução é o emprego de equipamentos modernos e mais potentes, para aplicar os fluidos de corte com pressões bem superiores às empregadas no passado. A técnica de aplicação de fluido de corte a alta pressão também é empregada em processos de fresamento (KUMAR et al., 2002; RAHMAN et al., 2000), furação, alargamento, rosqueamento e outros (SANDVIK, 2010; RODRIGUES; KIRT, 2010). A Figura 2.24 ilustra um processo de torneamento onde o fluido de corte, que escoar através de canais internos do porta ferramenta, é injetado à alta pressão. Esta figura mostra em detalhe a ação que o fluido de corte apresenta em formar uma cunha hidráulica que será responsável por aumentar a curvatura do cavaco, diminuindo o r_c , forçando conseqüentemente sua quebra. A Figura 2.25 mostra algumas fotografias onde o fluido de corte foi aplicado em processos de torneamento. Nestas imagens o fluido de corte é aplicado simultaneamente através de três jatos e direcionados para a aresta de corte.

Na operação de furação, o fluido de corte pode ser aplicado diretamente de dentro da broca. Este fato faz com que a refrigeração, quando o fluido é injetado em alta pressão, consiga atingir os pontos mais aquecidos na usinagem, que dificilmente seriam alcançados com os sistemas convencionais. Nos processos de furação, a diferença entre refrigeração convencional e de alta pressão é mais significativa. Na forma convencional, a furação é feita no sistema chamado “pica-pau”, que alterna a furação com a retirada da ferramenta do orifício para que os cavacos possam ser afastados. Já com a alta pressão, a operação pode ser feita de forma contínua, portanto muito mais rápida e eficiente (TUCHUMANTEL, 2010).

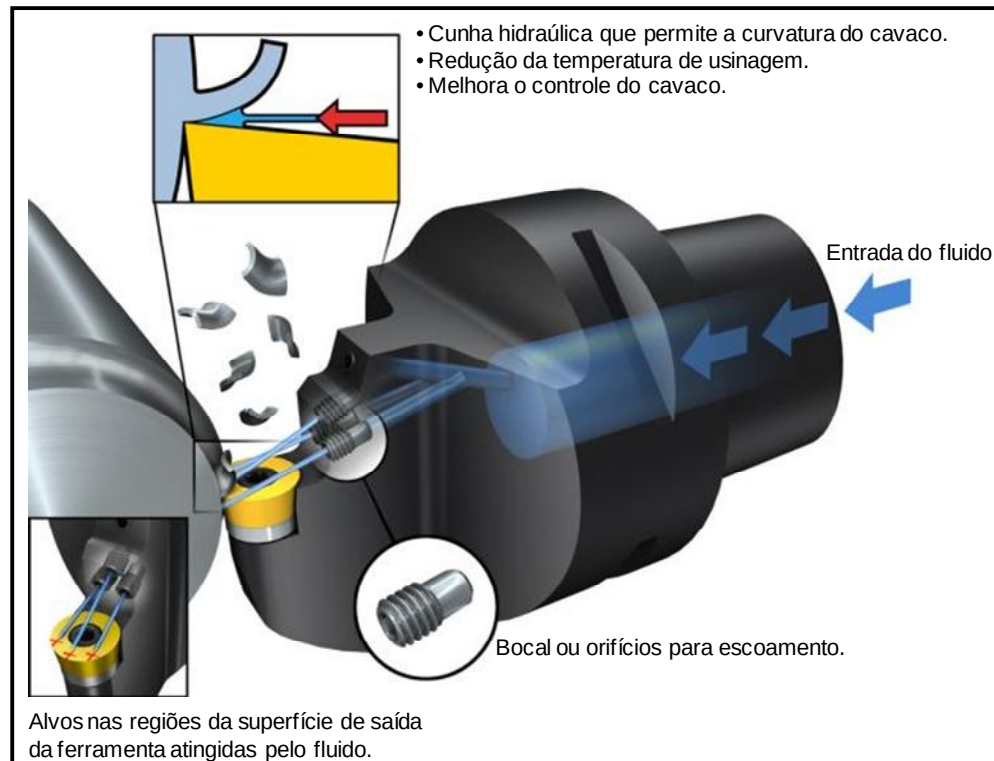


Figura 2.24 – Representação da aplicação de fluido de corte à alta pressão (SANDVIK, 2010).

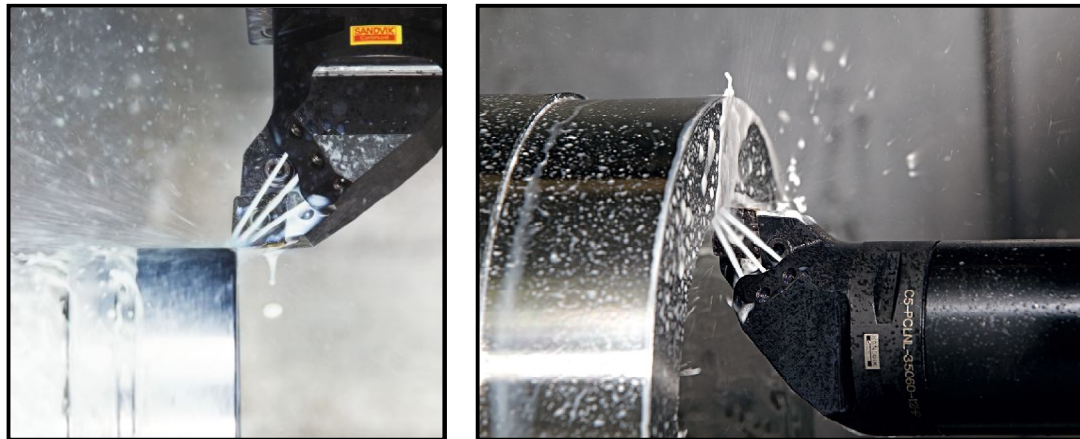


Figura 2.25 – Fotos de da aplicação de fluido de corte à alta pressão em diferentes processos de torneamento (SANDVIK, 2010).

É indiscutível que a usinagem com fluido de corte à alta pressão favorece o controle de cavacos com o uso de ferramentas de metal duro. A alta pressão adquirida pelo fluido, durante seu bombeamento, é convertida instantaneamente após estar sob ação da pressão atmosférica,

em uma alta energia cinética. O fluido basicamente mantém esta energia até atingir a zona de corte onde contribui para aumentar a curvatura do cavaco, principalmente pela ação do impacto do fluido de corte na região de interface cavaco-ferramenta. Isto ocorre devido ao jato, direcionado na aresta de corte, produzir uma cunha hidráulica entre o cavaco e a pastilha, reduzindo o ângulo do plano de cisalhamento primário através da força do jato agindo sobre a parte inferior do cavaco. A cunha que reduzirá a tendência à aderência e o jato auxiliarão a elevar o cavaco, conseqüentemente curvando-o e quebrando-o mais rapidamente. Machado e Walbank (1991) quando usinando a liga Ti6Al4V com esta técnica, também verificaram esta teoria e concluíram que este fenômeno ocorre numa banda de cisalhamento adiabático, possivelmente no ponto onde o cavaco perde o contato com a superfície de saída da ferramenta.

Palanisamy et al. (2009) desenvolveram um estudo com a aplicação de fluido de corte a alta pressão durante o torneamento de uma liga de titânio com o objetivo de investigar o desgaste nas ferramentas de corte e caracterizar a morfologia do cavaco em função da pressão do fluido. Os autores relatam que através do uso de porta ferramentas especiais, e pela ação do fluido de corte à alta pressão, é possível que o fluido de corte atinja regiões críticas, muito próximas à ponta da aresta de corte, na zona de cisalhamento secundário, conforme apresentado na Fig. 2.26. Como resultado eles conseguiram um eficiente quebra-cavaco e um aumento na vida da ferramenta quando o fluido foi aplicado com pressão de 9 MPa comparado à pressão de 0,6 MPa. Os autores notaram também uma maior frequência de cavacos serrilhados e maior espessura dos cavacos quando o fluido com pressão de 9 MPa foi aplicado, provavelmente como resultado do efeito de encruamento do cavaco durante sua interação na zona de cisalhamento secundário, o que de certa forma reduz a tendência para o cisalhamento localizado.

Em outro trabalho, um estudo experimental foi conduzido por Crafoord et al. (1999) para avaliar as forças de usinagem e o comprimento de contato cavaco-ferramenta através da aplicação de fluido de corte com 80 MPa, no torneamento do aço SAE 52100. Os autores concluíram que não houve uma redução significativa nas forças de usinagem e apenas uma pequena mudança foi observada no comprimento de contato. Os autores relatam que pressões abaixo de 100 MPa não são capazes de penetrar suficientemente na interface cavaco-ferramenta e alterar as condições de atrito das mesmas. Para eles, pressões acima de 200 MPa poderiam significativamente reduzir o comprimento de contato cavaco-ferramenta e conseqüentemente reduzir as forças de usinagem, especialmente a força de avanço.

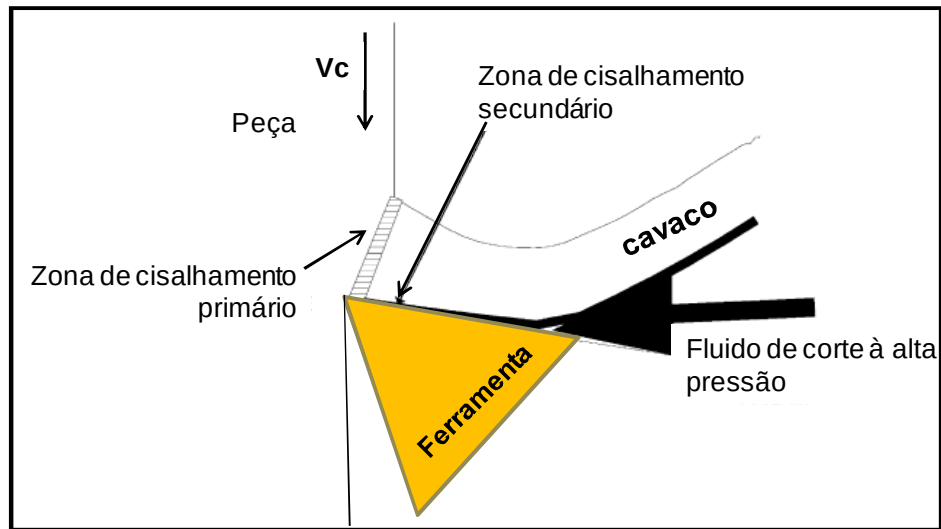


Figura 2.26 – Esquema do fluido de corte sendo aplicado à alta pressão entre a área de contato cavaco-ferramenta (adaptada PALANISAMY et al., 2009).

Kaminski e Alvelid (2000a) investigaram o efeito do fluido de corte aplicado de maneira convencional e comparou com a técnica de aplicação à alta pressão direcionado para a interface cavaco-ferramenta no torneamento da liga de aço ligado denominada por SS2541-03. Os pesquisadores avaliaram o efeito na temperatura da ferramenta, força de usinagem, a forma do cavaco e a rugosidade da superfície usinada. Eles mostraram que o método convencional de aplicação de fluido de corte não foi satisfatório devido à baixa pressão do jorro o que dificulta a penetração na interface, prevalecendo a severidade do atrito durante o escoamento do cavaco. Estes autores relataram haver uma melhor eficiência de resfriamento na zona de formação do cavaco quando o utilizado fluido de corte a alta pressão.

Em um recente trabalho, Colak et al. (2011) usinando a liga de titânio Ti6Al4V e utilizando um dinamômetro da marca Kistler, modelo 9257A, investigaram as forças de usinagem em testes de torneamento, com fluido de corte solúvel em água com 5% de concentração, aplicado em pressões de 0,6 MPa, 10 MPa, 20 MPa e 30 MPa. Resultados favoráveis foram obtidos para a aplicação nas maiores pressões. Quando comparado com a técnica convencional, a aplicação de fluido de corte e pressão de 30 MPa mostrou uma redução de 35% nas forças de usinagem.

Segundo Bermingham et al. (2012) o grau em que o fluido pode completamente penetrar na zona de cisalhamento secundário é limitada pelo comprimento de contato cavaco-ferramenta. Em processos de torneamento, Trent e Wright (2000) afirmam que para valores práticos de velocidade de corte é quase impossível para o fluido de corte penetrar completamente na interface cavaco-ferramenta e evitar assim algum tipo de contato entre estas duas superfícies. Estes autores descrevem duas regiões ao longo da zona de cisalhamento secundário; uma região denominada de zona de aderência, onde o fluido não consegue penetrar, devido às altas taxas de tensão e deformação que ocorrem durante a formação do cavaco; e outra região de zona de escorregamento, na qual o fluido consegue penetrar. A fronteira que separa estas duas zonas é o final do comprimento de contato cavaco ferramenta, em outras palavras, o comprimento de contato cavaco-ferramenta abrange a região de aderência.

Para Machado et al. (2009) ainda não está completamente claro como o fluido de corte ganha acesso à interface, nem até onde ele pode chegar. Segundo os autores, algumas experiências relatam que o lubrificante não consegue acesso à zona de aderência, mas que na zona de escorregamento pode ser possível que o fluido atinja esta região.

O comprimento de contato cavaco-ferramenta é um importante parâmetro porque representa o comprimento da zona de aderência e a interface de atrito, região por onde o calor é conduzido da zona de cisalhamento primário à ferramenta. Portanto, espera-se que quanto menor este comprimento, resultado de uma maior penetração do fluido de corte nesta região, menos intenso será o fluxo de calor para a ferramenta, o que pode favorecer no aumento da vida da ferramenta (BERMINGHAM et al., 2012; COURBON et al., 2009; MACHADO e WALBANK, 1994; SHARMA et al., 1971).

Com o aumento da pressão do fluido de corte, aumenta-se a eficiência do mesmo em quebrar o cavaco, é o que está apresentado na Fig. 2.27. Por meio desta figura é possível verificar que em alguns casos a aplicação de fluido de corte a alta pressão produziu uma melhor fragmentação dos cavacos. O efeito de resfriamento no cavaco também auxilia a fazer com que o mesmo fique mais quebradiço e, portanto mais fácil se torna sua ruptura. Esta figura também mostra que mesmo para materiais bastante dúcteis, como o alumínio, que tendem a forma cavacos contínuos, o fluido de corte mostrou ser um eficiente quebra-cavaco. A Figura 2.28 reforça a eficiência do fluido de corte à alta pressão ser desejável durante a usinagem de alguns tipos de materiais, por apresentar uma maior taxa de remoção de material quando comparado com a técnica de lubri-refrigeração convencional.

Kamruzzaman e Dhar (2007) realizaram investigações com aplicação de fluido de corte com pressão de 8 MPa no torneamento do aço AISI 4340m, com dureza de 201 HBN. Eles apontam que uma melhor eficiência durante a usinagem foi obtida com a aplicação de fluido de corte à alta pressão. Seus resultados mostraram uma diminuição da temperatura de usinagem, redução do desgaste das ferramentas e uma melhora no acabamento da superfície usinada. Segundo os autores, estes ganhos foram decorrentes da penetração do fluido de corte na interface cavaco-ferramenta que resultou na formação de uma cunha hidráulica que promoveu uma lubrificação hidrodinâmica mais eficiente, prevenindo que uma grande área de contato cavaco-ferramenta fosse formada.

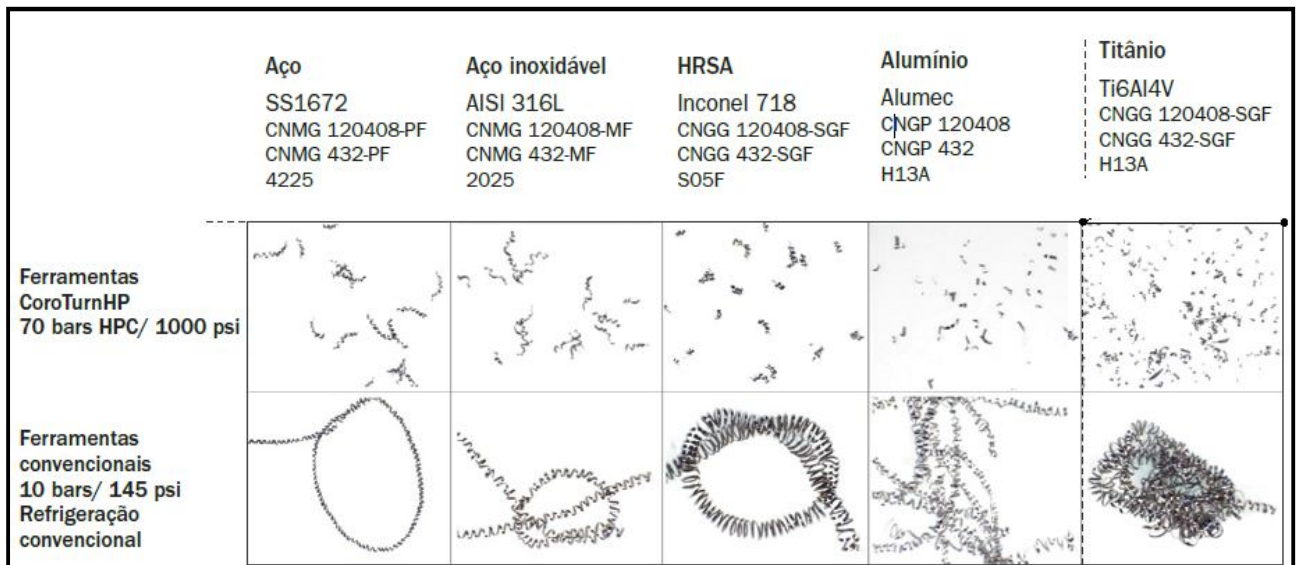


Figura 2.27 – Formas de cavacos quando os materiais são submetidos a diferentes pressões de aplicação de fluidos de corte (SANDVIK, 2010).

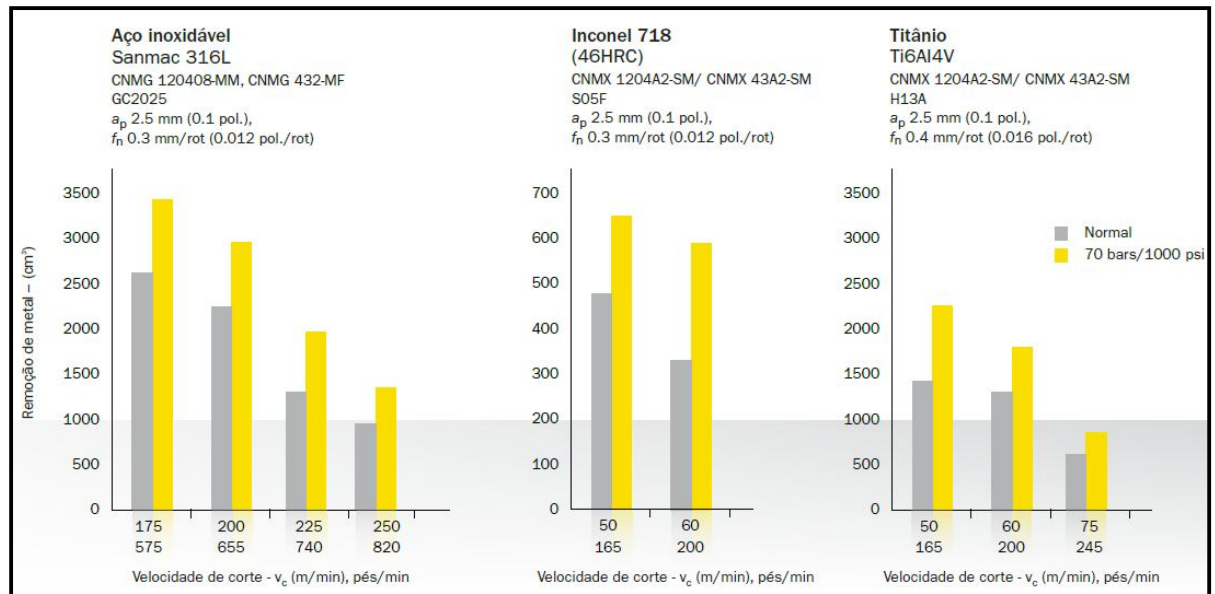


Figura 2.28 – Desempenho do fluido de corte aplicado à alta pressão no torneamento de vários tipos de materiais (SANDVIK, 2010).

A técnica de usinagem com fluido de corte à alta pressão é primordialmente utilizada na usinagem de materiais com baixa usinabilidade. A revisão na literatura sugere que os principais estudos foram nas ligas de titânio, principalmente a Ti6Al4V (MACHADO, 1990; NANDY et al., 2009; EZUGWU et al., 2008; EZUGWU, et al., 2007; EZUGWU et al., 2005) e nas ligas à base de níquel, particularmente na liga Inconel 718 (COURBON et al., 2011; VAGNORIUS; SORBY et al., 2011; EZUGWU; BONNEY, 2003a) e Inconel 901 (MACHADO et al., 1998). No trabalho de Machado (1990) o autor investigou o uso da técnica de aplicação de fluido de corte a alta pressão no torneamento das ligas de Ti6Al4V e Inconel 901. Para esta liga o autor concluiu que a aplicação de fluido de corte a alta pressão não foi satisfatória e que os melhores foram obtidos com o uso de fluido de corte na forma convencional

Machado e Wallbank (1994), aplicando o fluido de corte à alta pressão na superfície de saída da ferramenta, investigaram as forças de corte, temperatura de usinagem, formação do cavaco, integridade superficial e mecanismos de desgaste de uma liga Ti-6Al-4V e concluíram que o sistema de aplicação com fluido à alta pressão reduziu o comprimento de contato cavaco-ferramenta e a temperatura de corte, porém não causou mudanças significativas nas forças de corte. O desgaste ocorreu de forma reduzida, aumentando assim a vida da ferramenta.

Sales et al. (2011), em sua investigação no torneamento da liga Ti-6Al-4V, concluíram que o aumento da pressão no fluido de corte de fluxo convencional para 7 MPa resultou em benefícios na vida da ferramenta e na rugosidade superficial. Estes autores avaliaram também a pressão de 11 MPa para o jato e concluíram que para esta pressão houve um aumento do desgaste da ferramenta, reduzindo a vida da ferramenta quando comparado com a pressão de 7 MPa. A justificativa para este comportamento foi dada pelo fato da troca de calor na interface cavaco-ferramenta aumentar, fazendo com que a temperatura na zona de corte seja reduzida significativamente, o que pode ter comprometido a usinagem devido ao encruamento do material.

O fluido de corte pode ser aplicado em alta pressão nas três direções mostradas na figura 2.23 anteriormente, direções A, B e C.

A maioria dos trabalhos sobre a utilização de fluido de corte à alta pressão trata de aplicações onde o jato é direcionado para a superfície de saída da ferramenta, dentre estes trabalhos destacam os de (BONNEY, 2004; COURBON et al., 2011; COURBON et al., 2009; CRAFOORD et al., 1999; DA SILVA, 2006; DA SILVA et al., 2004a; DA SILVA et al., 2004b; DA SILVA et al., 2004c; MACHADO et al., 2005; DAHLMAN et al., 1999; ; DAHLMAN et al., 2000; ; DAHLMAN et al., 2001; DAHLMAN et al., 2002; ; DAHLMAN et al., 2004; EZUGWU et al., 1991; ; EZUGWU et al., 1999; EZUGWU et al., 2004; EZUGWU et al., 2005^a; EZUGWU et al., 2005b; EZUGWU et al., 2007; EZUGWU et al., 2009; KAMINSKI et al., 1997; KAMINSKI et al., 1999; KAMINSKI et al., 2000a ; KAMINSKI et al., 2000b; KLOCKE et al., 2013; MACHADO, 1990; MACHADO et al., 1990; MACHADO et al., 1992; MACHADO et al., 1997; MACHADO et al., 1998; MAZURKIEWICZ et al., 1989; SHET, et al., 2003).

Outros pesquisadores não restringiram-se à estas direções de aplicação e além de direcionar os fluidos de corte à alta pressão para a região de contato cavaco-ferramenta, ferramenta-peça, também aplicaram na região entre cavaco-peça (direção sobre-cabeça). Diniz; Micaroni (2010) e Diniz; Micaroni (2007) aplicaram jatos de fluido de corte nestas três direções simultaneamente e em cada uma separadamente. Eles concluíram que os melhores resultados, para o torneamento do aço ABNT1045 com pressões de 8 MPa, foram obtidos para a direção entre a peça e a superfície de folga da ferramenta.

Em outro trabalho Sanchez et al. (2001) incorporou um sistema de refrigeração de funcionamento à alta pressão, em relação ao sistema de refrigeração original da máquina, em um torno convencional para a usinagem de um aço ABNT 1045. O objetivo deste trabalho foi estudar o comportamento da usinagem quando se aplica o fluido de corte sob diferentes posições e maneiras: jato de fluido de corte sob pressão de 2,06 MPa dirigido para a região cavaco-peça; cavaco-ferramenta; ferramenta-peça; e refrigeração abundante refrigeração convencional da máquina). Os autores avaliaram a rugosidade e a vida da ferramenta em cada uma das situações. Como conclusões os autores inferem que um sistema de refrigeração misto, utilizando-se o método convencional de aplicação de fluido de corte junto com o jato dirigido à interface cavaco-ferramenta, irá proporcionar boas possibilidades de melhora no desempenho da refrigeração no torneamento.

Em outro recente trabalho Sanchez et al., (2011) investigaram o emprego de diferentes métodos de aplicação de fluido de corte no torneamento de um aço de difícil usinagem (ISO 683-XV-8). Dentre as técnicas que os autores exploram estão também a aplicação de fluidos de corte à alta pressão nas três direções mencionadas anteriormente. O fluido também foi aplicado na forma pulverizada, atomizada com ar usando lubrificante, atomizada com ar utilizando fluido de corte e, por último, de modo convencional. Para o primeiro trabalho os autores concluíram que a pressão utilizada de 2,06 MPa não apresentou vantagens significativas quando comparado com a aplicação em jorro. Já no trabalho mais recente os autores encontraram que os maiores benefícios na usinagem foram com a combinação de jato com pressão média de 2,95 MPa e jorro aplicados simultaneamente. Também obtiveram resultados significativos de aumento da vida ferramenta quando o jato nas três direções foi aplicado. Neste sentido, a pressão utilizada (2,95 MPa) demonstrou ser suficiente para atuar hidraulicamente no cavaco diminuindo seu contato com a ferramenta de corte

Da Silva et al. (2004) utilizaram em sua investigação uma emulsão mineral na concentração de 6% e empregaram pressões de 11MPa e 20,3MPa para investigar a vida de ferramentas de metal duro durante a usinagem da liga Ti6Al4V. Testes de usinagem utilizando o sistema de aplicação de fluido convencional (sobre-cabeça) também foram realizados para permitir comparações. Os resultados indicaram que a usinagem com aplicação de fluido à alta pressão pode aumentar a vida da ferramenta de metal duro em até 3 vezes, comparado com a aplicação de fluido convencional. Os testes de torneamento de acabamento foram conduzidos em quatro valores de velocidade de corte, com profundidade de corte de 0,5 mm e avanço de 0,15 mm/rev, e em todas as condições o desempenho da vida da ferramenta foi superior quando o fluido à alta pressão foi aplicado. A Figura 2.29 mostra um gráfico extraído deste trabalho onde é possível avaliar a vida da ferramenta de metal duro ao usinar a liga Ti-6Al-4V, com aplicação de fluido de corte através da técnica convencional e a altas pressões de 11 e 20,3 MPa em várias velocidades de corte.

Já em altas velocidade de corte mais uma vez Da Silva et al. (2007) investigaram profundamente a usinagem da liga Ti6Al4V, com diferentes materiais de ferramentas, no torneamento, com aplicação de fluido de corte também com pressões de 11 MPa e 20,3 MPa e ainda compararam com a usinagem com fluido aplicado em jorro. Os resultados indicaram que a usinagem com aplicação de fluido a alta pressão pode aumentar a vida da ferramenta em até 21 vezes, comparativamente com a aplicação de fluido convencional.

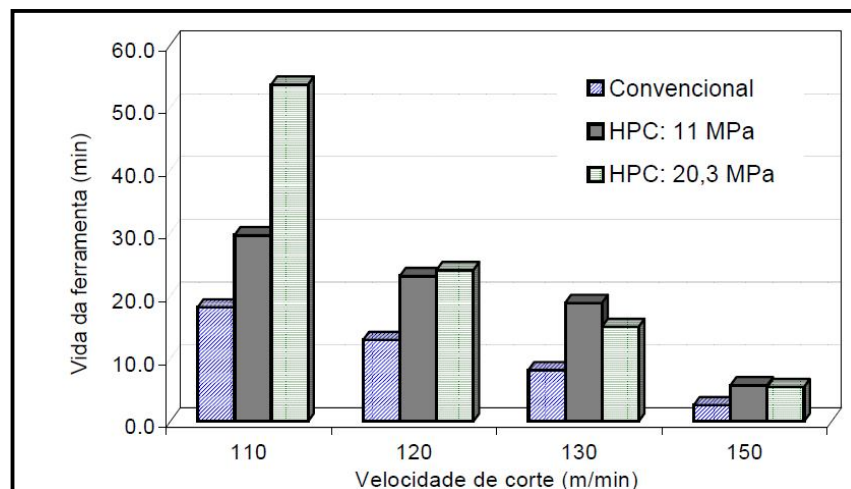


Figura 2.29 – Vida da ferramenta com fornecimento de fluido de corte à alta pressão durante a usinagem da liga Ti6Al4V com ferramentas de metal duro da classe K (DA SILVA et al., 2004).

2.9 Aços Inoxidáveis

Adições de cromo aumentam a resistência à oxidação e à corrosão do aço. Aços com teores de cromo superiores a 12% em peso têm grande resistência à oxidação e são comumente designados como aços inoxidáveis (SILVA; MEI, 2006). O cromo é o principal responsável pela resistência à corrosão destes aços. Este elemento é um metal menos nobre que o ferro nas séries eletroquímicas, isto é, ele é, em princípio, menos resistente à corrosão que o ferro. Assim, uma liga de Fe e Cr deveria ser mais facilmente corroída ou oxidada do que o ferro puro, o que, de fato, pode ocorrer em situações em que a liga esteja “ativa”. Entretanto, na presença de oxigênio, eles desenvolvem rapidamente um fino, duro e aderente filme de óxido de cromo (Cr_2O_3) que protege o metal contra o ataque de diversos meios corrosivos, particularmente aqueles oxidantes (KALPAKJIAN; SCHMID, 2010; MODENESI, 2001).

Silva et al. (2011) esclarecem que o nível de resistência do filme de óxido é especialmente comprometido em situações que tenham cloro e íons halogêneos. No caso dos aços inoxidáveis da série 300, como por exemplo, AISI 301 e 304, a transformação martensítica pode causar a ruptura do filme de óxido devido a alta densidade de falhas e gerar tensões residuais ou um efeito galvânico causado pela presença de duas fases distintas. A resistência à corrosão em aços mais estáveis mecanicamente podem ser reduzidas pela deformação, e a introdução de falhas. Também a contração da microestrutura faz o aço inoxidável austenítico (série 300) até mais vulnerável à corrosão.

Os aços inoxidáveis possuem boa resistência ao calor, que por sua vez está relacionada com a resistência à oxidação a altas temperaturas. Assim sendo, os materiais resistentes ao calor são igualmente resistentes à corrosão, nas condições normais, e resistentes à oxidação a temperaturas diferentes da ambiente. Em resumo, nos materiais resistentes ao calor, associam-se três características: resistência à corrosão, resistência à oxidação a altas temperaturas e resistência à fluência (CHIAVERINI, 1978).

Alguns tipos de aços inoxidáveis têm aplicação também como aços refratários, além de resistência à oxidação e uma adequada resistência à fluência. Neste aspecto, o níquel desempenha um importante papel. Este elemento, além de melhorar a resistência à corrosão do aço em alguns meios, tende a alterar a estrutura cristalina do material que passa a ser austenítica (cúbica de face centrada – CFC) para teores suficientemente elevados deste elemento (MODENESI, 2001).

Atualmente, os aços inoxidáveis austeníticos, uma das classes dos aços inoxidáveis, formados principalmente por Fe, Cr e Ni e cuja a microestrutura é basicamente austenita (CFC),

são considerados os melhores do ponto de vista de resistência à corrosão e propriedades mecânicas e também sua maior facilidade para ser soldado e conformado mecanicamente. A sua produção corresponde a 60–70% da produção total de aços inoxidáveis no mundo (MODENESI, 2001; O'SULLIVAN; COTTERELL, 2002). Estes aços são de grande interesse para a indústria em função de sua resistência à oxidação e à corrosão, propriedades mecânicas a temperaturas elevadas e tenacidade (SILVA; MEI, 2006).

Segundo Modenesi (2001) além de seus elementos principais, Fe, Cr e Ni, os aços inoxidáveis tem em menor quantidade, adições de outros elementos tais como:

- Elementos como carbono, silício, manganês e nitrogênio, resultantes, geralmente, dos materiais utilizados na fabricação do aço ou adicionados intencionalmente para facilitar a sua fabricação ou para modificar certas propriedades. É comum a letra L ser usada para identificar baixa quantidade de carbono (do inglês *low-carbon stainless steel*). Alto teor de carbono, implica em baixa resistência à corrosão. A razão é que o carbono combina com o cromo no aço e forma o carbeto de cromo, que reduz a disponibilidade do cromo de formar a camada passivadora (óxido de cromo). E também, o carbeto de cromo induz a formação de uma segunda fase, que por sua vez promove uma corrosão galvânica (KALPACKJIAN; SCHMID, 2010).
- Elementos adicionados intencionalmente para melhorar as propriedades do aço para certas aplicações específicas. Além dos elementos já citados acima, podem ser incluídos, nesta categoria, alumínio, molibdênio, cobre, titânio, tungstênio, nióbio e cobalto.
- Elementos presentes como impurezas e geralmente considerados como indesejáveis. Nesta categoria estão principalmente o oxigênio, fósforo e enxofre, embora este último possa ser adicionado para melhorar a usinabilidade dos aços.

Os aços inoxidáveis são normalmente agrupados em cinco categorias: martensíticos, ferríticos, austeníticos, ferríticos-austeníticos (duplex) e endurecidos por precipitação. Eles são identificados por três dígitos do chamado números AISI (do inglês *American Institute of Steel and Iron*), como por exemplo: 201, 302, 304, 440, etc. Estes números são padronizados na indústria, o que facilita a identificação de cada material (WALSH; CORMIER, 2005). Kalpackjian e Schmid (2010); Colpaert (2008); Silva e Mei (2006) definem cada uma destas classes, da seguinte forma:

- Martensíticos (série 400 e 500): são ligas ferro e cromo (11-18%) com teor de carbono, em geral, acima de cerca de 0,1%. Entretanto, novas tecnologias siderúrgicas estão possibilitando o desenvolvimento destes aços com teor abaixo de 0,1% e extrabaixo teores de elementos residuais, os quais são denominados de “supermartensíticos”. Tem baixo teor de níquel, são endurecíveis por tratamento térmico de têmpera. Estes aços são magnéticos, possui elevada resistência mecânica, dureza, resistência à fadiga, boa ductilidade e moderada resistência à corrosão. São tipicamente utilizados para cutelarias, ferramentas e instrumentos cirúrgicos, válvulas e molas “*springs*”. O aço AISI 410 é o mais comum. Incluem nesta categoria os aços: AISI 403, 410, 414, 416, 420, 431, 440A, B e C, 501.
- Ferríticos (série 400): são ligas de ferro cromo essencialmente ferríticas a todas as temperaturas, e que não endurecem por tratamento térmico de têmpera. Tem elevado teor de cromo, podendo ter até 27% e baixos teores de carbono. São magnéticos e tem boa resistência à corrosão, mas com menor ductilidade que os aços inoxidáveis austeníticos. Podem ser endurecidos por trabalho a frio. Eles geralmente são usados em aplicações não estrutural como equipamentos de cozinha e acessórios automotivos. Os principais são: AISI 405, 430, 430F, 446, 502.
- Austeníticos (série 200 e 300): são ligas à base de ferro, manganês, cromo (16-30%) e níquel (8-35%) predominantemente austeníticas após tratamento térmico comercial. O teor de carbono é, em geral, inferior a 0,08%. São não magnéticas e tem excelente resistência à corrosão, mas são susceptíveis ao aparecimento de trincas por corrosão sob tensão. Tem elevada tenacidade e boa soldabilidade. São endurecidos por trabalho a frio. São os mais dúcteis de todos os aços inoxidáveis e podem ser facilmente conformados. Estes aços são usados em uma larga variedade de aplicação como em acessórios de cozinha, esportivos, equipamentos de transporte de baixo peso, partes de fornos e componentes para severos ambientes químicos. Incluem-se nesta família: AISI 301, 302, 304, 304L, 308, 310, 316, 316L, 317, 321, 347.
- Ferrítico-austeníticos (*dúplex*): possuem microestrutura contendo austenita e ferrita em frações aproximadamente iguais, são obtidas com composições balanceadas de ferro, cromo (18-27%), níquel (4-7%), molibdênio (1-4%) e outros elementos, especialmente nitrogênio e apresentam propriedade muito

interessante para diversas aplicações. Tem boa resistência mecânica e alta resistência à corrosão (na maioria dos ambientes). Algumas aplicações destes materiais são em plantas de tratamento de água e componente extrator de calor. Fazem parte desta classe: AISI 329, UNS S32304 e S31803. Os aços fundidos ASTM A890: graus 1A, 1B, 1C, 2A, 3A, 4A, 5A e 6A, além daqueles pertencentes à norma DIN, tais como 1.4468, 1.4517, 1.4471 também são importantes nesta família.

- Endurecidos por precipitação (PH): ligas de ferro, cromo (12-17%), níquel (4-8%), molibdênio (0-2%) contendo adições que permitam o endurecimento da martensita de baixo carbono pela precipitação de compostos intermetálicos (alumínio, cobre, titânio e ou nióbio). Eles apresentam boa resistência à corrosão e ductilidade e mantêm alta resistência mecânica em elevadas temperaturas. Sua principal aplicação é em peças aeroespaciais e componentes estruturais aeronáuticos.

Os aços inoxidáveis austeníticos, antes de utilizados, são “austenitizados”, ou seja, aquecidos entre 1000°C e 1100°C, seguindo-se resfriamento rápido em água ou ar (no caso de peças pequenas dimensões), de modo a reter a estrutura austenítica à temperatura ambiente e, igualmente, evitar, na faixa 400-800°C, a precipitação de carbeto de cromo. Pode-se realizar, posteriormente, um tratamento a baixa temperatura, no máximo a 425°C, para alívio de tensões (CHIAVERINI, 1978).

Particularmente, nos aços inoxidáveis austeníticos a austenita não sofre decomposição significativa no resfriamento após a conformação a quente. Assim, a estrutura austenítica obtida no trabalho a quente é praticamente definitiva. O tratamento térmico usual nos materiais forjados e laminados é o tratamento de solubilização, para dissolver os carbetos nocivos à resistência à corrosão. O tamanho e a forma dos grãos austeníticos não são afetados por este tratamento, a menos que o material tenha sido submetido a trabalho a frio (COLPAERT, 2008).

Depois de tratados termicamente, os aços inoxidáveis austeníticos podem atingir limites de resistência à tração de 6 a 7 N/mm², limites de escoamento de 21,0 a 28,0 N/mm², alongamento de 45 a 60%, dureza Brinell de 140 a 175 (CHIAVERINI, 1978).

2.10 Usinabilidade dos Aços Inoxidáveis

De um modo geral, a usinabilidade pode ser definida como uma grandeza tecnológica que expressa, por meio de um valor numérico comparativo (índice de usinabilidade), um

conjunto de propriedades de usinagem de um material em relação a outro tomado como padrão (DINIZ et al., 2006). Em termos gerais, a usinabilidade pode ser interpretada como sendo uma grandeza que indica a facilidade ou dificuldade de se usinar um material (MACHADO; DA SILVA, 2004).

Segundo Santos e Sales (2007) as características de usinabilidade refletem a grande variedade de ligas classificadas como aços inoxidáveis. Em outras palavras, a usinabilidade desses aços varia de muito alta até muito baixa. Apesar disso, algumas características comuns são consideradas no estudo, são elas: elevado limite de escoamento, grande diferença entre os limites de escoamento e de resistência, alta ductilidade e tenacidade, baixa condutividade térmica. Os autores apontam ainda que quando comparados à usinagem dos aços-carbono, os aços inoxidáveis apresentam uma maior potência específica de corte, a velocidade de corte deve ser mais baixa e sugerem o uso de refrigeração e lubrificação adequadas. Porém, Capuccio et al. (1996) citado por Genari et al. (2007) alertam que o elevado coeficiente de dilatação térmica, quando comparado ao aço carbono, faz com que os aços inoxidáveis apresentem maior dificuldade em manter as tolerâncias de usinagem, principalmente em condições de refrigeração inadequada.

Ávila et al. (2004) avaliaram a influência do fluido de corte sobre a força de usinagem e o acabamento do aço inoxidável austeníticos ABNT 304 e obtiveram resultados promissores quando o fluido de corte com aditivo cloro foi aplicado. O fluido de corte também garantiu um acabamento superior ao corte a seco. Ao contrário do que se esperava, o corte a seco não contribuiu para a redução das forças de usinagem, sendo que, de maneira geral, a força de corte foi mais baixa quando empregado o fluido de corte. Neste trabalho os autores aproveitaram para avaliar a variação da profundidade de corte no acabamento da superfície usinada. Eles notaram que este parâmetro de corte pouco influenciou a rugosidade média. As profundidades avaliadas foram de 0.5, 0.75 e 1.0 mm e valores ligeiramente mais baixos de R_a foram obtidos com profundidade de corte de 1.0 mm, o que pode ser explicado pela maior rigidez do cavaco formado, e conseqüentemente, pela maior facilidade de sua quebra, o que evitaria a formação de cavacos emaranhados, típicos do torneamento de aços inoxidáveis, que por sua vez prejudicam o acabamento da peça.

Jang et al. (1996) esclarecem que a integridade superficial é uma medida qualitativa da superfície usinada e é interpretada como elemento que descreve a estrutura atual da superfície e da subsuperfície da peça. A integridade da superfície está geralmente relacionada com o estado mecânico, metalúrgico, químico e topológico da superfície e podem diretamente influenciar a rugosidade superficial, a variação da dureza, mudanças estruturais, tensões

residuais, etc. De acordo ainda com estes pesquisadores os aços inoxidáveis têm sido considerados como pegajosos ou grudosos (do inglês *gummy*) durante a usinagem, mostrando uma tendência de produzir cavacos longos e fibrosos, que aderem na forma de aresta postiça na ferramenta de corte. Este fato pode prejudicar o acabamento da superfície usinada e reduzir a vida útil da ferramenta.

Os aços inoxidáveis de uma forma geral são materiais considerados de baixa usinabilidade, devido à alta taxa de encruamento, à boa resistência mecânica e elevado módulo de ruptura. A baixa condutividade térmica dos aços inoxidáveis é outro fator prejudicial à usinagem. Nestas condições, o calor gerado durante os processos de deformação se concentram nas regiões de cisalhamento, elevando muito as temperaturas de corte (SHAO et al., 2007; CHUMBINHO; ABRÃO, 2002; PARO et al., 2001; GENARI et al., 1999).

Chandrasekaran e Johansson (1994) complementam que esta pobre usinabilidade, principalmente para os aços inoxidáveis austeníticos, resultam em diferentes tipos de desgaste nas ferramentas de corte, como o desgaste de flanco, cratera, entalhe, deformação plástica e o surgimento de micro trincas, ambos os desgastes afetados pela baixa condutividade térmica, resultando em altas temperaturas de usinagem. Severa adesão de material na ferramenta de corte e a propensa formação de aresta postiça de corte, aliado a um curto comprimento de contato cavaco-ferramenta, são outras características comum destes materiais. Apesar da aresta postiça de corte poder reduzir a força de usinagem, para Thamizhmanii e Hasan (2010) altas forças de corte foram registradas durante a usinagem de uma liga de aço inoxidável. Para os autores, isto ocorreu devido a combinação do desgaste de flanco e a taxa de calor gerada na usinagem.

Machado et al. (2009) sugerem duas faixas distintas de velocidade de corte que devem ser adotadas na usinagem dos aços inoxidáveis ferríticos/martensíticos: entre 40 m/min e 90 m/min, e entre 180 m/min e 400 m/min. Valores intermediários podem produzir APC. Outras informações que estes autores recomendam na usinagem de aços inoxidáveis são: selecionar menores valores de raio de ponta, utilizar sempre arestas afiadas, classes com maior dureza e coberturas PVD tendem a apresentar bom desempenho e produzem arestas afiadas. Na operação de desbaste, é preferível usar altos valores de avanço e de profundidade de usinagem combinados com baixas velocidades.

Está mostrado na figura 2.30 uma comparação da usinabilidade entre algumas classes de aços inoxidáveis.

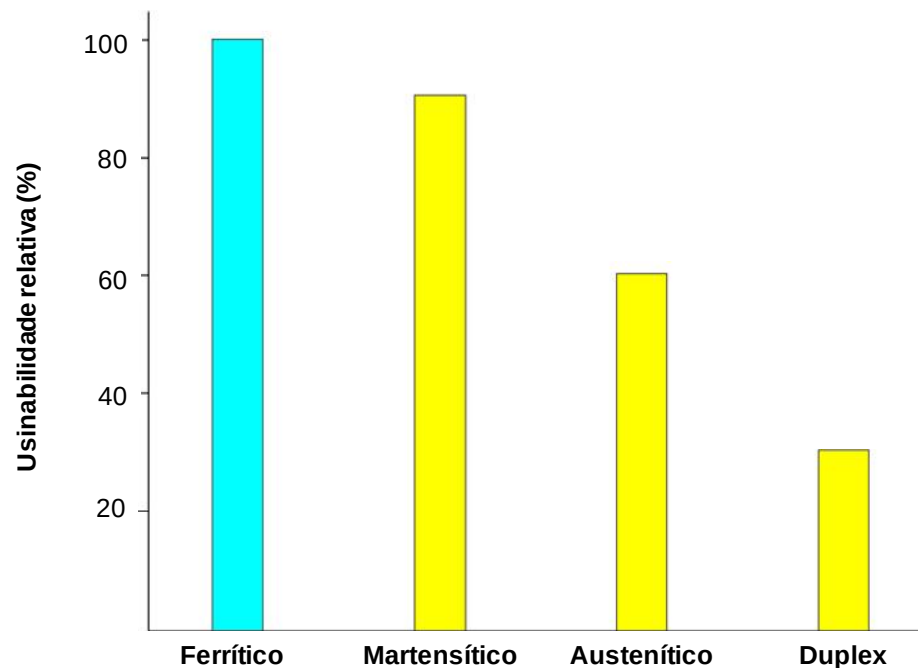


Figura 2.30 – Comparação da usinabilidade entre os diversos tipos de aços inoxidáveis (SANDVIK, 2011).

A adição de elementos de livre corte melhora o acabamento da superfície usinada. A inclusão de Mn e Cu melhora a usinabilidade pela redução da capacidade de encruamento a frio (SANTOS; SALES, 2006). Outros métodos tradicionais para melhoria de usinabilidade empregam a adição de diversos elementos como enxofre, manganês e chumbo. Entretanto, a simples adição de alguns elementos como o enxofre, por exemplo, acarreta um prejuízo significativo de outras propriedades desejáveis como a resistência à corrosão, a ductilidade, a tenacidade e a soldabilidade (GENARI et al., 2001).

Outros elementos mencionados por Akasawa et al. (2003) que agem como aditivos de livre corte, facilitando a usinagem, são o enxofre, o chumbo, o selênio e o telúrio. Estes autores também investigaram a adição de outros aditivos como o cálcio, o enxofre, o cobre e o bismuto nas ligas de aços inoxidáveis 303, 303Cu, 304 e 316 e realizaram testes de torneamento usando ferramentas da classe K10 para avaliar o comportamento da força de usinagem e a integridade superficial. Eles concluíram que os aços tratados ao cálcio com inclusões de anortita exibiram um melhor acabamento da superfície usinada e menores forças de corte que os aços inoxidáveis austeníticos padrão.

Genari et al. (2001) utilizaram a técnica de desoxidação pelo cálcio, a fim de melhorar a usinabilidade dos aços inoxidáveis 304 e 316, e conseguiram uma melhoria em termos de vida da ferramenta, empregando-se pastilhas de metal duro revestido P25. As formas de desgaste

indicaram uma predominância do desgaste de flanco no início, desenvolvendo lascamento da aresta, dependendo de fatores como as condições de corte, a resistência da ferramenta e seu revestimento. Segundo os autores, a formação de uma camada de óxido é, possivelmente, o principal fator responsável pela redução do desgaste da ferramenta e ela ocorre após um certo tempo do início do corte, quando o nível de temperatura é suficiente para ativar esse mecanismo de formação.

Trent e Wright (2000) citam que umas das características essenciais dos aços inoxidáveis é que durante a formação do cavaco, o material ao ser usinado apresenta uma tensão de cisalhamento variável na interface cavaco-ferramenta. Em um ciclo típico, tensões de compressão e de cisalhamento surgem ao longo da ferramenta quando o cavaco é escoado pela superfície de saída, formado o cavaco do tipo segmentado. Os cavacos, de maneira geral, são lamelares e ainda contínuos na maioria dos aços inoxidáveis (MACHADO et al., 2009). A utilização de ferramentas de corte com geometria com quebra-cavacos e ângulos de saída bem positivo, podem melhorar o controle do cavaco para estes materiais.

Uma importante característica apontada por Diniz et al. (2006) para os aços inoxidáveis austeníticos é que eles possuem uma alta taxa de encruamento. O nível de encruamento depende da taxa de deformação e da habilidade do material em encruar. Uma alta taxa de encruamento significa que a resistência do material é bastante aumentada, para um determinado nível de deformação plástica. Isto implica em alta energia para a formação do cavaco (valor alto da pressão específica de corte – baixa usinabilidade). Para O'Sullivan e Cotterell (2002) é aceita a ideia que o encruamento dos aços inoxidáveis é devido à formação da martensita. Durante a deformação plástica a martensita pode ser formada devido ao trabalho mecânico ou devido ao efeito da temperatura durante a usinagem. Paro et al. (2001) acrescentam que aços inoxidáveis com elevado teor de nitrogênio apresentam alta capacidade de trabalho a frio e que o aumento da taxa de encruamento diminuiu a usinabilidade. A taxa de encruamento aumenta com o aumento do teor de nitrogênio.

O trabalho publicado recentemente por Barbosa e Machado (2011) avaliou o efeito da taxa de deformação no comportamento mecânico do aço inoxidável austenítico. A pesquisa foi realizada com barras maciças e tubos com espessura de parede nominal de 2,77 mm de um aço inoxidável ABNT 304, usinadas com ferramentas de metal duro com ângulo de saída positivo de 6°. Foram utilizadas técnicas estatísticas para avaliar a influencia do avanço e da velocidade de corte. Os principais achados pelos pesquisadores foram que a velocidade de corte (taxa de deformação), não tem nenhum efeito significativo sobre a deformação e encruamento do aço inoxidável ABNT 304 para o intervalo investigado, mostrando que este

parâmetro pode não pesar muito no momento da escolha dos fatores representativos para a formulação de um modelo de previsão do comportamento mecânico do material durante a usinagem.

Ciftci (2006) conduziu testes no torneamento a seco de duas classes de aços inoxidáveis austeníticos (AISI 304 e AISI 316) para caracterizar a superfície usinada destas ligas. Os ensaios foram realizados para quatro valores de velocidade de corte e dois tipos de revestimentos de ferramentas de metal duro. O avanço e a profundidade de corte foram mantidos constantes. Em síntese os resultados apresentados foram que as menores rugosidades foram obtidas para as maiores velocidades de corte, até certo valor; o alto valor de rugosidade obtido para as baixas velocidade de corte foi atribuído à presença da APC e pequenos lascamentos na aresta de corte. As maiores forças de usinagem foram registradas para o AISI 316 em todas as velocidades de corte utilizadas. A presença de molibdênio, que no caso do AISI 316 foi de aproximadamente 2% contra 0,07% do aço AISI 304, foram os responsáveis pelos maiores esforços pelo fato de melhorar a resistência em alta temperatura.

Habak e Lebrun (2011) realizaram testes de torneamento no aço inoxidável AISI 316L com ferramenta de metal duro sem revestimento. Eles avaliaram o efeito da alta pressão do fluido de corte, composto por 95% de água e 5 % de óleo solúvel, nas tensões residuais e no acabamento da superfície usinada. Os testes foram realizados em condições a seco e com aplicação de jato de fluido com 20, 50 e 80 MPa. Os autores relataram que a taxa de encruamento reduziu consideravelmente com o uso da técnica de alta pressão. De acordo com eles, os resultados podem ser explicados pela redução obtida da temperatura de usinagem. Foi observado também que o aumento da pressão do jato de fluido de 20 para 80 MPa não produziu variações significativas na rugosidade superficial, sendo estes valores ligeiramente menores quando comparados com os valores de Ra na condição a seco.

A Figura 2.31 apresenta valores do volume de material removido (cm^3) durante a usinagem do aço inoxidável austenítico 316L. Os testes foram realizados no torneamento com ferramentas com especificação CNMG120408-MM 2025 da Sandvik. Os parâmetros de corte adotados e mantidos constantes foram: profundidade de corte de 2,5 mm e avanço de 0,3 mm/rot. Quatro valores de velocidades de corte foram utilizados. Evidentemente, à medida que velocidade de corte aumenta há um aumento da temperatura de usinagem, o que pode favorecer o surgimento de mecanismos de desgastes termicamente ativados nas ferramentas de corte, reduzindo seu desempenho durante a usinagem. Talvez, seja este o motivo para a redução do volume de material removido apresentado nesta figura, com o aumento da velocidade de corte e mantido os mesmos critérios de fim de vida da ferramenta. Por esta figura

também é possível comprovar que a aplicação de fluido de corte à alta pressão foi vantajosa, comparado à usinagem com fluido aplicado na forma de jorro e à usinagem a seco.

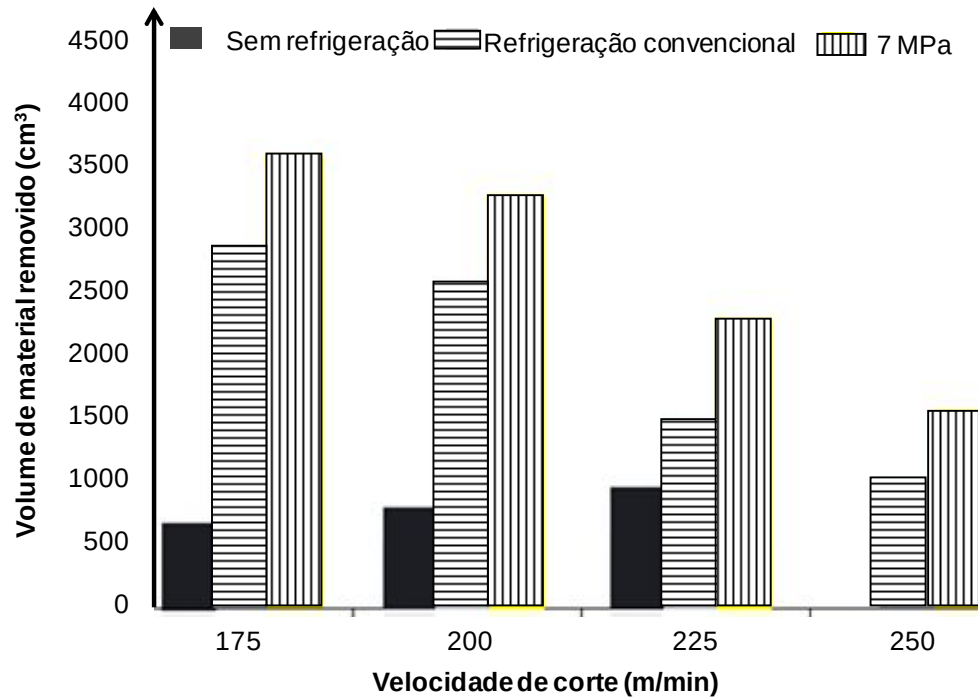


Figura 2.31 – Volume de material removido para diferentes sistemas de lubri-refrigeração e em diferentes velocidades de corte (adaptada de SANDVIK, 2010).

CAPÍTULO III

PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

Neste capítulo são apresentados os procedimentos experimentais adotados para a realização dos testes de usinagem e obtenção dos resultados de desgaste, força de usinagem, rugosidade da superfície usinada e potência de usinagem. Este trabalho permitiu a aplicação do fluido de corte à alta pressão, abrindo uma frente de pesquisa com esta técnica no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia.

3.1. Materiais e Métodos Experimentais

O material de trabalho empregado nesta pesquisa foi a liga de aço inoxidável austenítico, denominada por ABNT 316UF, da linha USIFAC, produzido pela empresa *Villares Metals* S.A. A sigla UF representa usinagem fácil, ou seja, o material tem uma melhor usinabilidade quando comparado com o aço inoxidável ABNT 316 padrão. O aço laminado ABNT 316UF estava na forma de barras redondas, com 3000 mm de comprimento e diâmetro de 101,61 mm, solubilizado. Este é um tipo de material que possui uma melhoria da sua usinabilidade obtida por meio de métodos de desoxidação pelo cálcio (GENARI et al., 2001). O tratamento de desoxidação pelo cálcio consiste na injeção profunda de cálcio no aço líquido, o que implica em modificações de suas inclusões duras de óxidos, permitindo a formação de oxissulfetos com baixo ponto de fusão. O resultado será uma melhor quebra do cavaco, maior lubrificação na interface cavaco-ferramenta, o que aumenta a vida da ferramenta de corte (GENARI et al., 1999).

A Figura 3.1 foi extraída de catálogos disponibilizados pelo fabricante do USIFAC 316 e mostra, comparativamente, a usinabilidade entre diferentes classes dos aços inoxidáveis produzidos e comercializados por esta empresa. O fabricante admite que este material possibilita um menor atrito na interface cavaco-ferramenta, consequentemente a diminuição da temperatura na aresta de corte, resultando na redução do desgaste nas ferramentas.

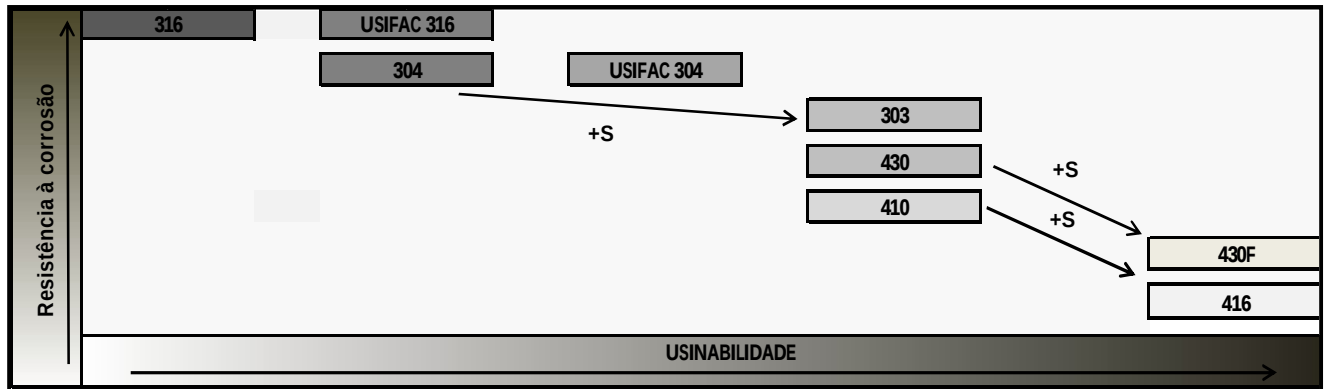


Figura 3.1 – Informações do índice de usinabilidade e resistência à corrosão para diferentes classes de aços inoxidáveis (Adaptada de Villares Metals, 2008).

A Tabela 3.1 apresenta a composição química do aço ABNT 316UF e a Tab. 3.2 as suas principais propriedades mecânicas.

Tabela 3.1 Composição (%) do aço inoxidável austenítico ABNT 316UF (Villares Metals, 2008).

AÇO	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Al	Cu	P	S	N	Ca
316UF	0,054	0,37	1,70	16,80	10,30	2,18	<0,005	0,33	0,030	0,026	0,034	0,0032

Tabela 3.2 Propriedades mecânicas do aço inoxidável austenítico ABNT 316UF (Villares Metals, 2008).

AÇO	LE (MPa)	LR (MPa)	A _{4d} (%)	A _{5d}	RA (%)	Dureza (HB) máx. / mín.
316UF	266,3	568,0	64,1	59,8	75,3	173,5 / 161,0

LE = limite de escoamento; LR = limite de resistência; A_{4d} = alongamento 4x o diâmetro; A_{5d} = alongamento 5x o diâmetro; RA = redução de área; HB = dureza Brinell.

O fluido de corte utilizado foi uma emulsão de água e óleo com concentrações de 5% e 10%. Não houve adição de antiespumante. A concentração da emulsão foi frequentemente verificada por um refratômetro Atago. Foi escolhido então um óleo de base vegetal - Vasco 1000, fabricado pela *Blaser Swissslube* do Brasil Ltda. Santos et al. (2011) utilizaram a mesma marca de fluido de corte, em concentrações de 6%, e relataram as informações apresentadas na Tab. 3.3.

Tabela 3.3 – Propriedades do Fluido de corte Vasco 1000 (Santos et al., 2011)

Propriedades	Valores
Densidade (g/cm ³)	0,95(20°C)
Viscosidade (mm ² /s)	56 (40°)
Ponto de Fulgor (°C)	180

Os testes de usinagem foram realizados com velocidade de corte (vc) de 300 m/min, avanço (f) 0,2 mm/rev e profundidade de corte (ap) 1 mm. Para cada passe o percurso de avanço (Lf) era de 270 mm. Todos estes parâmetros foram mantidos constantes. Os jatos de fluido de corte foram aplicados em três valores de pressões, 10 MPa, 15 MPa e 20 MPa, sendo todos direcionados para a superfície de saída da ferramenta, a fim de atingir a região de interface cavaco-ferramenta. Foram realizados também testes com a usinagem a seco e com fluido de corte aplicado na posição sobre-cabeça, na forma de jorro, em abundância. Nesta condição o fluido é injetado pelo sistema de bombeamento da máquina ferramenta com pressão de aproximadamente 0,2 MPa. A Tabela 3.4 apresenta os parâmetros e as condições de corte e também as características do fluido de corte para cada forma de aplicação.

Para o cálculo experimental da vazão, no sistema de alta pressão, duas marcas foram feitas e facilmente identificadas no reservatório da unidade de alta pressão. À medida que o fluido de corte iria sendo aplicado durante a usinagem, abaixava-se o nível deste reservatório até atingir a altura da primeira marcação. Um cronômetro registrava o tempo gasto para que o nível do reservatório atingisse o segundo marco. Com isto, conhecido o valor do volume de fluido admitido entre estes dois marcos e o tempo gasto para o escoamento deste volume, encontrava-se então o valor experimental da vazão. Já o valor experimental da vazão para a forma de aplicação de fluido na forma de jorro foi realizado de forma similar, porém não com o uso de marcos, mas sim registrando o tempo gasto para que um recipiente de volume definido fosse completamente preenchido.

Já a velocidade do jato foi obtida através da metodologia proposta por Courbon et al. (2011), Sandvik (2010), Courbon et al. (2009) e Crafoord (1999). Nestes trabalhos o cálculo da velocidade do jato do fluido de corte foi extraído através da equação de Bernoulli. Portanto, uma teoria comprovada que expressa a relação entre pressão, velocidade e vazão de um fluido. Como o fluido passa de um tubo de diâmetro maior para um tubo de diâmetro menor, para que a vazão seja mantida, atendendo a equação de conservação da energia, um jato de alta velocidade se forma, transformando a energia de pressão do fluido em energia cinética (COURBON et al., 2011).

A Figura 3.2 ajuda a esclarecer o equacionamento para o cálculo da velocidade proposto por Bernoulli. Na parte (a) da figura 4.1 é mostrado o fluido atravessando uma secção transversal circular de diâmetro d , ou seja, aqui o diâmetro da área da seção transversal do bico injetor do porta ferramenta por onde o fluido escoa em alta pressão. A equação 4.1 trata-se do cálculo do valor teórico da vazão v (m^3/s). Onde C_D é a eficiência de escoamento do fluido (adota-se 80% para 0,02-30 MPa e 70% para 30-100 MPa); d o valor do diâmetro da seção circular do bico (m); p é a pressão de entrada do fluido (MPa); ρ a densidade ou massa específica do fluido (para água e fluidos de corte a densidade é aproximadamente 1000 kg/m^3) e n é o número de bicos injetores de fluido. Na parte (b) da figura 4.1 é representado o caso onde há redução de área ($\text{Área1} > \text{Área2}$), provocando um aumento da velocidade ($V_2 > V_1$), para manter a equação da conservação de energia.

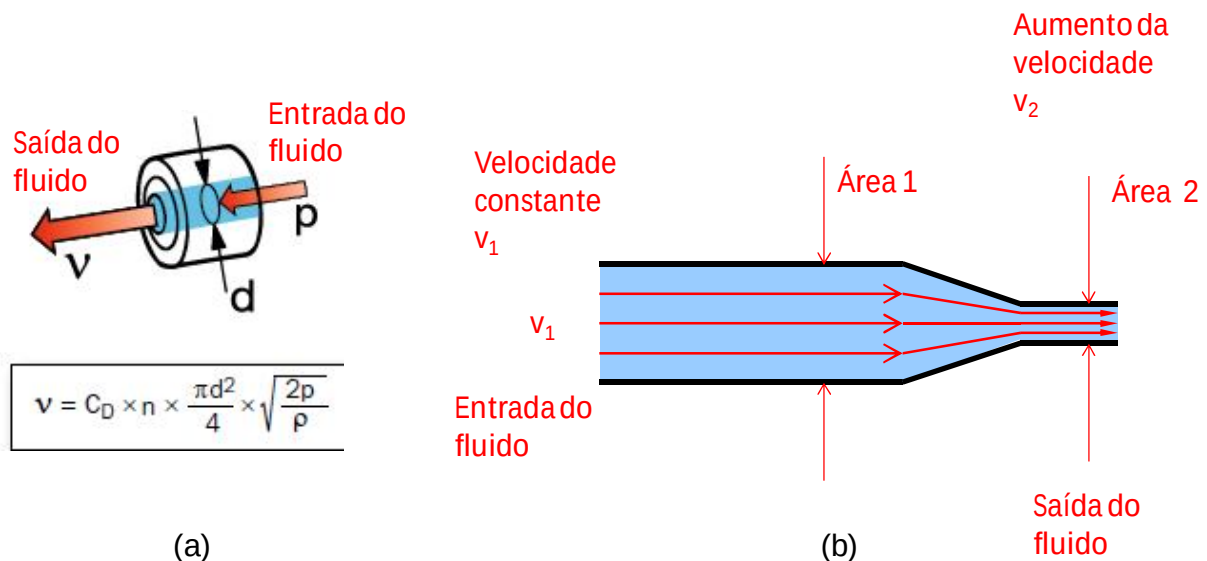


Figura 3.2 – Representação do cálculo da vazão (a) e do escoamento interno de um fluido por diferentes seções transversais (b) (adaptada de SANDVIK, 2010).

$$v = C_D \cdot n \cdot \frac{\pi d^2}{2} \cdot \sqrt{\frac{2\rho}{\rho}} \quad (4.1)$$

Logo, a velocidade teórica é extraída pela equação simplificada da Lei de Bernoulli, mostrado pela Eq. (4.2).

$$V_{Teo} = \sqrt{\frac{2P}{\rho}} \quad (4.2)$$

Onde:

V_{Teo} = velocidade teórica do fluido;

P = pressão do fluido;

Tabela 3.4. Condições e parâmetros de corte.

Condição	Velocidade de corte Vc (m/min)	Avanço f (mm/rev)	Profundidade de corte ap (mm)	Concentração do fluido (%)		Vazão (l/min)	Velocidade do fluido (m/s)
Seco				-	-	-	-
Jorro				5	10	4,2	0,89
10 MPa	300	0,2	0,5	5	10	18	113
15 MPa				5	10	22	138
20 MPa				5	10	26	160

3.2. Máquinas e Equipamentos Utilizados

Os ensaios foram realizados em um torno equipado com comando numérico computadorizado (CNC), modelo Multiplic 35D, produzido pela empresa brasileira Indústrias ROMI S.A; com potência de 11 kW (15 cv), faixa de velocidade de 3 a 3000 rpm e avanço rápido longitudinal (eixo Z) de 10 m/min e avanço rápido transversal (eixo X) também de 10 m/min. O sistema de refrigeração desta máquina consistia em uma bomba centrífuga de 0,2 MPa e um reservatório de 220 litros. Como este torno não possuía um sistema de aplicação de fluido de corte a alta pressão, foi necessário realizar uma adaptação na máquina para torná-la apta a receber a unidade de alta pressão. Desta forma, foi instalada e adaptada, ao lado do torno Multiplic 35D, uma unidade de bombeamento e armazenamento de fluido de corte a alta pressão, denominada *HypersonTM*, modelo HVC 20, fabricada pela empresa americana *Kennametal*, com painel de funcionamento independente ao torno.

A potência máxima de funcionamento da unidade de alta pressão é de aproximadamente 15 kW (20 cv) e com tanque do reservatório com capacidade de armazenar 120 litros. Segundo Ringler (1988), por meio de uma bomba de pistões axiais, a *HypersonTM* possibilitava bombear fluido de corte à pressão máxima de 20,68 MPa (206,8 bar ou 3000 psi) e pressão mínima de 10,34 MPa (103,4 bar ou 1500 psi). Entretanto, foram utilizadas nesta pesquisa pressões de 10 MPa a 20 MPa, e estes valores foram conferidos através de dois manômetros, um instalado na saída da bomba de pistões axiais e outro na entrada do porta ferramenta. São mostrados nas Figuras 3.3 e 3.4 fotografias do torno CNC e da unidade de alta pressão, respectivamente.

O fluido de corte à alta pressão era então escoado por uma tubulação flexível, reforçada internamente por malhas de aço, da unidade de alta pressão até o porta ferramenta, por onde é direcionado para a região de corte. Esta tubulação era então conectada com o interior do torno pela parte traseira da máquina. As perdas de carga (perda de pressão) para este sistema foram mínimas. Após o fluido de corte à alta pressão ser aplicado durante os testes de usinagem, ele era alojado no reservatório do torno CNC. Então este fluido retornava para a unidade de alta pressão através de tubulações flexíveis e sua sucção feita por uma bomba centrífuga de 1,5 kW. Antes de o fluido retornar ao reservatório da unidade de alta pressão, o fluido passava por um filtro tipo peneira para garantir a retenção de possíveis fragmentos de cavacos fossem conduzidos até a bomba de alta pressão, o que, se ocorresse, poderia danificar os pistões da bomba.

Para garantir problemas de cavitação na bomba, o reservatório da unidade de alta pressão era mantido sempre no nível máximo de capacidade de volume. Este volume era garantido por um sensor de contato seco, que ao identificar o abaixamento do volume do reservatório, através de uma bóia de nível instalada em seu interior, acionava o funcionamento da bomba centrífuga, fazendo com que o fluido retornasse para o reservatório da bomba da unidade de alta pressão. Todo este sistema de garantia a re-utilização do fluido de corte sem perdas e desperdícios.



Figura 3.3 – Torno Romi 35D utilizado nos experimentos.

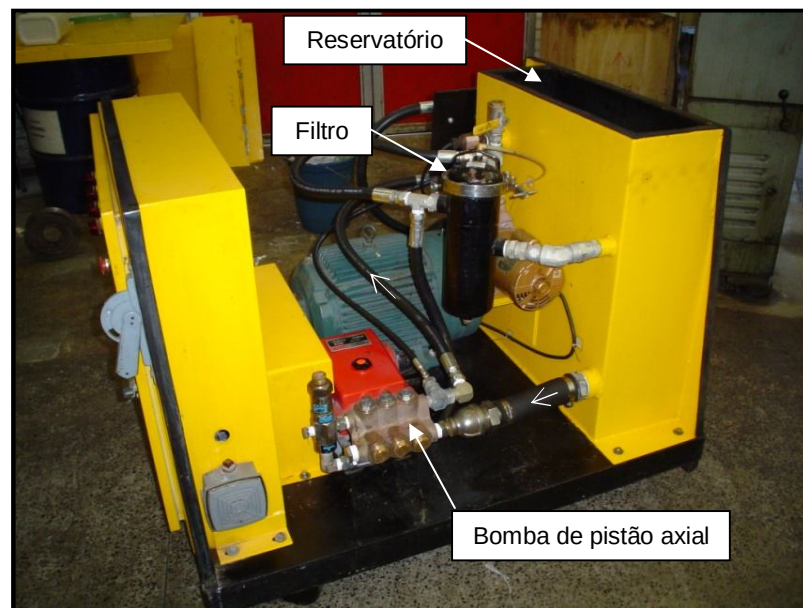


Figura 3.4 – Unidade de alta pressão *Hyperson™*.

É mostrado na Figura 3.5 o recinto interno do torno onde aparece a barra de material, a tubulação flexível conectada ao porta ferramenta (chegada do fluido de corte à alta pressão) e um manômetro de linha. Também nesta imagem é possível identificar o dinamômetro *Kistler* 9235B que foi utilizado para a aquisição da força de usinagem.

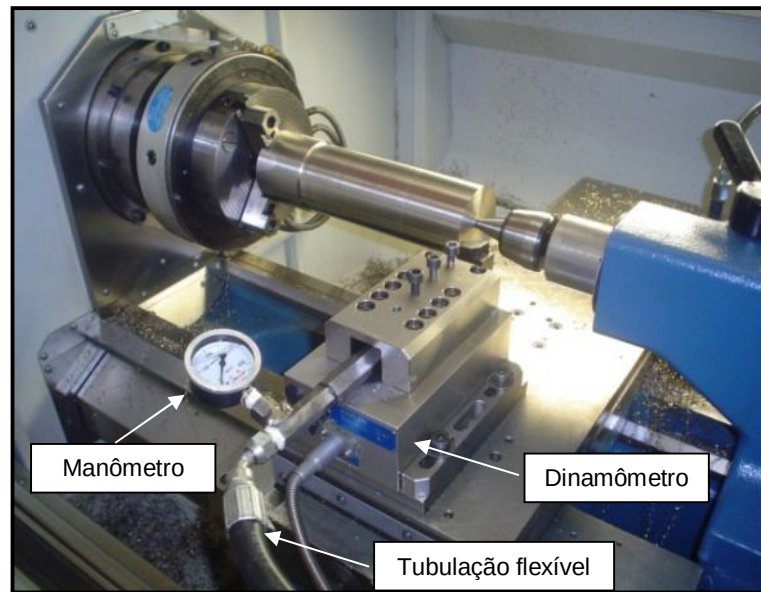


Figura 3.5 – Arranjo experimental necessário para o acesso à alta pressão.

Finalmente, o fluido escoar pelo interior do porta-ferramenta através de canais internos no porta ferramenta para ser aplicado na superfície de saída da ferramenta. Na parte frontal do porta-ferramenta, aproximadamente 2 mm acima do plano da superfície de saída da ferramenta, havia um orifício de 1,5 mm de diâmetro distanciados a 4 mm da ponta da aresta de corte. É mostrado na Figura 3.6 uma ilustração esquemática do porta ferramenta utilizada nos testes. O jato é direcionado para a ponta da aresta de corte, fazendo um ângulo de 18° com a superfície de saída. Os valores para estes comprimentos foram extraídos do trabalho de doutorado de Machado (1990) que usou o mesmo modelo de unidade de bombeamento de alta pressão e com a mesma especificação de portas ferramentas daqueles adotados neste trabalho.

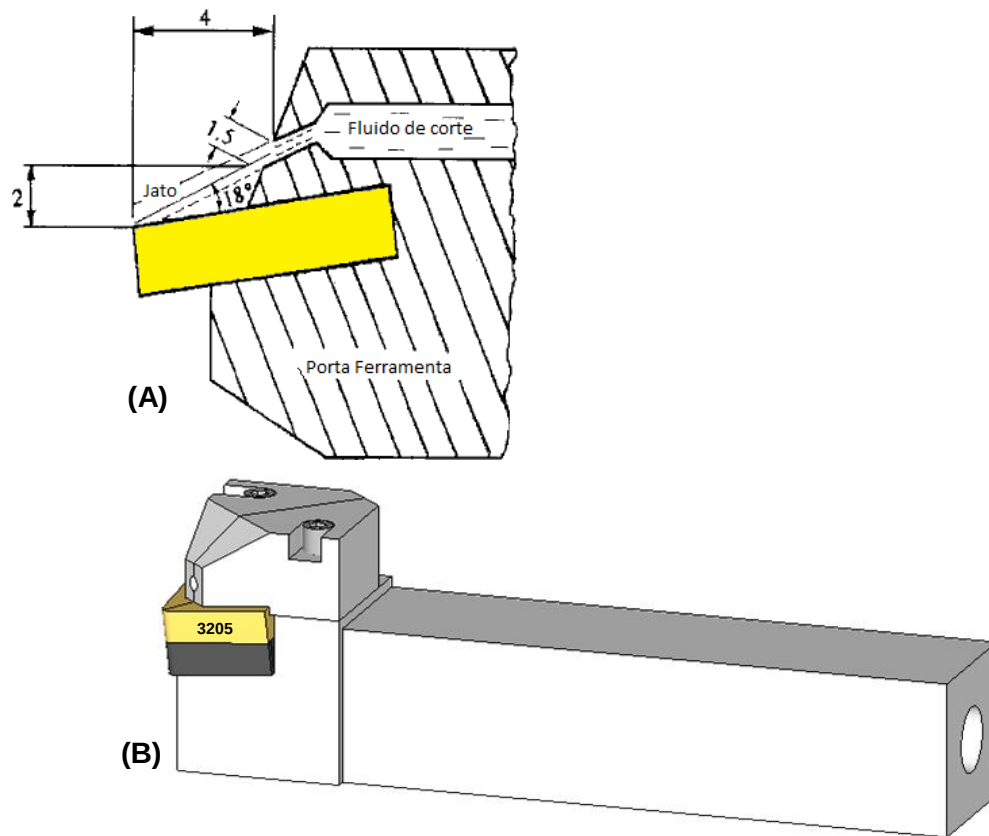


Figura 3.6 – Geometria do jato de fluido de corte (dimensões em mm) – A; Desenho do porta ferramenta especial – B. (Adaptado de Machado, 1990).

São mostrados nas Figuras 3.7 (a) e (b) imagens do momento em que o jato à alta pressão é formado. É detalhado na Figura 3.7 (a) o jato e a superfície de folga da ferramenta, o que representa a vista lateral do jato a alta pressão. É mostrado na Figura 3.7 (b) uma vista superior e superfície de saída da ferramenta.

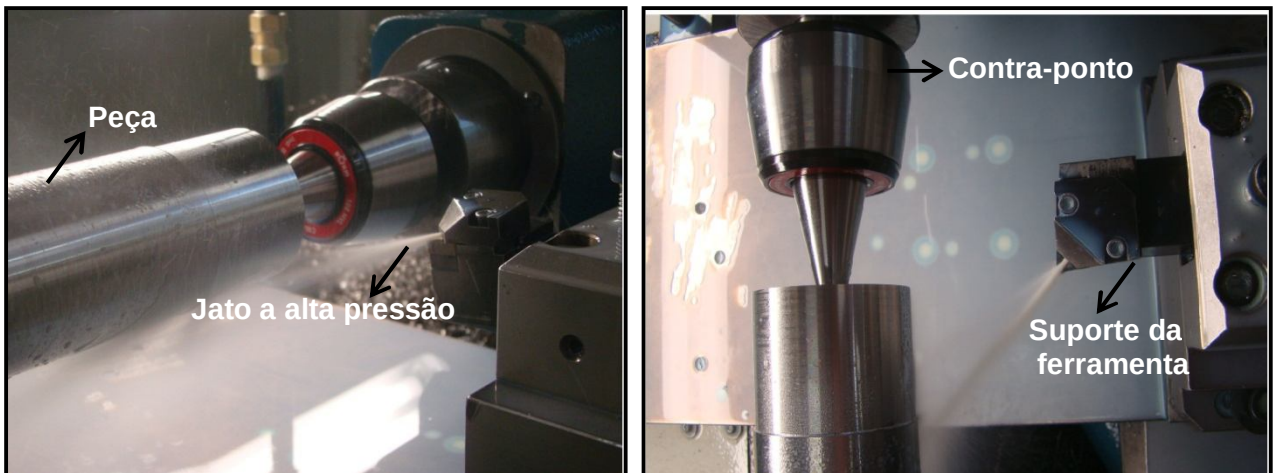


Figura 3.7 – Imagens do momento que o jato de fluido de corte à alta pressão é aplicado. Vista lateral do jato a alta pressão (a) e vista superior do jato a alta pressão saindo da ferramenta (b).

As ferramentas utilizadas foram pastilhas de metal duro, da classe K, fabricadas pela empresa SANDVIK, com especificação ISO CNMA 120404-KR3205. O porta ferramenta, fabricado pela empresa Kennametal, tinha especificação ISO: IICLNR-200D. O conjunto montado ferramenta-suporte, gerou a seguinte geometria: ângulo de folga de 7° ; ângulo de saída de negativo -7° , ângulo de inclinação negativo e ângulo de posição de 95° . O ângulo de ponta da ferramenta era de 80° . A Figura 3.8 ilustra a vista do plano ortogonal da ferramenta e mostra a imagem da ferramenta montada no suporte formando um ângulo de saída negativo de -7° .



Figura 3.8 – Ilustração do porta-ferramenta/ferramenta que gerou ângulo de saída negativo.

3.3. Medição do Desgaste e do Comprimento de Contato Cavaco-Ferramenta

Os desgastes de flanco das ferramentas foram medidos por meio de um estéreo microscópio da marca *Olympus* modelo SZ 61/LG-OS2 com um aumento máximo de 45 vezes. Foi utilizado um *software* (*Image Express*) para mensurar o comprimento de desgaste de flanco máximo. Para o teste de vida da ferramenta foi adotado como critério de fim de vida quando a ferramenta atingisse um comprimento usinado de 1350 mm, resultado depois de completado 10 passes. Os valores de desgaste de flanco e cratera medidos no final da vida da ferramentas (ao final de 10 passes) eram considerados para quantificar a usinabilidade. Entretanto, o desgaste de flanco foi monitorado durante, todo o teste, com medições ao final de cada passe.

Para mensurar a profundidade do desgaste de cratera, foi então utilizada uma máquina modelo TESA-VISIO 200 para a medição do desgaste de cratera. Este equipamento incide um feixe de luz em duas superfícies com altura de níveis diferentes. Os valores das coordenadas de posicionamento de profundidade das superfícies avaliadas são armazenadas e tratadas em um software de análise de imagens denominado TESA VISTA 2.0.2. Este *software* por sua vez informa a variação da coordenada Z medida, ou seja, o comprimento da profundidade da cratera ao plano da superfície de saída da ferramenta. Este valor representa o desgaste de cratera quando parte do material da ferramenta é arrancado durante o escoamento do cavaco na interface cavaco-ferramenta. Os valores da profundidade do desgaste de cratera, após as ferramentas atingirem o critério de fim de vida, estão apresentados no gráfico da Fig. 4.37. Em cada condição de usinagem foi, conforme já informado, um teste seguido de uma réplica. A medição do comprimento do desgaste de cratera foi feito em dois pontos de cada um dos testes e em suas respectivas réplicas. Logo, os valores nesta figura mostram uma média de quatro medições realizadas.

Foi possível avaliar também, por meio de um microscópio eletrônico de varredura da fabricante Hitachi, modelo TM 3000, os mecanismos de desgastes mais evidentes nas ferramentas. É mostrado na Figura 3.9 uma fotografia do estéreo microscópio utilizado para a medição do comprimento do desgaste nas ferramentas de corte e a Fig. 3.10 o microscópio eletrônico de varredura utilizado para identificar os mecanismos de desgastes mais evidentes.

Para a medição da comprimento de contato cavaco ferramenta também foi utilizado o microscópio eletrônico de varredura Hitachi modelo 3000. Com aumento de 100 vezes e através de recursos de contraste e brilho permitido pelo este equipamento foi possível identificar as marcas deixadas pelo cavaco durante seu escoamento pela superfície de saída da ferramenta e, então, mensurado seu comprimento.

Um trabalho paralelo, realizado no Centro de Pesquisa em Materiais do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Espírito Santo (UFES) foi realizado com o intuito de mensurar então a área de contato cavaco-ferramenta. Foram realizadas imagens utilizando eletroscopia de feixe de elétrons retro espalhados (BSE do inglês *backscattered electron detection*). Além deste trabalho foi investigado também neste Centro de Pesquisa a composição química do material identificado e aderido sobre a superfície de saída através espectroscopia de energia dispersiva por raio-X (EDX do inglês *energy dispersive X-ray spectroscopy*).

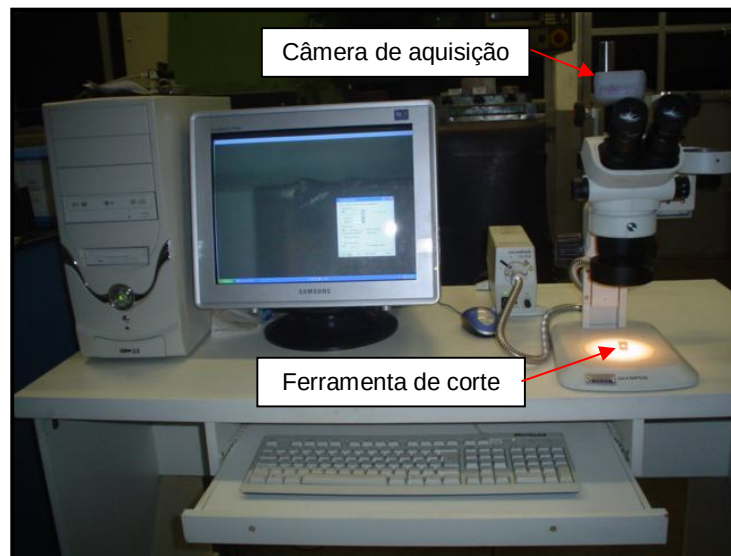


Figura 3.9 – Estéreo microscópio *Olympus* modelo SZ 61/LG-OS2.

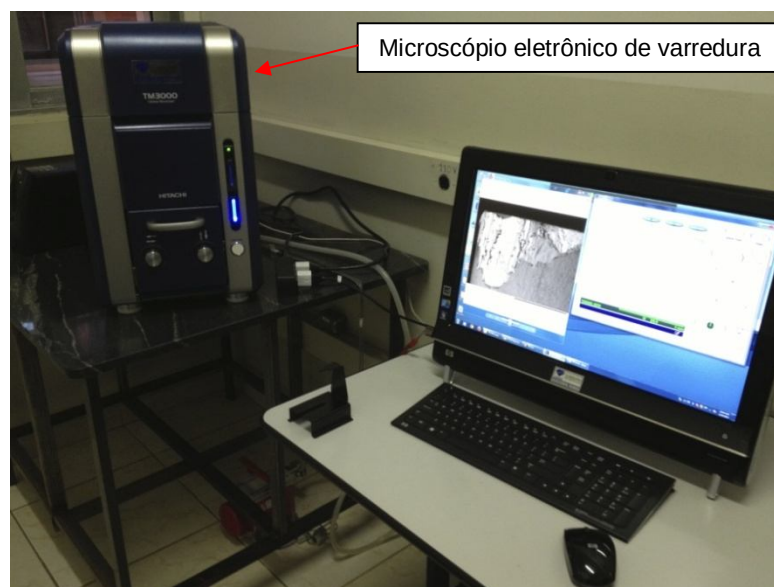


Figura 3.10 – Microscópio eletrônico de varredura *Hitachi* modelo TM 3000.

3.4. Medição da Força e Potência de Usinagem

As componentes das forças de usinagem (F_x , F_y e F_z) foram medidas por um dinamômetro piezoelétrico (Kistler 9265B) e com amplificador de sinais (Kistler 5019A), ambos equipamentos fabricados pela *Klister Instruments*. Para a aquisição de sinais foi necessário uma placa de aquisição de sinais da *National Instrument*, modelo: NI PCI-6036E e software da *National Instrument*, *Labview 7.6*. Feita a calibração do sistema de aquisição de sinais, os dados puderam ser cuidadosamente coletados e exportados para um computador para serem analisados. Almeida et al. (2011) e Santos et al (2011b) também quantificaram as componentes das forças de usinagem da mesma forma como foi descrito neste trabalho.

A potência de usinagem foi monitorada utilizando um sensor de efeito Hall - com três condicionadores de sinal de potência (CSCi) e três condicionadores de sinal de voltagem (VSCi) conectados respectivamente às três fases elétricas que alimentam o motor elétrico principal do torno CNC. Esta aquisição de sinal de potência elétrica está descrita no trabalho de doutorado de Santos (2012), no qual o autor descreveu sistematicamente os procedimentos e a forma de calibração para a aquisição deste tipo de sinal. Durante o processo de usinagem os sinais das componentes das forças de usinagem e os sinais de voltagem e corrente elétrica foram simultaneamente adquiridas usando a mesma placa de aquisição de dados mencionada no parágrafo anterior. Todos estes sinais foram adquiridos por um período de 5 segundos e com taxa de aquisição de 6 kHz. Todos os sinais eram enviados, avaliados e armazenados em um computador. É mostrado na Figura 3.11 uma foto dos equipamentos necessários para a aquisição e tratamento dos dados dos sinais de força e potência de usinagem.

3.5. Medição da Rugosidade

Os parâmetros de rugosidade medidos foram a rugosidade média (R_a), rugosidade média quadrática (R_q) e rugosidade máxima (R_z). Para tal medição foi utilizado um rugosímetro portátil com apalpador da marca *Mitutoyo* modelo SJ-201 com ponta de diamante. O comprimento de amostragem (*cut-off*) foi de 0,8 mm. A medição da rugosidade foi realizada na posição perpendicular às marcas de avanço, ao longo de nove segmentos na superfície cilíndrica da peça usinada, paralelos à direção do eixo da mesma, no sentido de encontro a placa do torno. Estas nove medições ocorreram em três regiões distintas da barra, sendo três próximas ao início (próximo ao contra-ponto), três medições na região mediana do comprimento da barra e três medições no fim da barra, parte próxima à castanha pneumática do torno. Para

garantir a precisão dos dados coletados durante a medição da rugosidade, o rugosímetro foi calibrado usando um bloco padrão para calibração específica para o determinado equipamento. É mostrado na Figura 3.12 uma foto do equipamento utilizado para a medição da rugosidade utilizado após cada passe de usinagem. Sempre que a parada para medição do desgaste da ferramenta era feita, os dados da rugosidade eram coletados em seguida.

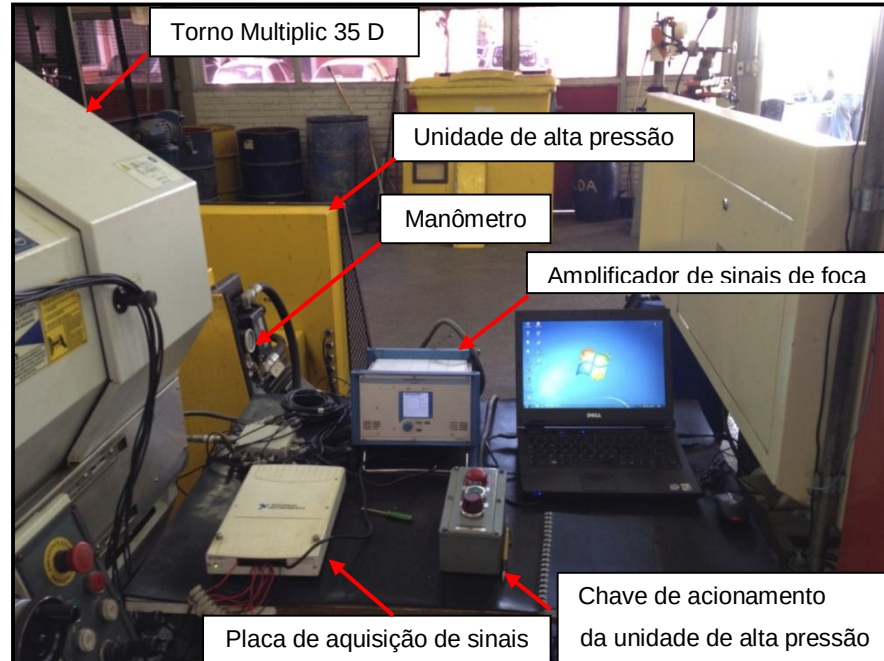


Figura 3.11 – Sistema de aquisição do sinal de força e potência.

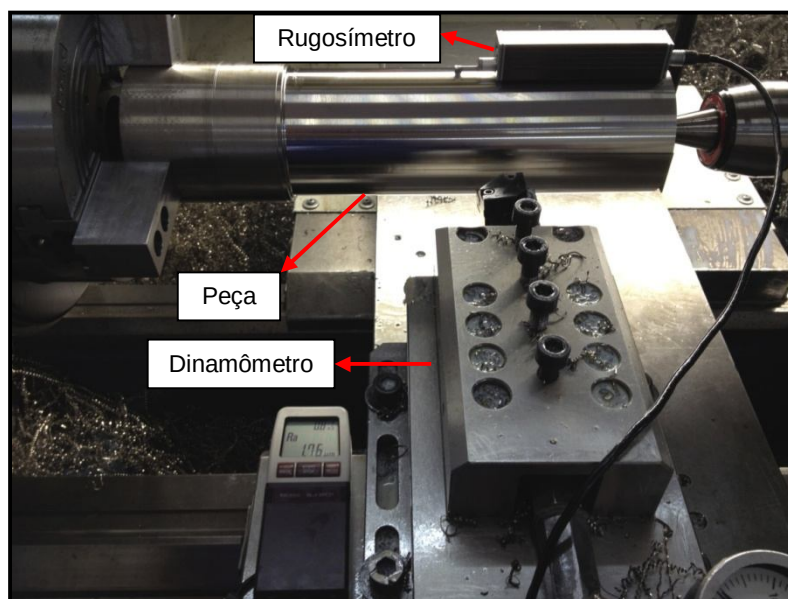


Figura 3.12 – Rugosímetro portátil utilizado para medição da rugosidade.

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo serão apresentados e analisados os resultados dos ensaios de torneamento do aço inoxidável austenítico ABNT 316UF com o uso de fluido de corte aplicado à alta pressão, na forma de jorro e na condição a seco. Foram investigadas as seguintes grandezas: forma e mecanismo de desgaste nas pastilhas de metal duro revestidas, avaliação do comprimento e da área de contato cavaco-ferramenta, rugosidade superficial da peça, força e potência de usinagem, o fenômeno da formação do cavaco e medição da microdureza em seções transversais da peça usinada.

4.1 Avaliação da Rugosidade Superficial e Microdureza

Para a aquisição dos resultados de rugosidade da superfície usinada, foi necessário configurar o rugosímetro para um *cut-off* de 0,8 mm, recomendado para um perfil periódico com distância entre sulcos de 0,1 mm a 0,32 mm. Com este comprimento de amostragem, que corresponde a cada trecho utilizado no cálculo dos parâmetros de rugosidade, ficou assegurada a significância estatística sem incluir detalhes desnecessários. São apresentados nas Figuras 4.1 e 4.2 os resultados de rugosidade média (R_a) da superfície usinada com diferentes condições de lubri-refrigeração. Os parâmetros de corte utilizados foram: velocidade de corte de 300 m/min, profundidade de corte de 0,5 mm e avanço de 0,2 mm/rev. Para esta etapa foi feito um teste seguido de uma repetição e cada medição da rugosidade foi realizada após atingidos 540 mm de comprimento usinado. Os testes eram encerrados quando completados 2700 mm. A medição da rugosidade foi realizada longitudinalmente à peça em três pontos equidistantes do comprimento de corte, sendo: três medições próxima à parte da barra apoiada ao contra-ponta,

três medições no meio da barra e as três medições próximas à parte da barra que estava presa à placa do torno.

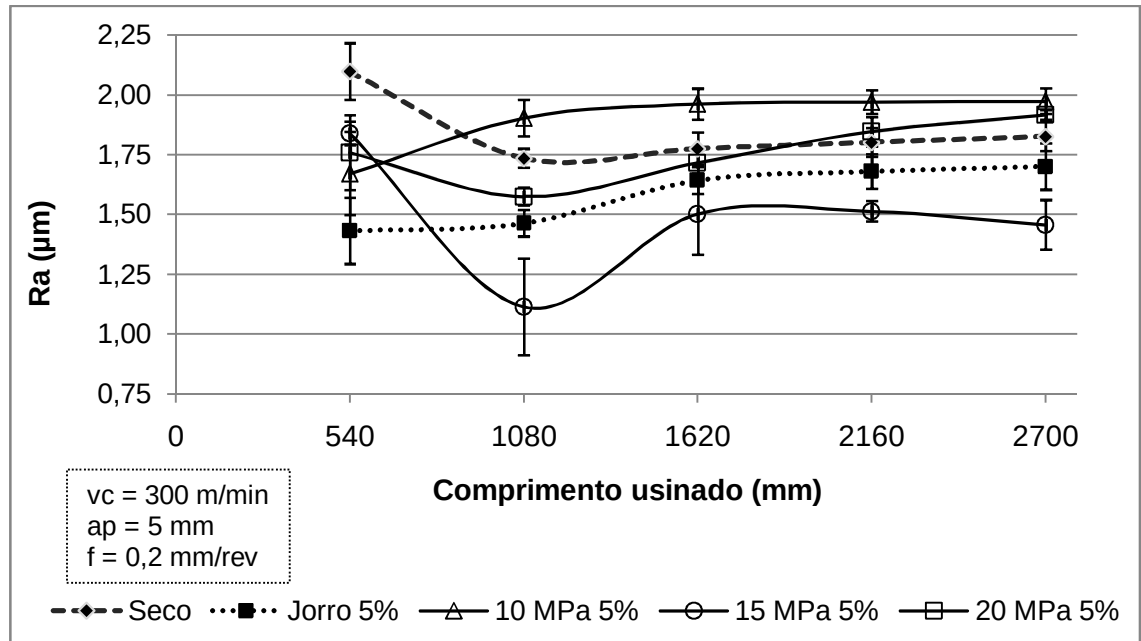


Figura 4.1 – Valores da rugosidade média (Ra) obtidos durante a usinagem com a utilização de fluido de corte (concentração de 5%) e a usinagem a seco.

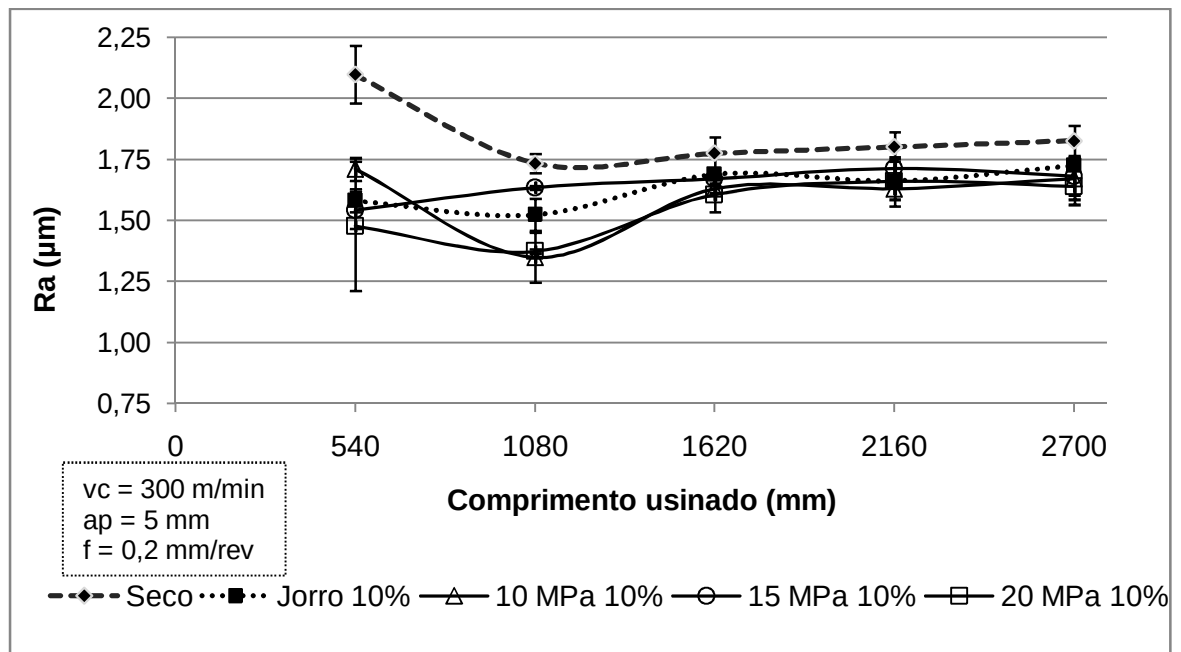


Figura 4.2 – Valores da rugosidade média (Ra) obtidos durante a usinagem com a utilização de fluido de corte (concentração de 10%) e a usinagem a seco.

Os valores da rugosidade média apresentados nas figuras 4.1 e 4.2 mostraram que o método de aplicação de fluido de corte teve pouca influência no acabamento superficial. Apenas a rugosidade para a condição de 5 % de concentração do fluido de corte aplicado à alta pressão de 15 MPa demonstrou ser ligeiramente maior que as demais condições.

O porta ferramenta utilizado nesta pesquisa, quando montado no dinamômetro, ficava com um comprimento de 50 mm em balanço. Este valor foi mantido constante em todos os testes, uma vez que o fabricante do dinamômetro recomenda que seja obedecida esta distância durante a aquisição dos sinais de forças, configuração utilizada na calibração do dinamômetro. Isto pode ter provocado uma certa instabilidade da rigidez durante a usinagem, principalmente quando o jato do fluido à alta pressão foi aplicado, prejudicando a qualidade da rugosidade superficial. Forças de reações no porta ferramenta surgem quando o fluido pressurizado desloca-se pelos canais internos do porta ferramenta. Estas forças, que podem afetar a rugosidade, puderam ser quantificadas e serão apresentadas e discutidas mais adiante ainda neste trabalho.

São mostrados pelas Figuras 4.3, 4.4 e 4.5 imagens, ampliadas em 100 e 400 vezes, da superfície usinada em condições a seco e com aplicação de fluido de corte à alta pressão em diferentes concentrações. As amostras foram selecionadas sempre, no final do último passe, ou seja, a última medida feita da rugosidade. As superfícies geradas apresentam marcas de avanço bem definidas e uniformes. Na figura 4.3, usinagem a seco, existem evidências de pontos localizados de deformação plástica da peça e também de material aderido. Dahlman e Escursell (2004) também encontraram fragmentos do cavaco aderidos na superfície usinada nos testes realizados sem fluido de corte. Este material são rebarbas formadas durante a usinagem na região da aresta secundária de corte, onde a ferramenta perde contato com a peça. São rebarbas definidas como rebarbas de *poison* (KAMINIZE, 2004). Em alguns trabalhos este material é definido como “*side flow*” (DA SILVA; 1998)

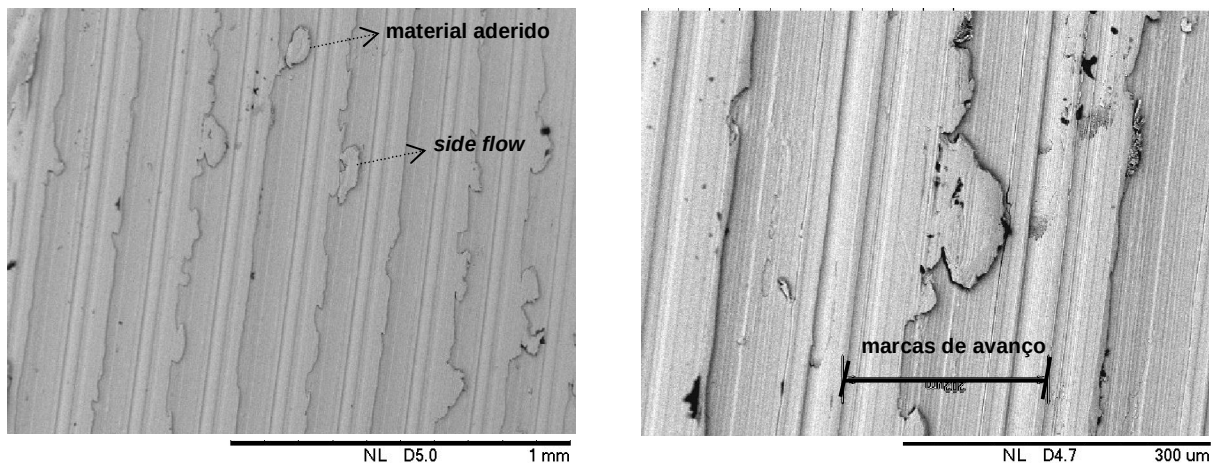


Figura 4.3 – Superfícies das amostras do aço inoxidável austenítico ABNT 316 UF geradas após a usinagem a seco com ferramenta de metal duro. ($v_c = 300$ m/min; $a_p = 0,5$ mm; $f = 0,2$ mm/rev).

No trabalho de Da Silva (2006) o autor apresentou diversas imagens da superfície da liga Ti6Al4V, usinada com treze diferentes tipos de materiais de ferramentas de corte, com aplicação de fluido de corte à alta pressão e com jorro. Não foi observado em seus experimentos marcas de vibrações ou rasgos na superfície usinada para os testes realizados com ferramentas de metal duro. O autor avaliou que as superfícies usinadas com ferramentas de metal e com o uso da técnica de aplicação de fluido de corte à alta pressão mantiveram-se aceitáveis segundo as exigências e padrões estabelecidos pela indústria aeronáutica.

Para complementar os valores da rugosidade média, outro parâmetro de rugosidade foi também medido, a rugosidade máxima (R_z). A seguir são apresentados os valores das rugosidades R_a e R_z para as condições a seco e de lubri-refrigeração proposta nesta pesquisa, porém com velocidade de corte de 300 m/min e 400 m/min. Estão mostrados nas figuras 4.6 e 4.7 respectivamente os valores de rugosidade para esta condições. Estes valores da rugosidade foram extraídos após a ferramenta completar um passe de 270 mm.

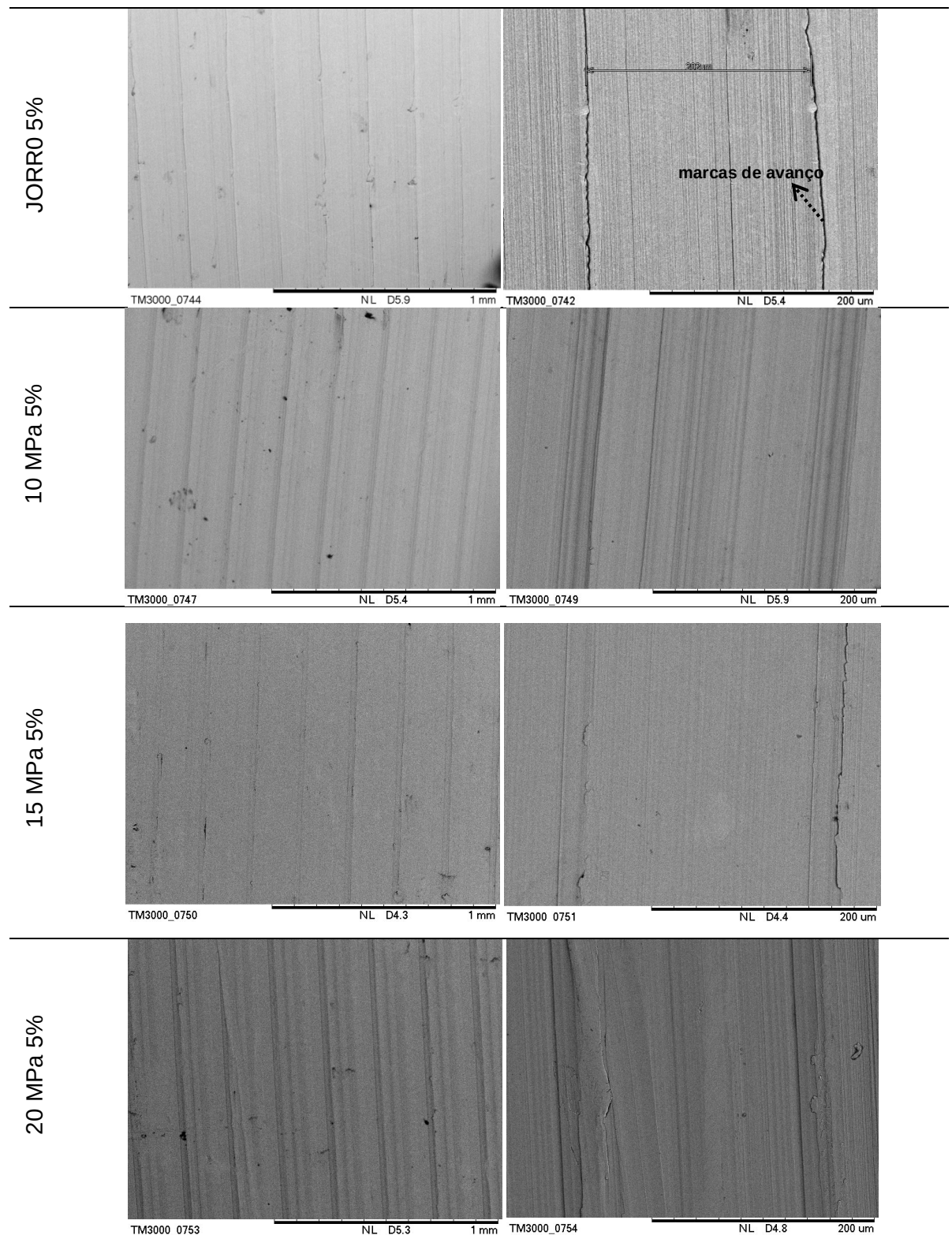


Figura 4.4 – Superfícies do aço inoxidável austenítico ABNT 316 UF geradas após a usinagem com aplicação de fluido de corte com 5 % de concentração.

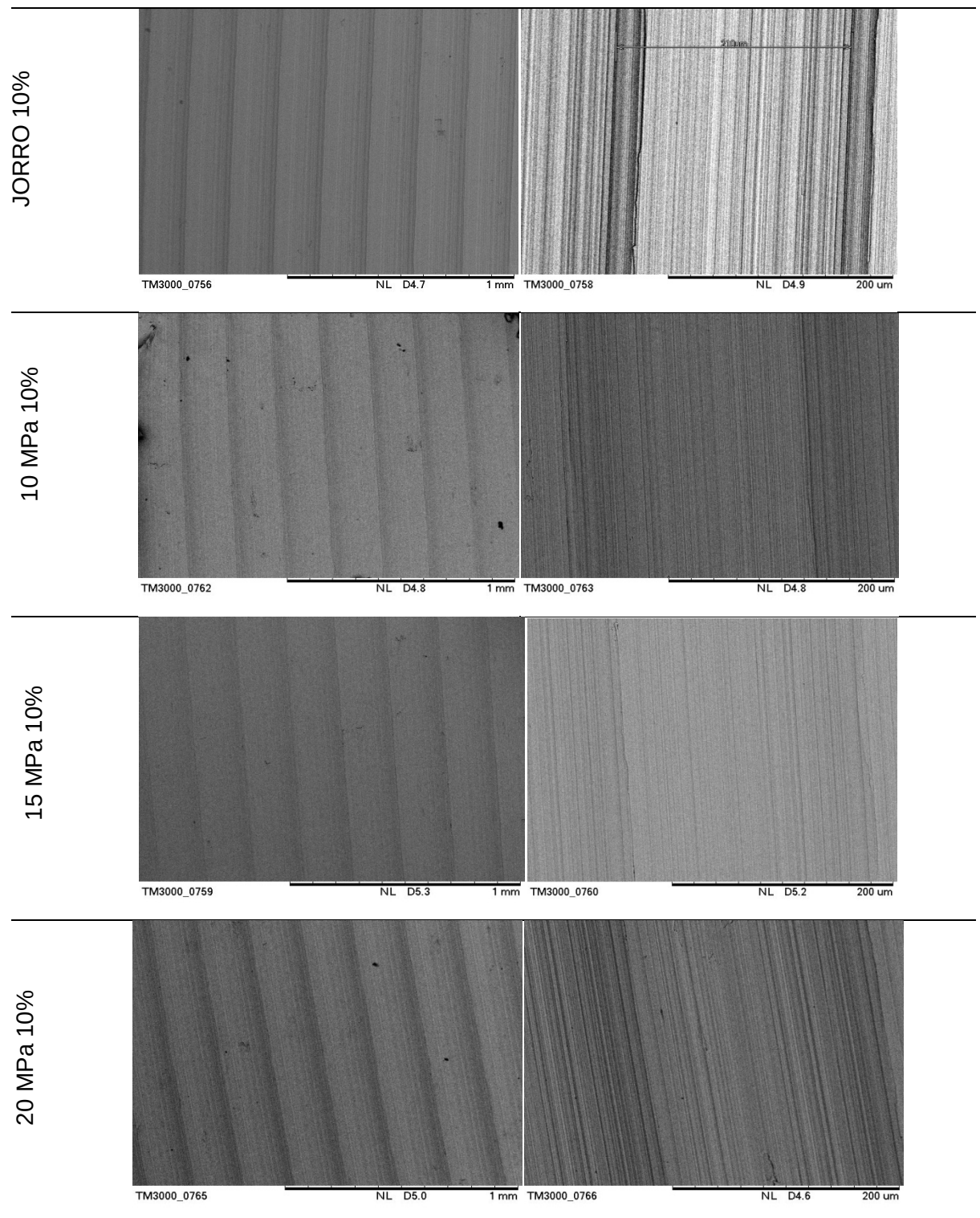


Figura 4.5 – Superfícies do aço inoxidável austenítico ABNT 316 UF geradas após a usinagem com aplicação de fluido de corte com 10 % de concentração.

Para cada condição foram feitas duas réplicas e todo o ensaio foi realizado com ferramenta nova. Assim, foi evitada a influência do desgaste da aresta de corte no acabamento superficial. Lembra-se aqui que o avanço da ferramenta por revolução da peça e o raio de ponta da ferramenta mantiveram-se constantes. Segundo Diniz et al. (2006) estes são os dois principais parâmetros que afetam o acabamento da superfície usinada.

Como pode ser notado pelas Fig. 4.6 e 4.7, aconteceram pequenas dispersões nos resultados da rugosidade quando foi aplicado fluido de corte em todas as condições. Para a velocidade de corte de 300 m/min a condição a seco apresentou os menores valores de parâmetro de rugosidade. Micaroni (2006) explica que quando o fluido de corte é aplicado no processo de torneamento, seja através da alta pressão ou na forma de jorro, um rápido resfriamento do cavaco pode possivelmente aumentar a energia necessária para a realização do cisalhamento, contribuindo para a deterioração da rugosidade. Embora o endurecimento do cavaco ocorresse majoritariamente na condição a seco, houve uma certa dificuldade na quebra do cavaco devido à instabilidade proporcionada pela alta pressão do fluido de corte. Isto pode ter feito com que o cavaco ficasse preso intermitentemente entre a ferramenta e a peça, agravando a rugosidade.

Os valores da rugosidade não sofreram abrupta redução quando a velocidade de corte foi aumentada de 300 m/min para 400 m/min. Há que se notar que a rugosidade foi ligeiramente menor para a condição de 400 m/min. Já era esperada uma menor rugosidade para a condição de maior velocidade de corte. Machado e Da Silva (2004) informam que a rugosidade sofre influência de vários parâmetros de usinagem, como por exemplo, a geometria da ferramenta de corte, a geometria da peça, a rigidez da máquina ferramenta, material da peça usinada, material da ferramenta e as condições de corte. Em geral o acabamento superficial melhora quando aumenta-se a velocidade de corte porque a aresta postiça de corte desaparece devido ao aumento da temperatura e há redução de forças para maiores velocidades de corte.

Em todos os testes a ferramenta manteve-se em bom estado durante a usinagem. Não foi registrado em nenhum momento o aparecimento de trincas ou lascamento na aresta de corte. Nas ferramentas de metal duro, o desgaste de flanco é geralmente maior que o desgaste de cratera (DINIZ et al., 2008). Porém, o revestimento da ferramenta nesta região da ferramenta permaneceu conservado. A presença da camada de nitreto de titânio, no revestimento da superfície de flanco da ferramenta facilitou a formação do cavaco e proporcionou um desgaste mais uniforme, o que gerou resultados de rugosidade bastante similares entre as condições de corte e de lubri-refrigeração avaliadas.

Análises dos parâmetros de rugosidade mostraram que a variação da concentração do fluido de corte não produziu mudanças significativas no acabamento superficial com o fluido aplicado na forma de jorro. Resultados semelhantes foram obtidos por Ezugwu et al. (2002).

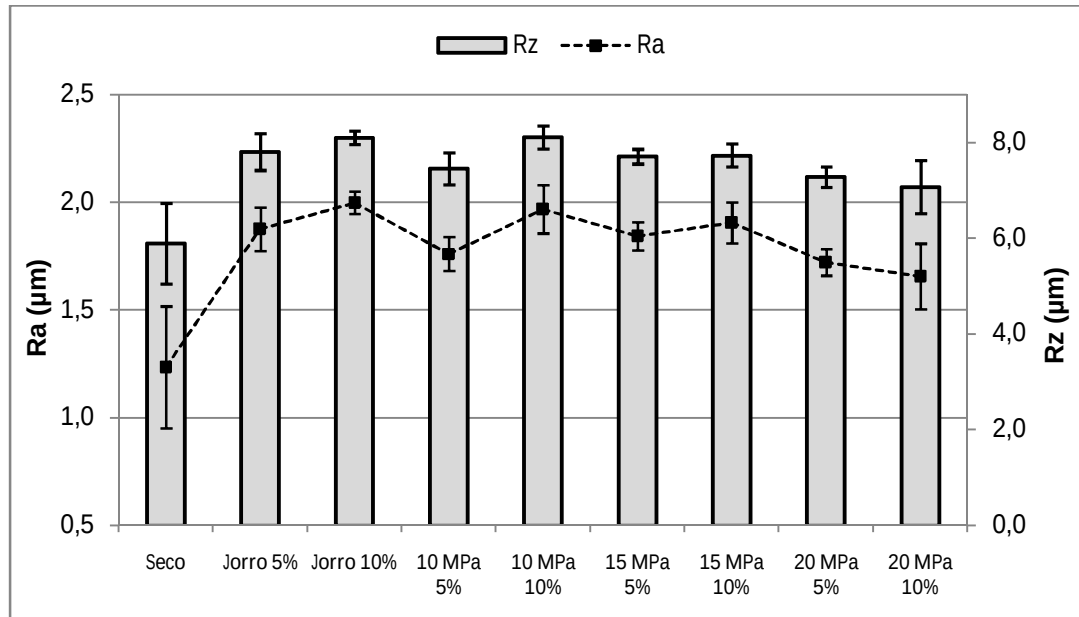


Figura 4.6 – Valores de Ra e Rz ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).

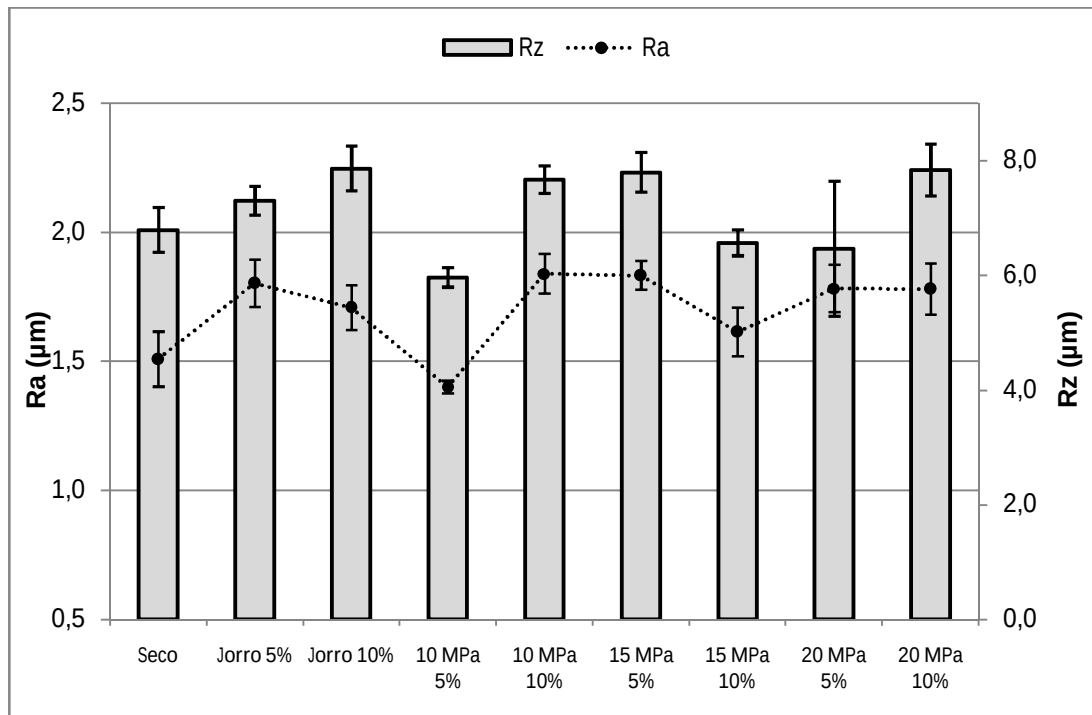


Figura 4.7 – Valores de Ra e Rz ($v_c = 400$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).

Estão mostrados nas Figuras 4.8 e 4.9 os valores da microdureza Vickers registrados a partir da superfície usinada até 0,5 mm abaixo desta. Note que é mostrado também em cada um destes gráficos o valor da microdureza média do material usinado. Esta medida foi extraída de todas as amostras em uma região distante de 1 mm da superfície usinada. A superfície usinada por sua vez foi extraída da peça, através de um corte no meio da barra, após completados 270 mm de comprimento usinado sempre com ferramentas novas. Para cada uma das condições investigadas era então extraída uma amostra, e nela foram feitas três endentações equidistantes para a obtenção dos valores da microdureza.

O efeito da deformação plástica e o aumento das tensões residuais presentes na superfície usinada podem causar encruamento próximo à superfície usinada. Pode ser atribuído ao encruamento um aumento da densidade de discordâncias devido à deformação plástica, consequentemente poderá levar a um aumento gradual da dureza da superfície deformada (ISLAN et al., 2011). De acordo com Ezugwu et al. (2003b) este efeito é proeminente em estruturas austeníticas, sendo que o aumento da dureza e a profundidade da camada afetada sofrem influência da ação da temperatura de usinagem o que permite o aumento de atividades térmicas na matriz do material. A evidência de encruamento da superfície usinada pode ser comprovada avaliando o valor da microdureza em uma região aproximadamente 0,2 mm abaixo da superfície usinada. Estes resultados são semelhantes aos encontrados por Ezugwu et al. (2005b). Nesta região, em todas as condições, o valor da microdureza manteve-se maior que a microdureza média do material da peça.

Em todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas o comportamento da alteração da microdureza foi similar. Desta forma, não é possível afirmar que a ação do fluido de corte aplicado à alta pressão ou na forma de jorro foi eficiente para evitar tais alterações. Chama a atenção para a curva que representa o fluido aplicado com pressão de 10 MPa e 5% de concentração. Novos testes devem ser realizados para melhor esclarecer este comportamento, mas é possível que a heterogeneidade da dureza do material possa ter afetado os resultados para esta condição, mascarando o real comportamento da microdureza para esta condição.

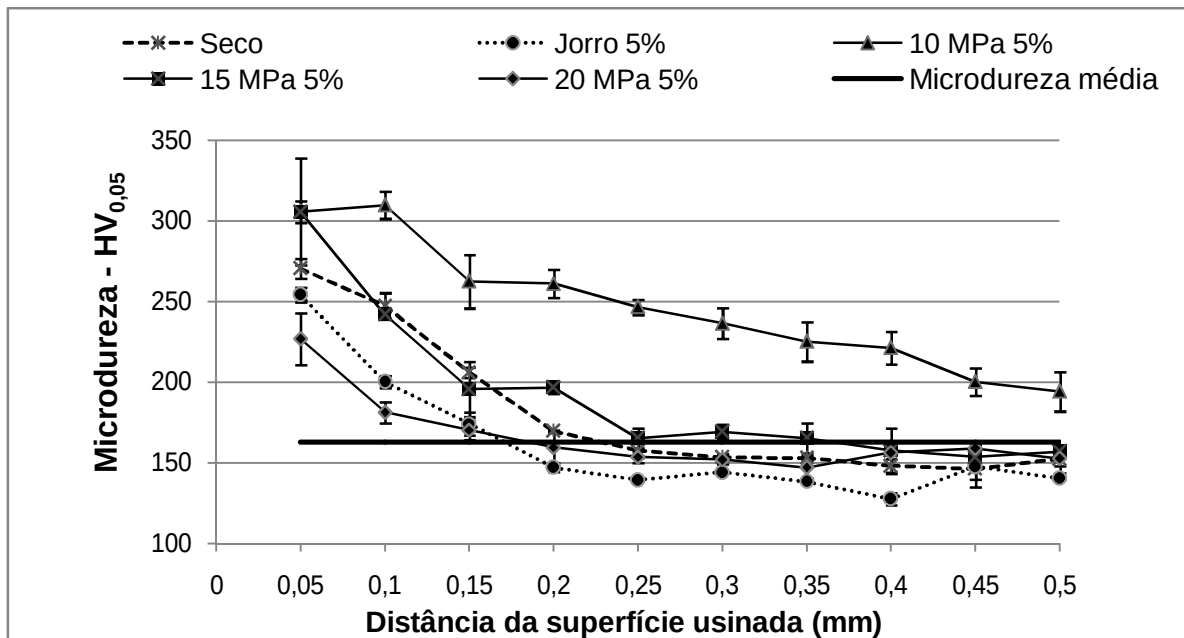


Figura 4.8 – Variação da microdureza da superfície usinada com aplicação de fluido com concentração de 5 % ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).

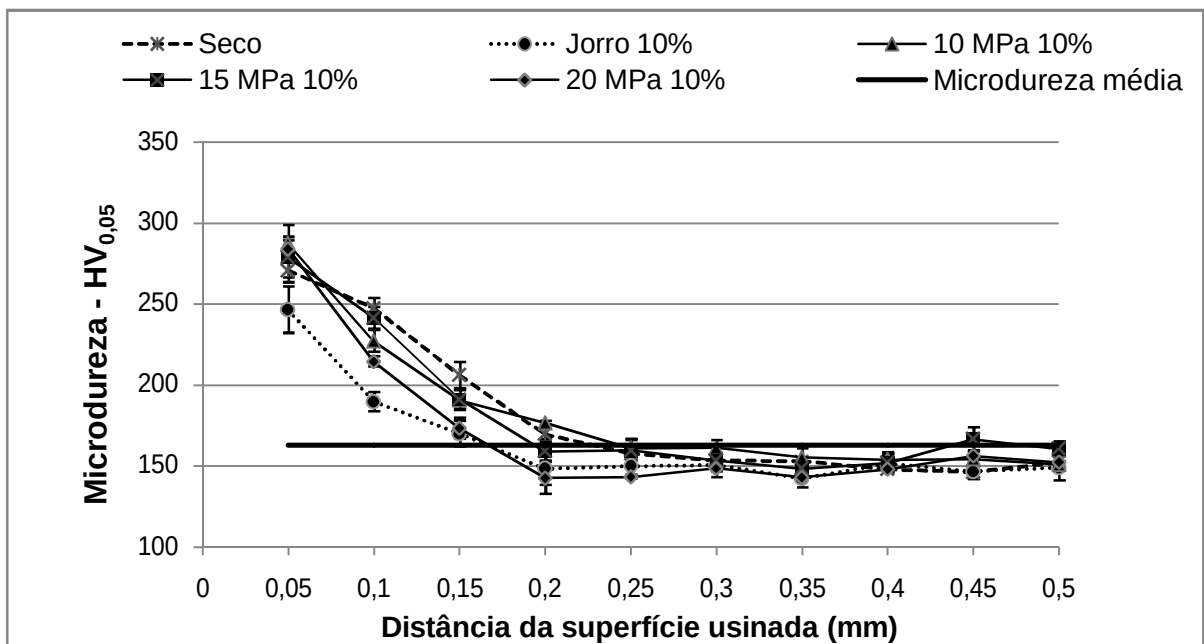


Figura 4.9 – Variação da microdureza da superfície usinada com aplicação de fluido com concentração de 10 % ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).

São mostrados pelas Figuras 4.10 e 4.11 a microestrutura austenítica e as marcas das endentações após a medição da microdureza abaixo da superfície usinada. No aço inoxidável austenítico, a austenita não sofre decomposição significativa. Assim, a estrutura austenítica obtida no trabalho a quente é praticamente definitiva. O tratamento térmico usual nos materiais forjados e laminados é tratamento de solubilização, para dissolver carbeto nocivos à resistência à corrosão. O tamanho e a forma dos grãos austeníticos não são afetados por este tratamento, a menos que o material tenha sido submetido ao trabalho a frio (COLPAERTE, 2008).

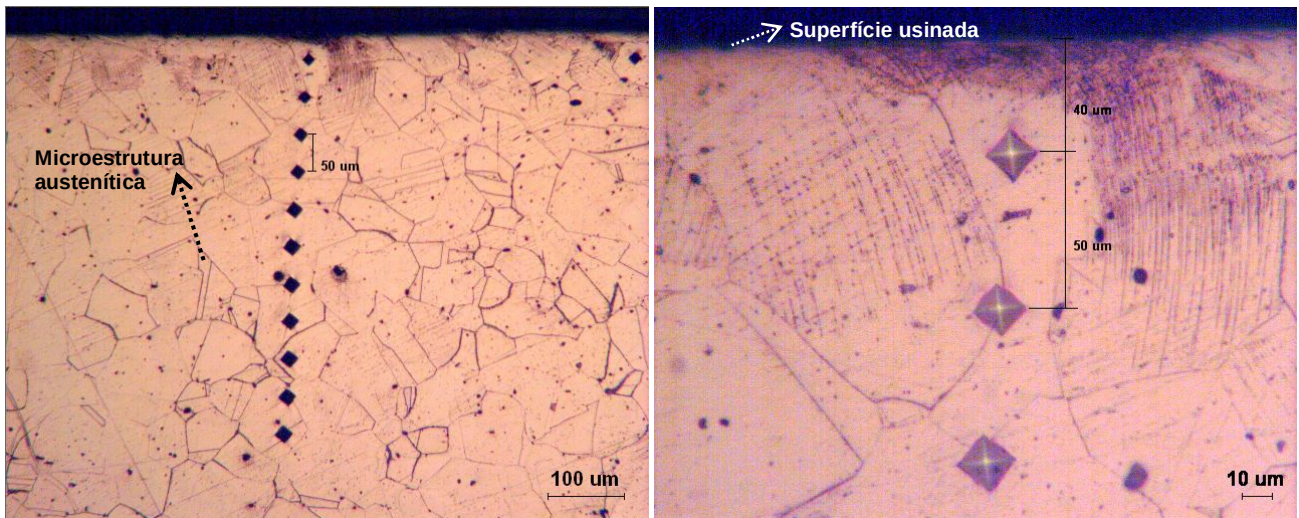


Figura 4.10 – Microestrutura da superfície usinada com aplicação de fluido de corte em jorro com 5% ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).

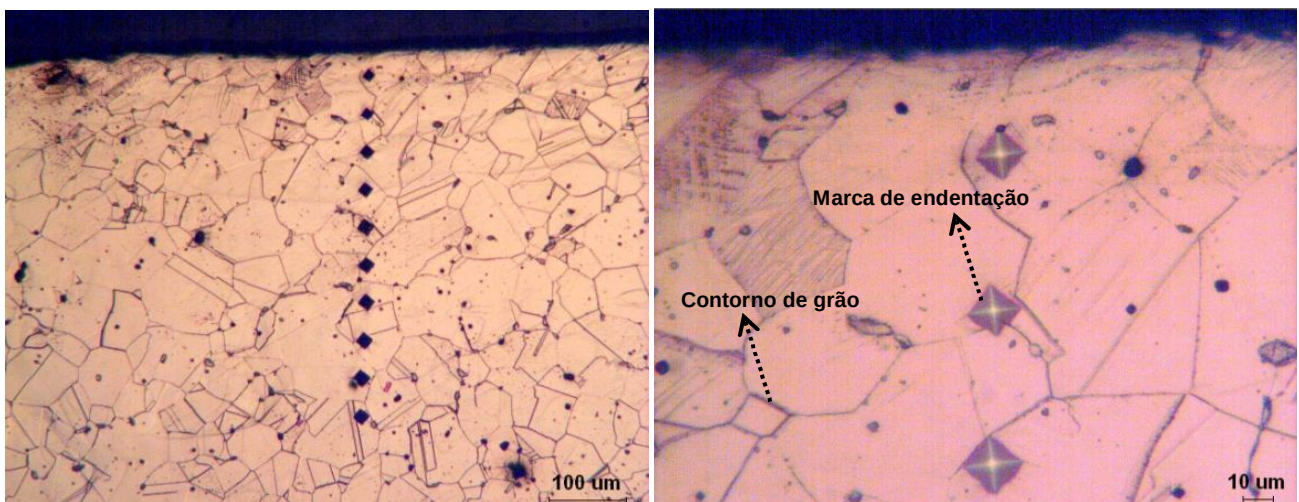


Figura 4.11 – Microestrutura da superfície usinada com aplicação de fluido com 15 MPa e 5% ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).

4.2 Força e Potência de Usinagem

Ao iniciar a apresentação dos resultados de força e potência de usinagem, será feita uma breve discussão sobre o comportamento dos esforços gerados no porta ferramenta ao aplicar o fluido de corte à alta pressão. A técnica adotada nesta pesquisa para este tipo de fornecimento de fluido de corte consiste basicamente em conduzir o fluido de corte bombeando-o do reservatório ao porta ferramenta. Este bombeamento é feito através de tubulações flexíveis com as paredes internas reforçadas com malhas de aço e uma bomba de pistão axial que é acionada por um motor elétrico de aproximadamente 15 KW (20 HP). O fluido de corte é conduzido à alta pressão até o porta ferramenta, que por sua vez possui um bocal, de 1,5 mm de diâmetro, direcionado para a superfície de saída da ferramenta. O jato é alinhado a atingir a ponta da ferramenta e a região de formação do cavaco.

É mostrado na Figura 4.12 as forças registradas pelo dinamômetro durante o período que o fluido escoar pelos canais internos do porta ferramenta até ser expelido para a região de corte. Machado (1990) em seus experimentos observou que estas forças poderiam mascarar seus resultados da medição de força de usinagem e optou em não mensurar esta grandeza física. O autor optou em avaliar os esforços de usinagem através da investigação da potência elétrica consumida pela máquina durante a usinagem com fluido de corte à alta pressão. Ao realizar a leitura dos trabalhos de Bonney (2004) e a pesquisa de Da Silva (2006) foi verificado que as forças de usinagem poderiam ser uma valiosa ferramenta para entender os benefícios que o fluido de corte aplicado à alta pressão desempenharia na usinagem. Os autores mediram os valores das forças de corte e de avanço durante seus experimentos, mas avaliaram separadamente a força de reação no porta ferramenta sem a usinagem, apenas devido ao escoamento do fluido à alta pressão. Segundo eles, esta força deveria ser considerada nos cálculos dos esforços de usinagem. Da Silva et al. (2013) publicou os valores das forças inerentes associadas ao jato à alta pressão sem qualquer ação da usinagem. Neste trabalho os autores indicaram que as forças a serem descontadas seriam: 12 N, 15 N e 40 N para a pressão do fluido de corte respectivamente de 7 MPa, 11 MPa e 20.3 MPa. Estes valores correspondem à direção da componente da força de corte.

Portanto, nesta pesquisa optou-se em medir as componentes das forças de usinagem através de um dinamômetro com plataforma piezoelétrica e também medir o sinal da potência elétrica do torno CNC durante a usinagem. Também foram medidas as forças provocadas pela ação do jato ao escoar à alta pressão pelos canais internos de passagem de fluido no porta ferramenta. Estas forças puderam ser quantificadas posicionando a ponta da ferramenta

próximo à peça, mas sem tocá-la. O torno era então acionado com rotação definida para a velocidade de corte de 300 m/min. Ao acionar a bomba de alta pressão o fluido era aplicado, mas sem haver a formação do cavaco, e os sinais dos esforços no dinamômetro eram adquiridos. Os valores das reações das componentes das forças de usinagem no porta ferramenta devido à ação do escoamento do fluido de corte à alta pressão são apresentados na figura 4.12. Estes resultados são valores médios de três aquisições durante 5 segundos e taxa de aquisição de 6k Hz. Observa-se que quanto maior a pressão do jato, maiores foram as componentes das forças registradas pelo dinamômetro. O sinal negativo para a força de corte (F_c) provocou no porta ferramenta um deslocamento no sentido vertical oposto à direção da força de corte, ou seja, neste caso o escoamento do fluido tende a movimentar o porta ferramenta na direção vertical e no sentido ascendente.

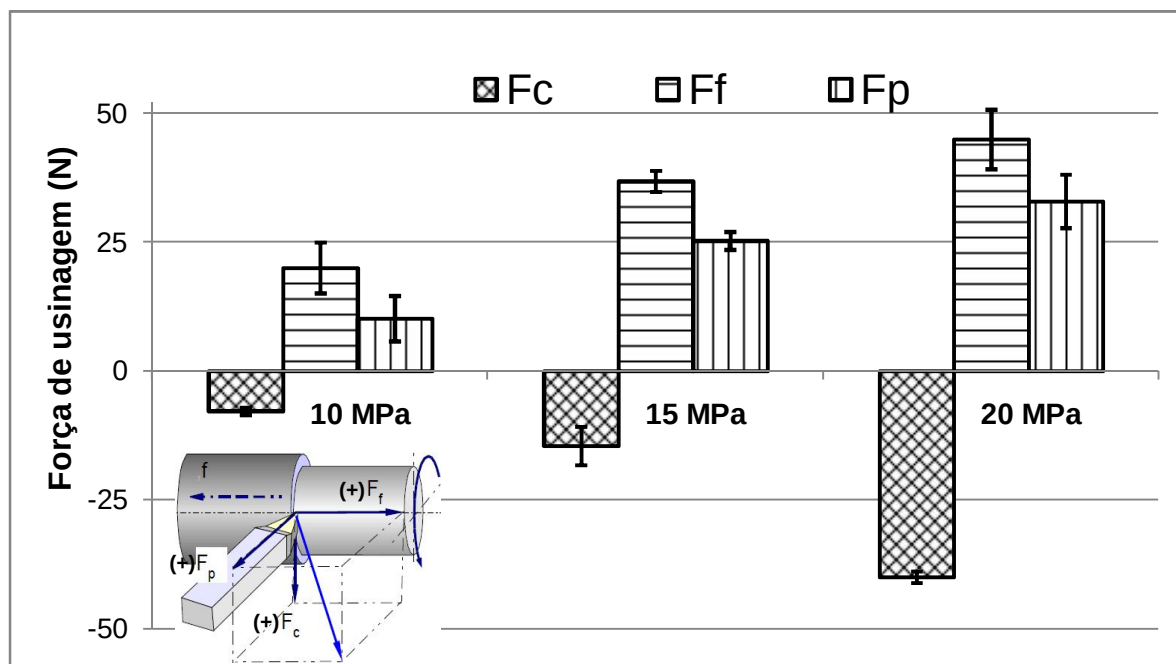


Figura 4.12 – Reação do escoamento do fluido de corte à alta pressão provocadas no porta ferramenta.

Os valores que serão apresentados nas Fig. 4.13 e 4.14, representam uma média entre um teste e uma repetição. Foram considerados o efeito da força de reação do jato para todas as condições. Os valores de desvio padrão para estas medições mantiveram-se reduzidos durante os testes. Desta forma, não serão apresentados valores da dispersão dos resultados em nenhum dos gráficos das componentes das forças. O sinal das componentes da força de

usinagem foi adquirido sempre no início de cada passe, durante 5 segundos e com taxa de aquisição também de 6k Hz. O percurso de avanço de cada passe era de 270 mm.

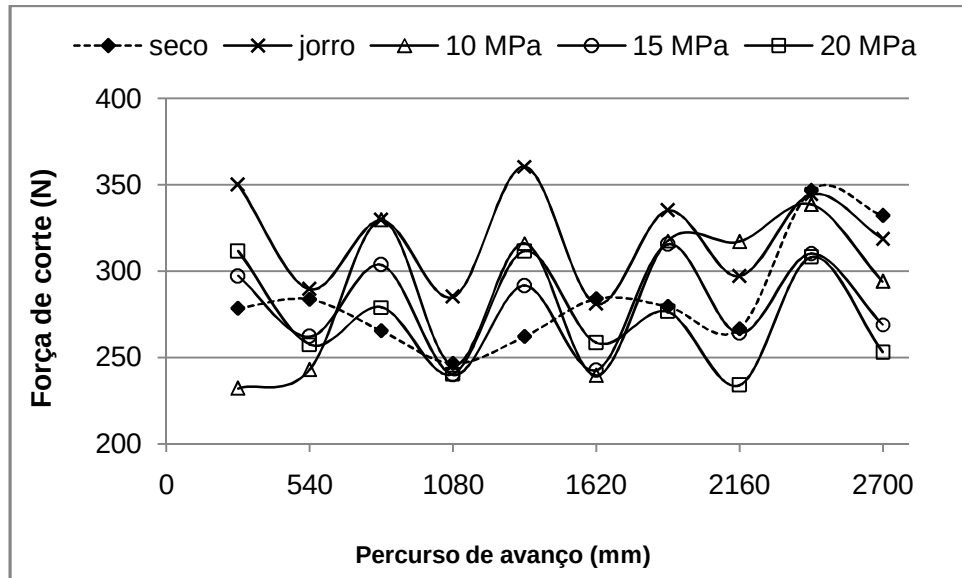


Figura 4.13 – Comportamento da força de corte utilizando fluido de corte com concentração de 10% ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).

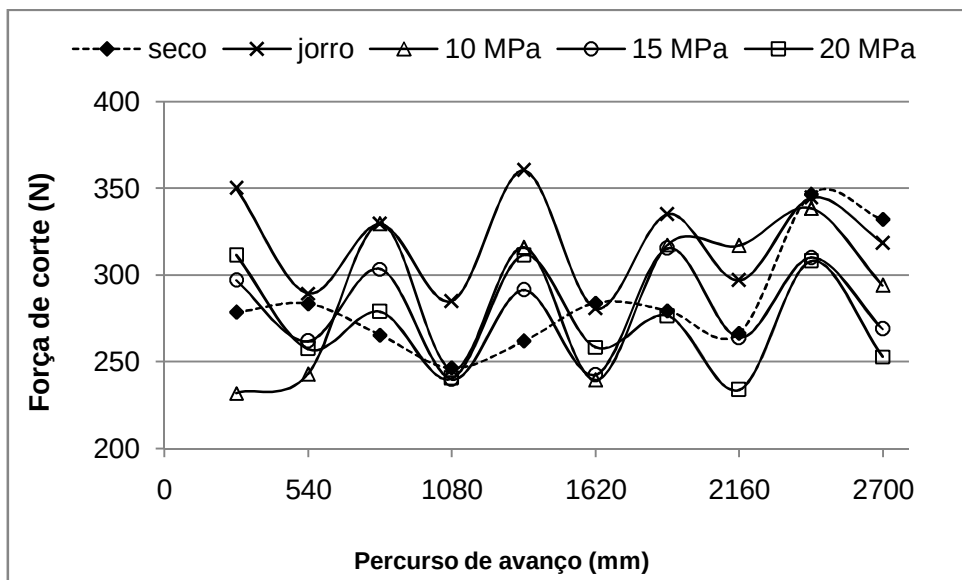


Figura 4.14 – Comportamento da força de corte utilizando fluido de corte com concentração de 5% ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).

As Figuras 4.13 e 4.14 mostram a variação da força de corte ao longo do comprimento usinado respectivamente para as condições a seco e com aplicação de fluido com concentração

de 10 % e 5%. Durante a usinagem, os menores valores das forças de corte alternaram entre a condição a seco e na condição de aplicação de fluido de corte à alta pressão. Porém, depois de superados aproximadamente 2430 mm de comprimento usinado, o desgaste na ferramenta de corte na condição a seco evoluiu com maior severidade que na condição onde o fluido de corte foi aplicado à alta pressão. Para esta condição, os valores do comprimento de desgaste foram sempre menores, isso pode ter refletido em menores valores da força de corte. Por meio destas figuras, verifica-se uma ligeira diferença na força de corte devido às diferentes concentrações analisadas. Menores valores desta componente foram registrados para a condição de 10% de concentração, mas não é possível indicar qual tenha sido a pressão mais eficiente na redução da força de corte. Chama a atenção a variação da força de corte apresentada nestes gráficos. Trabalhos futuros serão necessários para melhor entender a influência do fluido de corte à alta pressão nesta componente da força de usinagem. Segundo Ozcelik et al. (2011) uma das principais propriedades dos fluidos de corte é a sua capacidade lubrificante. Ela pode ser fundamental nos processos de usinagem, favorecendo a redução das forças de atrito e da temperatura entre a ferramenta e a peça, prolongando desta forma a vida da ferramenta o que ainda pode resultar em menores valores de rugosidade superficial.

Os resultados das forças de corte mostraram que o método de aplicação de fluido de corte à alta pressão, praticamente não afetou os resultados. Resultados similares foram encontrados por (MACHADO; WALLBANK, 1991; EZUGWU; BONNEY, 2003c). O trabalho publicado recentemente por Da Silva (2013) os autores não notaram benefícios com a aplicação de fluido de corte à alta pressão nos resultados das medições das forças de corte e força de avanço durante o torneamento da liga Ti6Al4V. Os testes revelaram que as menores forças foram obtidas na usinagem com fluido aplicado na forma de jorro. Os autores sugerem que forças inerentes, originadas pela reação do jato à alta pressão, podem ter causado o aumento dessas forças.

Para o fresamento da liga ASSAB 718 com ferramentas de metal duro sem revestimento Rahman et al. (2000) obteve baixos resultados nas três componentes da força de usinagem. Os autores explicam que o fluido de corte aplicado à alta pressão reduz a força de usinagem quando comparado à aplicação na forma de jorro, devido ao impacto que o jato do fluido realiza, causando a redução da espessura do cavaco e consequentemente a redução da área de contato cavaco-ferramenta, o que por sua vez reduz as forças de atrito entre o cavaco e a ferramenta e eventualmente reduz as forças de usinagem. Kovacevic et al (1995a) verificaram que a aplicação de fluido à alta pressão, além de produzir cavacos curtos, também reduziria a

espessuras dos mesmos. Este fenômeno provocaria uma redução da área de contato cavaco-ferramenta e diminuiria as forças na interface cavaco-ferramenta.

Os resultados da força de avanço estão apresentados nas Fig. 4.15 e 4.16. A maior força de avanço foi registrada na condição de usinagem a seco. A ausência de fluido implicou em uma maior resistência do escoamento do cavaco pela superfície de saída. Sem uma lubrificação eficiente o cavaco escoava de forma mais lenta, aumentando seu poder em arrastar partículas da ferramenta junto à parte inferior do cavaco. Também foi verificado que a área de contato cavaco-ferramenta foi maior na condição a seco, reforçando que o fenômeno de interação entre as superfícies do cavaco e a superfície de saída de ferramenta foram mais severos, consequentemente causando um aumento da força de avanço.

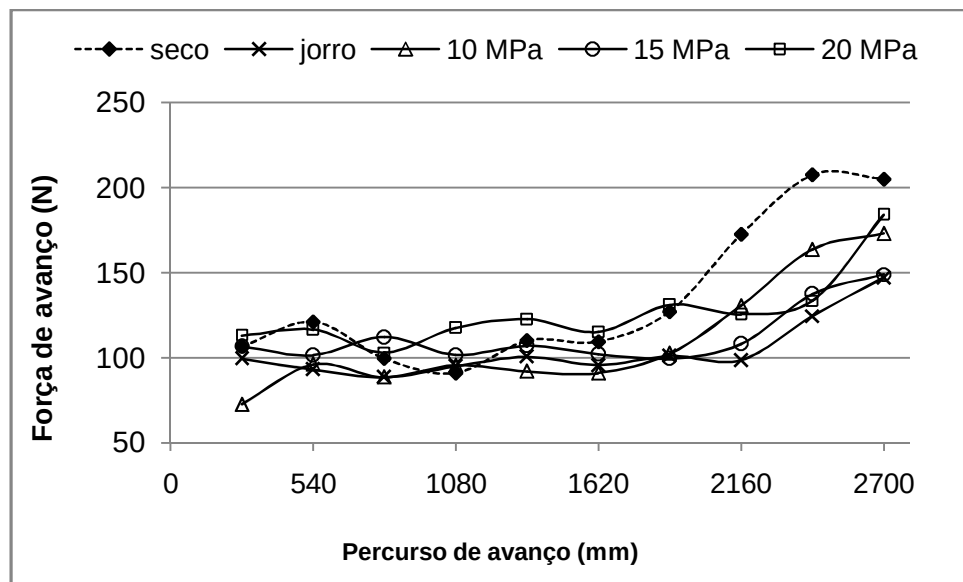


Figura 4.15 – Comportamento da força de avanço utilizando fluido de corte com concentração de 10% ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).

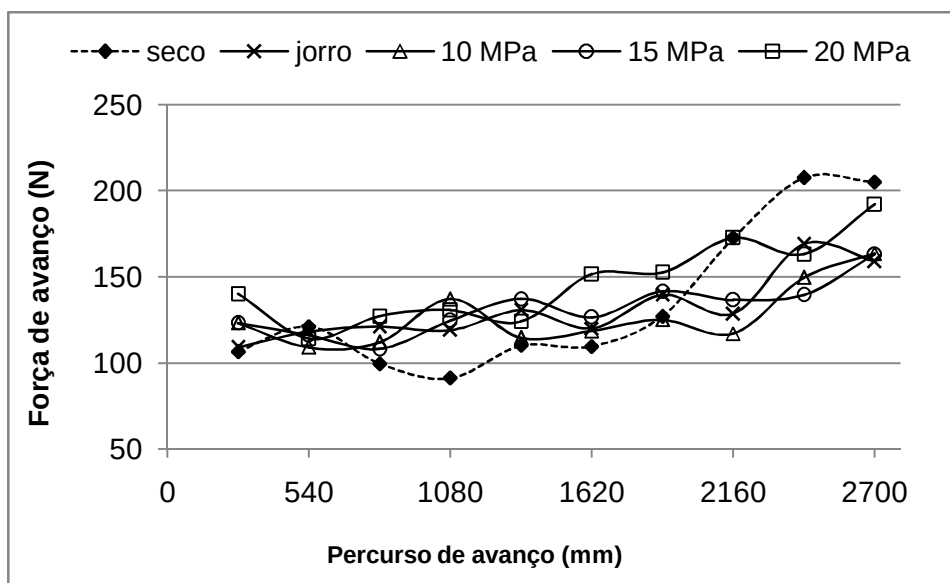


Figura 4.16 – Comportamento da força de avanço utilizando fluido de corte com concentração de 5% ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).

Apesar de existir este aumento nas tensões que atuam na superfície da ferramenta, não foi verificada deformação plástica ou qualquer outro defeito que comprometesse diretamente o desempenho da aresta de corte. Logo, a ferramenta selecionada para a realização dos testes, mesmo não sendo a classe adequada para a usinagem de ligas de aços inoxidáveis, suportou bem o aumento das tensões provocadas pela redução da área de contato cavaco-ferramenta, principalmente quando o fluido de corte é aplicado com alta pressão e concentração.

É comum encontrar disponível na literatura uma série de trabalhos mostrando as medições das três componentes das forças de usinagem, sendo a força de corte, a principal componente, e a força passiva a de menor interesse (BERMINGHAM et al., 2012). De fato, esta força não realiza trabalho mecânico e não atua de forma direta na remoção de material. A variação da área de contato cavaco-ferramenta também pouco influencia esta força. As Figuras 4.17 e 4.18 mostram o gráfico da força passiva em função do comprimento usinado para as condições já anunciadas nesta pesquisa. Novamente, o prolongamento da usinagem resultou no aumento das forças de usinagem, também para força passiva, devido ao aumento do desgaste nas ferramentas de corte. Destaca-se um ponto em comum para ambas estas figuras o comportamento da curva da força para o comprimento usinado de 1620 mm. Provavelmente a partir deste ponto o desgaste evoluiu de maneira mais desigual, aumentando as forças passivas.

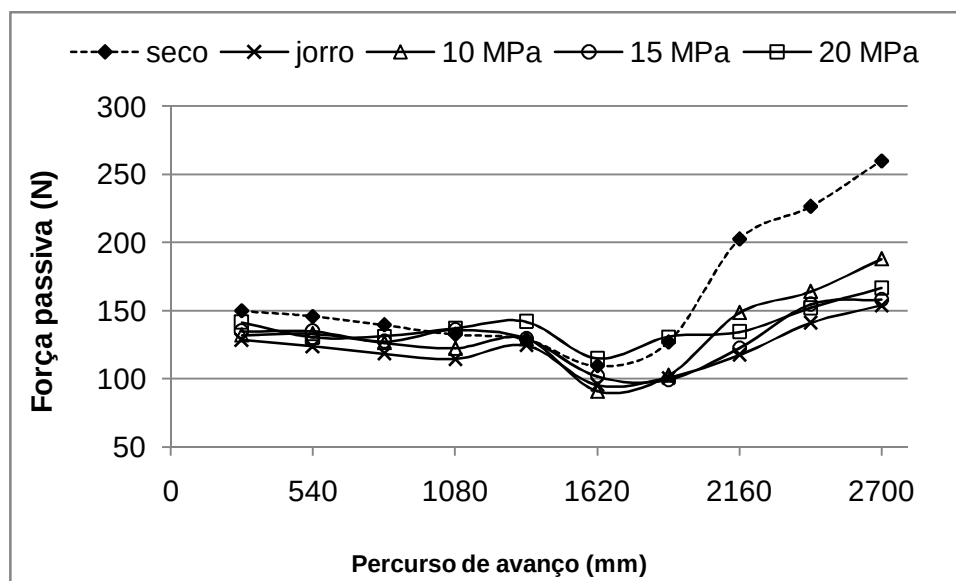


Figura 4.17 – Comportamento da força passiva utilizando fluido de corte com concentração de 10% ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev). %)

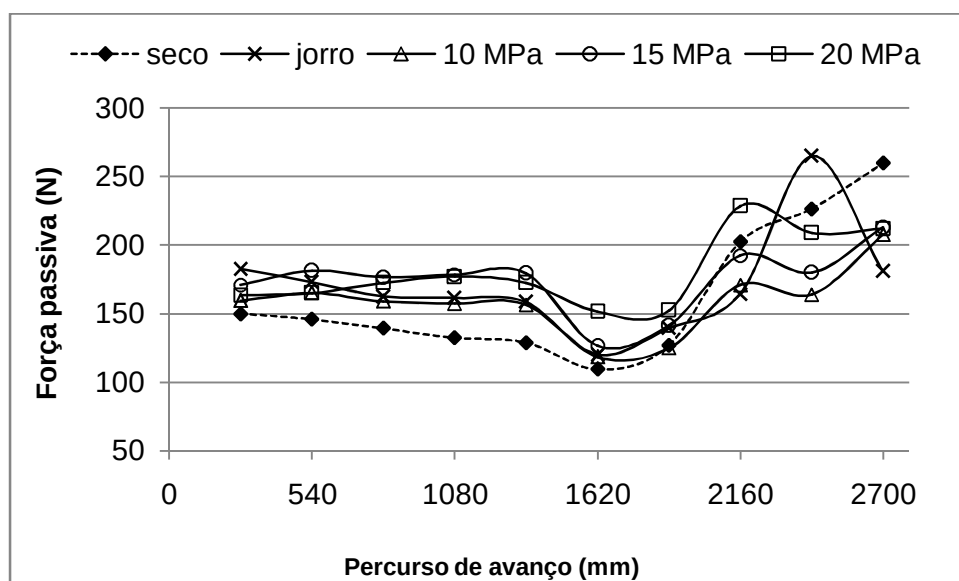


Figura 4.18 – Comportamento da força passiva utilizando fluido de corte com concentração de 5% ($v_c = 300$ m/min, $a_p = 5$ mm, $f = 0,2$ mm/rev).

Estão mostrados nas Figuras 4.19 e 4.20 os valores de cada componente da força de usinagem para as velocidades de 300 mm/min e 400 m/min respectivamente. A intenção foi verificar se também esta velocidade poderia apresentar o comportamento semelhante à condição de 300 m/min. Diferentemente dos gráficos apresentados anteriormente, estes a

seguir mostram o valor médio de um teste seguido de duas repetições, sempre realizado com ferramentas novas.

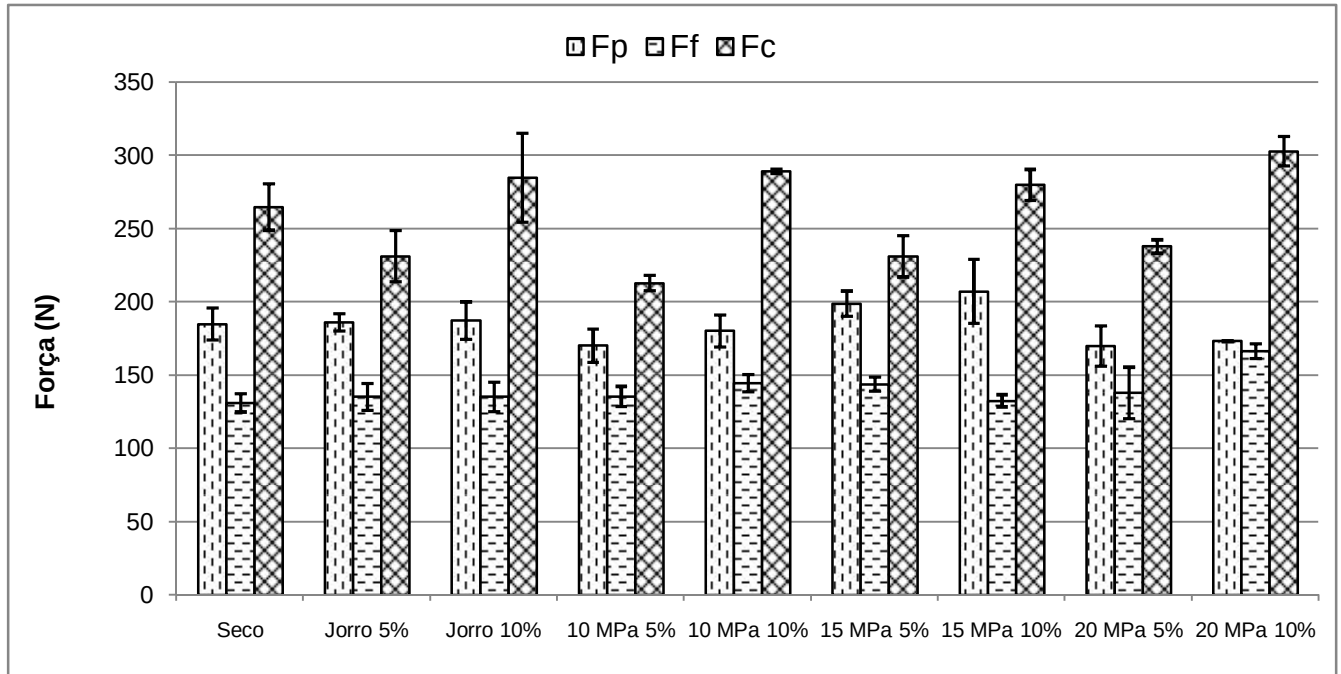


Figura 4.19 – Valores das componentes das forças de usinagem para $V_c = 300$ m/min.

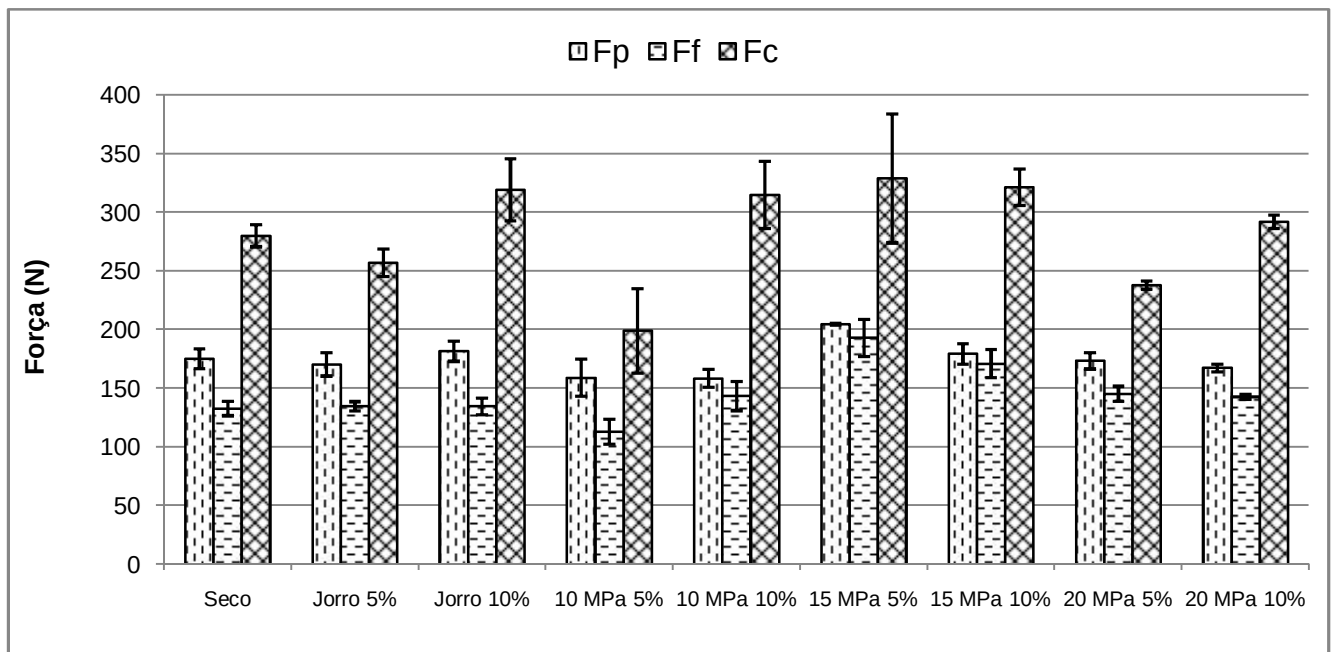


Figura 4.20 – Valores das componentes das forças de usinagem para $V_c = 400$ m/min.