

JANAINA GEISLER CORRÊA

USINABILIDADE DE AÇOS INOXIDÁVEIS
MARTENSÍTICOS APLICADOS NA INDÚSTRIA DE
PETRÓLEO



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
2014

JANAINA GEISLER CORRÊA

USINABILIDADE DE AÇOS INOXIDÁVEIS
MARTENSÍTICOS APLICADOS NA INDÚSTRIA DE
PETRÓLEO

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Ph.D. Álisson Rocha Machado

Co – orientador: Dr. Celso Antonio Barbosa

Uberlândia – MG

2014

JANAINA GEISLER CORRÊA

**USINABILIDADE DE AÇOS INOXIDÁVEIS MARTENSÍTICOS APLICADOS NA INDÚSTRIA
DE PETRÓLEO**

Dissertação **APROVADA** pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Banca Examinadora:

Prof.Ph.D. - Álisson Rocha Machado - (UFU) - Orientador

Prof.Dr.- Celso Antônio Barbosa - (CIMATEC) – Co-orientador

Prof.Dr.Eng – Rolf Bertrand Schröter - (UFSC)

Prof.Ph.D. – Márcio Bacci da Silva - (UFU)

Uberlândia, 21 de março de 2014.

AGRADECIMENTOS

À Universidade Federal de Uberlândia e à Faculdade de Engenharia Mecânica pela oportunidade de realizar este Curso.

À empresa Villares Metals S.A. pelo fornecimento do material, do qual originou este trabalho.

Ao meu orientador professor. Álisson Rocha Machado pela sua dedicação, orientação e auxílio para que este trabalho pudesse ser construído da melhor maneira possível.

Ao meu co-orientador Dr. Celso Antonio Barbosa por todo o auxílio prestado na caracterização dos materiais envolvidos neste estudo e pelo conhecimento transferido.

Ao professor Marcus Antônio Viana Duarte pelo desenvolvimento do programa de otimização utilizado para gerar os coeficientes da fórmula de Taylor Expandida.

Aos professores Márcio Bacci da Silva e Rosemar Batista da Silva por sempre se mostrarem prestativos em todas as solicitações de auxílio e em todos os momentos de dúvida.

Ao professor Cesar Edil da Costa e ao Professor Julio Cesar Giubilei Milan por ceder gentilmente o laboratório de metalografia da UDESC para que eu pudesse finalizar a minha pesquisa.

Aos meus colegas do LPU que me auxiliaram durante todo o mestrado, Armando Marques, Cleudes, Daniel Fernandes da Cunha, Alcione dos Reis, André Grub, Saimon Vendrame, Jairo, obrigada pela companhia e pelo ajuda prestada durante toda esta etapa da minha vida. Ao aluno de iniciação científica, Gustavo Vilela, que me auxiliou nos ensaios de temperatura sempre muito competente e prestativo.

Aos técnicos da oficina do LPU Eurípedes e Lazaro que sempre me auxiliaram durante toda a execução dos meus testes, e que sem este auxílio não seria possível terminá-los.

Às agências financiadoras CAPES, CNPQ e Fapemig pelo apoio financeiro e bolsa de estudo durante o mestrado.

A minha mãe Rosvita Geisler pelo apoio incondicional e pelo incentivo durante todo este tempo.

CORREA, J. G. **Usinabilidade de aços inoxidáveis martensíticos aplicados na indústria de petróleo**. 2014. 213f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG.

Resumo

A crescente utilização de materiais cada vez mais resistentes à corrosão, sendo aplicados em componentes da indústria do petróleo, faz com que as indústrias metalúrgicas tenham a necessidade de desenvolver novos materiais que combinem tanto a resistência à corrosão quanto resistência mecânica, como os aços inoxidáveis. Como diversos componentes para a indústria petrolífera são produzidos por usinagem, e a cada novo aço criado se faz necessário um estudo da usinabilidade deste material que determine suas características de fabricação com o intuito de auxiliar os usuários a tornar o processo de usinagem mais econômico. Neste trabalho foram determinadas a usinabilidade do material S410000 classificado como um aço inoxidável martensítico e do material S41426 classificado como um aço inoxidável supermartensítico, ambos bastante utilizados na indústria do petróleo. Para isso foram realizados ensaios de forças de usinagem, vida da ferramenta (equação de Taylor expandida), acabamento superficial, temperatura da interface cavaco-ferramenta e análise dos cavacos. Análises dos resultados permitiram comparações entre os dois aços estudados. Em geral o material S410000 apresentou forças de usinagem maiores, devido as maiores deformações ocorridas no plano de cisalhamento percebido através da medição do grau de recalque. As maiores forças exigidas também influenciaram no acabamento superficial, que foi pior em relação ao aço S41426. Em termos de vida da ferramenta, o aço supermartensítico se comportou pior em velocidades de corte elevadas. Este aço também apresentou menores temperaturas de corte que o aço martensítico. Esses resultados são muito importantes para a indústria de petróleo que utiliza essas ligas e para as empresas que produzem esses tipos de materiais.

Palavras Chave: Usinagem de aços inoxidáveis martensíticos; Equação expandida de Taylor, Torneamento; Forças de usinagem; Mecanismos de Desgaste; Rugosidade.

CORREA, J. G. **Machinability of martensitic stainless steels applied in the oil industry**. 2014. 213f. M. Sc. Dissertation, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia - MG.

Abstract

The increasing use of more and more corrosion-resistant materials, and components applied in the oil industry, makes the metals industries need to develop new materials that combine good corrosion resistance with strength, such as stainless steels. Since several components used in the oil industry are produced by machining, each new developed steel needs to be characterized in terms of manufacturing, with the aim of helping the users to render the machining process more economical. In the present work the machinability of the S410000 martensitic stainless steel and of the S41426 super-martensitic stainless steel grades were determined, both widely used in the oil industry. The machinability was raised in terms of machining forces, tool lives (expanded Taylor's equation), cutting temperatures, surface roughness and analysis of the swarf. The results allowed comparisons between the two steels studied. Generally, the S410000 steel grade provided higher machining forces, due to the larger shear deformations occurring in the perceived by measuring the degree of discharge plane. The larger forces required also influenced poorer surface roughness in relation to the S41426 steel. In terms of tool life, the super-martensitic stainless steel did not performed well under high cutting speeds. This steel also presented lower temperatures at the tool-chip interfaces than its counterpart. The results are very important for the oil industry that uses the steels investigated and for the steel companies that produced them.

Keywords: Machining of martensitic stainless steel; Expanded Taylor's equation; Turning; Machining forces; Wear Mechanism; Surface Roughness.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Diagrama da classificação dos aços inoxidáveis martensíticos. Fonte: Adaptado de Farrar (2004).....	6
Figura 2.2 - Diagrama de equilíbrio sistema Fe – Cr. Fonte: Padilha e Guedes (2004)	8
Figura 2.3 - Comparação da usinabilidade dos aços inoxidáveis com outros aços. Fonte: <i>Specialty Steel Industry of North America</i> , 1995	12
Figura 2.4 - Modelo simplificado de formação do cavaco. Fonte: Ferraresi (2003) ...	14
Figura 2.5 - Diagrama do corte ortogonal. Fonte: Trent e Wright (2000)	15
Figura 2.6 - Classe dos cavacos: (a) Descontínuo; (b) Contínuo; (c) Parcialmente Contínuo. Fonte: Adaptado de Trent e Wright (2000) e Ferraresi (2003)	16
Figura 2.7 - Cavaco segmentado. Fonte: Trent e Wright (2000)	17
Figura 2.8 - Diagrama esquemático da formação de cavaco contínuo e segmentado em um aço inoxidável austenítico. Fonte: Trent e Wright (2000)	18
Figura 2.9 - Tipo de cavaco para um aço inoxidável AISI 304 com velocidade de corte de aproximadamente 90 m/min. Fonte: Bakkal; Shih; Scattergood (2004)	18
Figura 2.10 - Classificação das formas de cavaco. Fonte: Norma ISO 3685 (1993) .	19
Figura 2.11 - Formas de cavaco para um aço inoxidável martensítico. Fonte: Noordin; Venkatesh; Sharif (2007)	19
Figura 2.12 - Zona de aderência e escorregamento. Fonte: Trent e Wright (2000)...	20
Figura 2.13 - Aresta postiça de corte. Fonte: Trent e Wright (2000)	21
Figura 2.14 - Representação da aresta postiça de corte. Fonte: Ferraresi (2003)	21
Figura 2.15 - Diagrama das forças de corte. Fonte: Ferraresi (2003).....	23
Figura 2.16 - Força de corte x velocidade de corte para um aço inoxidável austenítico. Fonte: Trent e Wright (2000).....	24
Figura 2.17 - Perfil da força de corte para dois aços inoxidáveis austeníticos. Avanço = 0,2 mm/volta e $a_p = 0,5$ mm. Fonte: Di e Zhuang (2010)	25
Figura 2.18 - Influência da área da seção de corte na força de usinagem. Fonte: Ferraresi (2003)	27
Figura 2.19 - Gráfico para determinação de $K_{c1.1}$ e $(1-mc)$. Fonte: Boeira (2002) ..	28
Figura 2.20 - Representação das zonas de geração de calor. Fonte: Adaptado de Bonnet <i>et al.</i> (2008)	30

Figura 2.21 - Temperatura máxima na interface x velocidade de corte. Fonte: Trent e Wright (2000).....	31
Figura 2.22 - Distribuição do calor ferramenta, cavaco e peça. Fonte: Schmidt e Roubik (1949) <i>apud</i> Komanduri e Hou (2001).....	32
Figura 2.23 - Dissipação de calor durante o corte ortogonal. Fonte: Adaptada de Abukhshim; Mativenga; Sheikh (2006).....	33
Figura 2.24 - A distribuição da temperatura na zona de corte. Fonte: Diniz; Marcondes; Coppini (2006).....	34
Figura 2.25 - Distribuição da temperatura em uma ferramenta de metal duro. Fonte: Saoubi e Chandrasekaran (2011)	35
Figura 2.26 - Variação da temperatura na zona de corte. Fonte Reichenbach (1958) <i>apud</i> Komanduri e Hou (2001).....	36
Figura 2.27 - Variação da dureza conforme a temperatura para quatro tipos de ferramentas. Fonte: Ferraresi (2003)	37
Figura 2.28 - Principais materiais para ferramenta de corte. Fonte: Adaptada de Shaw (1986)	37
Figura 2.29 - Exemplo de camada de revestimento para ferramentas de metal duro. Fonte: Sandvik (2005).....	39
Figura 2.30 - Características de uma ferramenta de tornear. Fonte: Ferraresi (2003)	41
Figura 2.31 - Principais ângulos de uma ferramenta de corte. Fonte: Adaptado de Ferraresi (2003)	42
Figura 2.32 - Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte. Fonte: Dearnley e Trent (1982).....	43
Figura 2.33 - Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte. Fonte ISO 3685 (1993)	44
Figura 2.34 - Variação cíclica da temperatura de corte no processo de corte interrompido. Fonte: Palmaí (1987).....	45
Figura 2.35 - Distribuição da temperatura e de tensões em pastilhas de metal duro no corte interrompido. Fonte: Ferraresi (2003).....	45
Figura 2.36 - Mecanismos de desgaste das ferramentas de corte em função da temperatura. Fonte: Vieregge (1970), <i>apud</i> König e Klocke (1997).....	46
Figura 2.37 - Mecanismos de desgaste que ocorrem nas ferramentas de corte. Fonte: Trent e Wright (2000).....	47
Figura 2.38 - Deformação plástica por cisalhamento à altas temperaturas. Fonte: Trent e Wright (2000).....	48

Figura 2.39 - Deformação plástica severa na ponta de uma ferramenta de corte promovida pela alta tensão de compressão. Fonte: Kennametal (1995).....	48
Figura 2.40 - Curva de desgaste para usinagem de um aço inoxidável martensítico com ferramentas cerâmicas (a) Ferramenta a; (b) Ferramenta b. Fonte: Kumara; Durai; Sornakumar (2006).....	53
Figura 2.41 - Perfil de desgaste na usinagem de uma aço inoxidável martensítico $v_{cm\acute{a}x} = 0,2$ mm. Fonte: Noordin; Venkatesh; Sharif (2007)	54
Figura 2.42 - Vida da ferramenta para desbaste de uma aço inoxidável super duplex. Fonte: Bordinassi (2006).....	55
Figura 2.43 - Efeito do fluido na força de corte de aços inoxidáveis austeníticos. Condições de corte ($f = 0,05$ mm/volta, $a_p = 0,1$ mm e $t = 4$ min). Fonte: Akasawa <i>et al.</i> (2003)	57
Figura 2.44 - Vida das ferramentas de metal duro, com e sem fluido de corte. Fonte: Ezugwu e Olajire (2002)	58
Figura 2.45 - Comparação da vida da ferramenta x tipos de revestimentos e sistema de lubrificação. Fonte: Lahres; Doerfel; Neumuller (1999)	59
Figura 2.46 - Rugosidade versus densidade ($pites/mm^2$) versus perda de massa (%) para um aço inoxidável superaustenítico. Fonte: Gravalos (2008)	63
Figura 2.47 - Corrosão por <i>pite</i> em um tubo de aço inoxidável AISI304. Fonte: Ferreira <i>et al.</i> (2002)	64
Figura 3.1 - Desenho esquemático dos ensaios realizados	65
Figura 3.2 - Amostra do material presa ao sistema hidráulico do equipamento para ensaio de tração	67
Figura 3.3 - Torno Romi CNC Multiplic 35 - D.....	68
Figura 3.4 - Suporte da ferramenta e pastilha de metal duro	68
Figura 3.5 - Fluxograma da rotina para determinar os coeficientes da fórmula de Taylor Expandida.....	70
Figura 3.6 - Exemplo da forma em que o VBB foi mensurado no decorrer dos ensaios de vida da ferramenta	71
Figura 3.7 - Rugosímetro Mitutoyo SJ201 - P.....	73
Figura 3.8 - Torno eletrônico universal Revolution R220	74
Figura 3.9 - Esquema do sistema de medição de temperatura	75
Figura 3.10 - Equipamentos utilizados na calibração e nos testes de medição de temperatura	76
Figura 3.11 - Curva de calibração para o material A.....	77
Figura 3.12 - Curva de calibração para o material B.....	77

Figura 4.1 - Microestrutura dos materiais em estudo. Em a microestrutura do material A e em b microestrutura do material B, ambas atacadas com reagente Vilela	80
Figura 4.2 - Microestrutura dos materiais em estudo. Em a microestrutura do material A e em b microestrutura do material B, ambas sem ataque químico.....	81
Figura 4.3 - Comportamento de uma amostra de cada material durante o teste de tração. a) Curva tensão deformação para o material A. b) Curva de tensão deformação para o material B	83
Figura 4.4 - Coeficientes da fórmula de Taylor Expandida para o material A após os 4 ensaios	84
Figura 4.5 - Desvio padrão dos coeficientes da fórmula de Taylor Expandida para o material A	85
Figura 4.6 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 1º ensaio do material A. $v_c = 100,15$ (m/min), $a_p = 1,00$ (mm) e $f = 0,35$ (mm/volta)	86
Figura 4.7 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 2º ensaio do material A. $v_c = 199,15$ (m/min), $a_p = 2,00$ (mm) e $f = 0,35$ (mm/volta)	87
Figura 4.8 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 3º ensaio do material A. $v_c = 100,00$ (m/min), $a_p = 2,00$ (mm) e $f = 0,20$ (mm/volta).....	87
Figura 4.9 - Gráfico das curvas de VBB medido e VBB calculado para o 4º ensaio do material A. $v_c = 127,00$ (m/min), $a_p = 1,05$ (mm) e $f = 0,20$ (mm/volta).....	88
Figura 4.10 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o ensaio aleatório do material A. $v_c = 150,00$ (m/min), $a_p = 1,00$ (mm) e $f = 0,30$ (mm/volta).....	89
Figura 4.11 - Coeficientes da fórmula de Taylor Expandida para o material B.....	90
Figura 4.12 - Desvio Padrão dos Coeficientes da fórmula de Taylor Expandida para o material B	90
Figura 4.13 - Coeficiente de variação para os ensaios realizados no material B	91
Figura 4.14 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 1º ensaio do material B. $v_c = 100,15$ (m/min), $a_p = 1,00$ (mm) e $f = 0,35$ (mm/volta)	92
Figura 4.15 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 2º ensaio do material B. $v_c = 199,15$ (m/min), $a_p = 2,00$ (mm) e $f = 0,35$ (mm/volta)	93
Figura 4.16 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 3º ensaio do material B. $v_c = 100,00$ (m/min), $a_p = 2,00$ (mm) e $f = 0,20$ (mm/volta)	93
Figura 4.17 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 4º ensaio do material B. $v_c = 127,41$ (m/min), $a_p = 1,05$ (mm) e $f = 0,20$ (mm/volta)	94
Figura 4.18 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 5º ensaio do material B. $v_c = 200,00$ (m/min), $a_p = 2,00$ (mm) e $f = 0,35$ (mm/volta)	95

Figura 4.19 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 6º ensaio do material B. $v_c = 100,00$ (m/min), $a_p = 1,00$ (mm) e $f = 0,20$ (mm/volta)	95
Figura 4.20 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o ensaio aleatório do material B. $v_c = 140,00$ (m/min), $a_p = 1,00$ (mm) e $f = 0,30$ (mm/volta)	96
Figura 4.21 - Comparativo de vida da ferramenta entre o material A e material B. Ensaio 1º ($v_c = 100,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm), ensaio 2º ($v_c = 199,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm), ensaio 3º ($v_c = 100,00$ m/min, $f = 0,20$ e $a_p = 2,00$ mm), ensaio 4º ($v_c = 127,41$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,05$ mm). Todos os ensaios chegaram ao fim de vida de $VB_B = 0,3$ mm exceto para o material A que no ensaio 3 chegou a um $VB_B = 0,2159$ mm por motivo de falta de material	97
Figura 4.22 - Comparativo de vida entre os materiais A e B para o ensaio 1. Condições de corte: $v_c = 100,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm	99
Figura 4.23 - Comparativo de vida entre os materiais A e B para o ensaio 2. Condições de corte: $v_c = 199,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm.....	100
Figura 4.24 - Comparativo de vida entre os materiais A e B para o ensaio 3. Condições de corte: $v_c = 100,00$ m/min, $f = 0,20$ e $a_p = 2,00$ mm	101
Figura 4.25 - Comparativo de vida entre os materiais A e B para o ensaio 4. Condições de corte: $v_c = 127,41$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,05$ mm	102
Figura 4.26 - Tempo de vida da ferramenta em função da velocidade de corte para ambos os materiais. Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm	103
Figura 4.27 - Tempo de vida da ferramenta em função do avanço para ambos os materiais. Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $a_p = 1,00$ mm	104
Figura 4.28 - Tempo de vida da ferramenta em função da profundidade de corte para ambos os materiais. Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,20$ mm/volta	105
Figura 4.29 - Superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material A para o ensaio de vida 1 ($v_c = 100,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm). a) sem ataque químico; b) depois de ataque químico.....	107
Figura 4.30 - Detalhe dos mecanismos de desgaste presentes na superfície de folga da ferramenta utilizada para usinar o material A no ensaio de vida 1 ($v_c = 100,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm). a) ponta da ferramenta; b) detalhe da aresta e superfície de folga; c) e d) desgaste de entalhe	109
Figura 4.31 - Detalhe dos mecanismos de desgaste presentes na superfície de saída da ferramenta utilizada para usinar o material A no ensaio de vida 1 ($v_c = 100,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm). a) visão geral da superfície de saída da ferramenta sem ataque químico; b) detalhe indicado em a; c) visão geral da superfície após ataque químico; d) ampliação da região identificada em c	110

Figura 4.32 - Superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material B para o ensaio de vida 1 ($v_c = 100,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm). a) sem ataque químico; b) com ataque químico 111

Figura 4.33 - Detalhe dos mecanismos de desgaste presentes na superfície de folga da ferramenta utilizada para usinar o material B no ensaio de vida 1 ($v_c = 100,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm). a) ponta da ferramenta; b) detalhe do flanco; c) entalhe; d) ampliação da região próxima ao entalhe 113

Figura 4.34 - Detalhe dos mecanismos de desgaste presentes na superfície de saída da ferramenta utilizada para usinar o material B no ensaio de vida 1 ($v_c = 100,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm). a) vista geral sem ataque químico; b) vista geral após ataque químico; c) detalhe da região do raio de ponta; d) detalhe do final da profundidade de corte 114

Figura 4.35 - Superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material A para o ensaio de vida 02 ($v_c = 199,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm). a) vista geral sem ataque químico; b) vista geral após ataque químico; c) detalhe da ponta de corte; d) ampliação da região do entalhe 115

Figura 4.36 - Superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material A para o ensaio de vida 2 ($v_c = 199,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm). a) vista geral sem ataque químico; b) vista geral após ataque químico; c) ampliação da região próxima à aresta; ampliação da região um pouco mais afastada da aresta 116

Figura 4.37 - Superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material B para o ensaio de vida 2 ($v_c = 199,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm). a) vista geral sem ataque químico; b) vista geral após ataque químico; c) detalhe da ponta de corte; d) detalhe do flanco 117

Figura 4.38 - Superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material B para o ensaio de vida 2 ($v_c = 199,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm). a) vista geral sem ataque químico; b) vista geral após ataque químico; d) detalhe do ponta de corte; d) ampliação da região indicada pela seta em b 119

Figura 4.39 - Superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material A para o ensaio de vida 3 ($v_c = 100,00$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm). a) vista geral antes do ataque químico; b) vista geral depois do ataque químico; c) detalhe da superfície de folga secundária; d) ampliação da superfície de folga principal; e) entalhe na superfície de folga principal; f) detalhe do desgaste de entalhe 121

Figura 4.40 - Superfície de folga e de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material B para o ensaio de vida 03 ($v_c = 100,00$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm). a)

vista geral da superfície de folga antes do ataque químico; b) mesma superfície, depois do ataque químico; c) vista geral da superfície de saída; detalhe da superfície de folga 122

Figura 4.41 - Superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material A para o ensaio de vida 4 ($v_c = 127,41$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,05$ mm). a) vista geral antes do ataque químico; b) vista geral depois do ataque químico; c) detalhe da ponta da ferramenta; d) ampliação da região indicada em b; e) desgaste de flanco máximo; f) idem 124

Figura 4.42 - Superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material A para o ensaio de vida 4 ($v_c = 127,41$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,05$ mm). a) vista geral antes do ataque químico; b) vista geral após o ataque químico; c) detalhe da região da aresta secundária; detalhe da região da aresta primária 125

Figura 4.43 - Superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material B para o ensaio de vida 4 ($v_c = 127,41$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,05$ mm). a) vista geral antes do ataque químico; b) vista geral depois do ataque químico; c) detalhe da ponta de corte; d) detalhe da superfície de flanco 127

Figura 4.44 - Superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material B para o ensaio de vida 4 ($v_c = 127,41$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,05$ mm). a) vista geral sem ataque químico; b) vista geral após ataque químico; c) detalhe da ponta de corte; detalhe do entalhe 128

Figura 4.45 - Variação das componentes da força de usinagem: F_c , F_f e F_p pela velocidade de corte (m/min) para o material A. Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm 131

Figura 4.46 - Variação das componentes da força de usinagem: F_c , F_f e F_p pela velocidade de corte (m/min) para o material B. Condições de corte : $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm 132

Figura 4.47 - Variação das componentes da força de usinagem: F_c , F_f e F_p pela velocidade de corte (m/min) para o material A e material B. Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm 133

Figura 4.48 - Variação das componentes da força de usinagem: F_c , F_f e F_p pelo avanço (mm/volta), para o material A e material B. Condições de corte : $v_c = 150$ m/min e $a_p = 1,0$ mm 134

Figura 4.49 - Variação das componentes da força de usinagem: F_c , F_f e F_p pela profundidade de corte (mm) para o material A e material B. Condições de corte : $f = 0,20$ mm/volta e $v_c = 150$ m/min 135

Figura 4.50 - Variação da rugosidade (R_a , R_z , R_q e R_t) pela velocidade de corte (m/min) para o material A. Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm 136

Figura 4.51 - Variação da rugosidade (R_a , R_z , R_q e R_t) pela velocidade de corte (m/min) para o material B. Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm	137
Figura 4.52 - Comparativo entre os materiais A e B da variação do R_a (μm) pela velocidade de corte (m/min). Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm.....	138
Figura 4.53 - Comparativo entre os materiais A e B da variação do R_q (μm) pela velocidade de corte (m/min). Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm.....	138
Figura 4.54 - Comparativo entre os materiais A e B da variação do R_t (μm) pela velocidade de corte (m/min). Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm.....	139
Figura 4.55 - Comparativo entre os materiais A e B da variação do R_z (μm) pela velocidade de corte (m/min). Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm.....	139
Figura 4.56 - Variação da rugosidade (R_a , R_z , R_q e R_t) pelo avanço (mm/volta) para o material A. Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $a_p = 1,00$ mm.....	140
Figura 4.57 - Variação da rugosidade (R_a , R_z , R_q e R_t) pelo avanço (mm/volta) para o material B. Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $a_p = 1,00$ mm.....	140
Figura 4.58 - Comparativo entre o R_a (μm) do material A, material B e o R_a calculado pelo avanço (mm/volta). Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $a_p = 1,00$ mm	141
Figura 4.59 - Comparativo entre o R_q (μm) do material A e do material B pelo avanço (mm/volta). Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $a_p = 1,00$ mm	142
Figura 4.60 - Comparativo entre o R_t (μm) do material A e do material B pelo avanço (mm/volta). Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $a_p = 1,00$ mm	142
Figura 4.61 - Comparativo entre o R_z (μm) do material A e do material B pelo avanço (mm/volta). Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $a_p = 1,00$ mm	143
Figura 4.62 - Variação da rugosidade (R_a , R_z , R_q e R_t) pela profundidade de corte (mm) para o material A. Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,20$ mm/volta.....	143
Figura 4.63 - Variação da rugosidade (R_a , R_z , R_q e R_t) pela profundidade de corte (mm) para o material B. Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,20$ mm/volta	144
Figura 4.64 - Comparativo entre o R_a (μm) do material A e do material B pela profundidade de corte (mm). Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,20$ mm/volta	145
Figura 4.65 - Comparativo entre o R_q (μm) do material A e do material B pela profundidade de corte (mm). Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,20$ mm/volta	146
Figura 4.66 - Comparativo entre o R_t (μm) do material A e do material B pela profundidade de corte (mm). Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,20$ mm/volta	146
Figura 4.67 - Comparativo entre o R_z (μm) do material A e do material B pela profundidade de corte (mm). Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,20$ mm/volta	147
Figura 4.68 - Comportamento da temperatura e DDP em relação a velocidade de corte para o material A e material B.....	148

Figura 4.69 - - Cavacos coletados após usinagem dos matérias A e B, em vários avanços (mm/volta)	149
Figura 4.70 - Cavacos coletados após usinagem dos matérias A e B, em várias profundidades de corte (mm)	150
Figura 4.71 - Cavacos coletados após usinagem dos materiais A e B, em várias velocidades de corte (10 a 100 m/min)	151
Figura 4.72 - Cavacos coletados após usinagem dos matérias A e B, em várias velocidades de corte (120 a 400 m/min)	152
Figura 4.73 - Variação do grau de recalque pelo avanço (mm/volta) para os materiais A e B. Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $a_p = 1,0$ mm	153
Figura 4.74 - Variação do grau de recalque pela profundidade de corte (mm) para os materiais A e B. Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,20$ mm/volta.....	154
Figura 4.75 - Variação do grau de recalque pela velocidade de corte (m/min) para os materiais A e B. Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm	154

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Composição química das classes de aço inoxidável supermartensítico. Fonte: Farrar, 2004...	7
Tabela 2.2 - Composição química e aplicações típicas para os principais aços inoxidáveis martensíticos. Fonte: Silva e Mei (2010).....	11
Tabela 2.3 - Principais parâmetros de rugosidade de acordo com a norma ABNT NBR ISO 4287 (2002).....	60
Tabela 2.4 - Comprimento de amostragem de acordo com o a faixa de R_a e de acordo com a norma ABNT NBR ISO 4287 (2002)	61
Tabela 3.1 - Quantidade e dimensão do material fornecido.....	66
Tabela 3.2 - Composição química dos materiais em estudo.....	66
Tabela 3.3 - Condições de corte para os demais ensaios realizados para o material B	71
Tabela 3.4 - Dados das condições de corte para o ensaio de medição de força	72
Tabela 4.1 - Dureza dos aços inoxidáveis S41000 e S41426 conforme ensaio realizado pelo CIMATEC -BA.....	82
Tabela 4.2 - Resultado do ensaio de tração para os aços inoxidáveis S41000 e S41426	83
Tabela 4.3 - EDS realizado na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material A no ensaio de vida 1	107
Tabela 4.4 - EDS realizado na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material A no ensaio 1	111
Tabela 4.5 - EDS realizado na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material B no ensaio de vida 1	112
Tabela 4.6 - EDS realizado na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material B no ensaio de vida 1	114
Tabela 4.7 - EDS realizado na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material B no ensaio de vida 2.....	118
Tabela 4.8 - EDS realizado na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material B no ensaio de vida 2.....	119
Tabela 4.9 - EDS realizado na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material A no ensaio 3	120

Tabela 4.10 - EDS realizado na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material A no ensaio 4	123
Tabela 4.11 - EDS realizado na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material A no ensaio 4	126
Tabela 4.12 - EDS realizado na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material B no ensaio 4	127
Tabela 4.13 - EDS realizado na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material B no ensaio 4	129
Tabela 4.14 - Resumo dos mecanismos de desgastes observados nas ferramentas de corte utilizadas para a usinagem dos materiais A e B, nos ensaios 1 a 4.....	129
Tabela 4.15 - Coeficientes de Kienzle para o material A e material B.....	136

LISTA DE ABREVIÇÕES E SÍMBOLOS

Abreviações

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
APC	Aresta postiça de corte
ASM	<i>American Society of Metals</i>
CBN	Nitreto cúbico de boro
DIN	<i>Deutsches Institut für Normen</i>
EP	Aditivo de extrema pressão
ISO	Organização Internacional para Padronização
MQF	Mínima quantidade de fluido
NBR	Norma Brasileira
PCBN	Nitreto cúbico de boro policristalino

Letras Gregas

α_o	Ângulo de folga da ferramenta
β_o	Ângulo de cunha da ferramenta
γ_o	Ângulo de saída da ferramenta
ε_r	Ângulo de ponta da ferramenta
λ_s	Ângulo de inclinação da ferramenta
χ_r	Ângulo de posição primária da ferramenta
χ_r'	Ângulo de posição secundária da ferramenta
Φ	Ângulo de cisalhamento teórico

Letras Latinas

a_p	Profundidade de corte
f	Avanço
F_{ap}	Força de apoio
F_c	Força de corte
F_f	Força de avanço
F_p	Força passiva
F_t	Força ativa
F_u	Força de usinagem
h	Espessura de corte
h'	Espessura do cavaco
K_s	Pressão específica de corte
L_c	Percurso de corte
L_f	Percurso de avanço
l_n	Comprimento de avaliação
l_r	Comprimento de amostragem
P_c	Potência de corte
P_f	Potência de avanço
R_a	Rugosidade média aritmética
R_c	Grau de recalque
R_{ku}	Fator de achatamento Kurtosis
R_q	Rugosidade média quadrática
R_{sk}	Fator de assimetria Skewness
R_t	Rugosidade Máxima
R_z	Rugosidade Total
r_ϵ	Raio de ponta da ferramenta
VB_B	Desgaste de flanco médio

$VB_{B\acute{m}ax}$

Desgaste de flanco máximo

v_c

Velocidade de corte

v_f

Velocidade de avanço

SUMÁRIO

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1 Aços Inoxidáveis.....	5
2.1.1 Microestrutura	8
2.1.2 Propriedades e Aplicações	9
2.2 Usinabilidade de Aços Inoxidáveis.....	11
2.3 Formação de Cavacos.....	13
2.3.1 Grau de Recalque	13
2.3.2 Classe e Forma	16
2.3.3 Condições de Interface.....	20
2.4 Forças e Potência de Usinagem	22
2.4.1 Comportamento das Forças de Usinagem com as Condições de Corte	22
2.4.2 Potência de Usinagem	29
2.5 Temperatura de Corte	29
2.5.1 Geração de Calor	29
2.5.2 Distribuição de Calor	31
2.6 Ferramentas de Corte.....	36
2.6.1 Material de Ferramenta	38
2.6.2 Geometria das Ferramentas de Corte	40
2.7 Desgaste, Mecanismos de Desgaste e Vida da Ferramenta.....	42
2.7.1 Tipos de Desgaste.....	42
2.7.2 Mecanismos de Desgaste	46
2.7.3 Vida da Ferramenta.....	50
2.8 Condições Lubrificantes.....	55
2.8.1 Tipos de Fluidos Aplicados na Usinagem de Aço Inoxidável	56

2.8.2	Método/Técnicas de Aplicação	58
2.9	Integridade Superficial	59
2.9.1	Rugosidade	60
	CAPÍTULO III - METODOLOGIA.....	65
3.1	Caracterização do Material da Peça	66
3.1.1	Dureza.....	66
3.1.2	Microestrutura	67
3.1.3	Teste de Tração	67
3.2	Ensaio de Vida da Ferramenta	68
3.2.1	Determinação dos Parâmetros da Fórmula de Taylor Expandida	69
3.2.2	Medição do VBB.....	71
3.2.3	Caracterização do Mecanismo de Desgaste da Ferramenta	72
3.3	Ensaio para Medição da Força de Usinagem	72
3.4	Medição da Rugosidade	73
3.5	Ensaio para Medição da Temperatura	74
3.5.1	Calibração do Termopar	76
3.6	Análise do Cavaco.....	78
3.6.1	Classificação da Forma do Cavaco	78
3.6.2	Medição do Grau de Recalque	78
	CAPÍTULO IV - RESULTADOS E DISCUSSÕES	80
4.1	Resultados da Caracterização do Material.....	80
4.2	Resultados dos Ensaio de Vida da Ferramenta	84
4.2.1	Resultado da Equação de Taylor Expandida para o Material A	84
4.2.2	Resultado da Equação de Taylor Expandida para o Material B	89
4.2.3	Comparativo da Vida da Ferramenta entre o Material A e o Material B .	97
4.3	Resultados da Caracterização do Desgaste da Ferramenta	106
4.4	Resultados da Força de Usinagem.....	130
4.4.1	Comportamentos das Componentes da Força de Usinagem.....	130
4.4.2	Cálculo dos Coeficientes de Kienzle.....	135

4.5	Resultados de Rugosidade da Superfície Usinada	136
4.6	Resultados do Teste de Temperatura.....	147
4.7	Resultado da Análise dos Cavacos	149
	CAPÍTULO V - CONCLUSÃO E SUGESTÃO DE TRABALHOS FUTUROS	157
	REFERÊNCIAS	159

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Os aços resistentes à corrosão são denominados de aços inoxidáveis e são de grande interesse para a engenharia em função da sua resistência a corrosão e a oxidação. Os aços inoxidáveis são ligas de ferro (Fe) e cromo (Cr) com um mínimo de 10,50% de Cr, tendo a sua resistência à corrosão associada ao fenômeno de passivação. Este fenômeno ocorre na maioria dos metais devido a sua grande tendência de reagir com meio ambiente formando óxidos, hidróxidos e outros compostos químicos.

No caso dos aços inoxidáveis, em contato com a água um filme passivo se forma pela reação entre esta e o metal base, sendo constituído de um oxihidróxido dos metais cromo (Cr) e ferro (Fe). Este filme passivo é muito fino e aderente e se forma em uma grande variedade de meios, por isso os aços inoxidáveis são de ampla utilização no mercado.

Os aços inoxidáveis apresentam como principal elemento em sua composição o cromo, que segundo Cobb (2010) e Padilha e Guedes (2004) segue a seguinte cronologia:

- Em 1797 o cromo foi descoberto pelo químico francês Louis Nicholas Vauquelin, que encontrou óxido de cromo em um minério de "chumbo vermelho" da Sibéria. Ele chamou o metal de cromo devido à palavra grega *chromos*, que significa cor, após observar que a maior parte dos compostos de cromo apresenta uma variedade grande de cores;
- Em 1821, o francês Pierre Berthier descobriu que o ferro altamente ligado com cromo foi mais resistente aos ácidos do que o cromo livre de ferro e que a

resistência aumentou com o aumento do teor de cromo. Embora Berthier tenha produzido um aço contendo cromo, apenas uma baixa quantidade desse elemento ($1,0 \pm 1,5\%$) estava presente. Ele fez uma faca e uma lâmina de barbear de boa qualidade e observou uma maior dureza no novo aço, tendo posteriormente comentado sobre a sua melhor resistência à corrosão;

- Em 1904, León Guillet, professor de metalurgia, publicou uma série de trabalhos de pesquisa em ligas de ferro-cromo com carbono aceitavelmente baixo para as modernas análises de aço inoxidável. Guillet estudou estes aços com alto rigor, chegando a descrever as suas características metalográficas, tratamento térmico e propriedades mecânicas. Ele também identificou as suas estruturas como martensítica ou ferrítica;
- Em 1908 e 1910 os pesquisadores Breno Strauss e Eduard Maurer do laboratório da empresa Krupp, trabalharam com aços ao cromo e ao cromo-níquel, sendo que em 1912 esta mesma empresa dá entrada ao setor de patentes do império alemão a respeito da fabricação de objetos que exijam alta resistência a corrosão, nascendo assim os aços inoxidáveis austeníticos contendo 20% de cromo, 7% de níquel e 0,25% de carbono;
- A descoberta da resistência à corrosão veio numa publicação de um artigo de Philip Monnartz, em 1911 na Alemanha, em que chega à conclusão que o aço inoxidável ao cromo apresenta uma queda drástica na taxa de corrosão quando o teor de cromo da liga se aproxima dos 12%, tendo a passividade como fenômeno responsável por este grande aumento na resistência à corrosão. Ele é aparentemente o primeiro a utilizar o termo passividade, que é descrito como sendo dependente de ter condições de oxidação;
- Na França, M. Portevin estudou ambas as ligas martensíticas e ferríticas originadas por Guillet e publicou suas observações em 1911. Portevin também listou ligas adicionais, a mais importante foi uma liga composta de 17,38% de cromo e 0,12% de carbono, que é exatamente o tipo de aço inoxidável AISI 430 atual que foi usado durante muitos anos. A contribuição de Portevin veio a complementar as descobertas gerais das principais ligas das famílias martensíticas, ferríticas e austeníticas dos aços inoxidáveis.

O descobrimento dos aços inoxidáveis significou um grande avanço no desenvolvimento de materiais resistentes a corrosão e à oxidação e apresentam uma ampla

gama de aplicabilidade no mercado, como no ramo de eletrodomésticos, automotores, construção civil, indústria alimentícia, indústria química e indústria petrolífera.

Esta última vem ampliando o uso de aço inoxidável nas refinarias devido ao ambiente extremamente agressivo. No Brasil com o surgimento das novas reservas de petróleo no pré-sal, as indústrias metalúrgicas estão tendo a necessidade de desenvolver novos materiais que combinem tanto a resistência à corrosão quanto resistência mecânica, além de terem proteção contra dióxido de carbono, cloretos, e outros elementos oxidantes presentes no meio de extração (HISGAIL *et al.*, 2007).

Muitos componentes utilizados na indústria de petróleo são fabricados pelas operações de usinagem, sendo que para cada novo aço criado se faz necessário um estudo da usinabilidade deste material que determine suas características de fabricação com o intuito de tornar o processo de usinagem mais econômico.

Na usinagem os aços inoxidáveis são considerados difíceis de usinar, principalmente os austeníticos, pelo alto grau de encruamento; os duplex e superduplex, pela alta resistência; e os martensíticos e supermartensíticos, pela dureza elevada exigindo maior esforço de corte devido à presença da martensita e de partículas duras e abrasivas de carboneto de cromo (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006).

O presente trabalho visa a contribuir para o ramo industrial da área de petróleo, com a realização de ensaios para determinar a usinabilidade de dois materiais de nomes comerciais VSM13A classificado como supermartensítico e VC140Mod classificado como martensítico muito utilizados nesta área industrial. Para isso foram determinadas as seguintes etapas:

- Levantamento de vidas de ferramentas de metal duro, por meio da fórmula de Taylor expandida, no torneamento dos dois aços inoxidáveis em estudo;
- Levantamento do perfil de força de corte, força de avanço e força passiva, e de rugosidade da superfície usinada, para os dois aços inoxidáveis pelo método univariado (*one variable at a time*);
- Classificação dos cavacos coletados durante o ensaio de força de usinagem, quanto à forma através de fotos dos mesmos e medição do grau de recalque;
- Determinação da curva de temperatura para os dois aços martensíticos por meio do sistema termopar ferramenta – peça.

Este trabalho está dividido em 6 capítulos, incluindo esta introdução – capítulo I; Revisão Bibliográfica – capítulo II; Metodologia – capítulo III; Resultados e Discussões –

capítulo IV; Conclusões e Sugestão para Trabalhos Futuros – capítulo V; Referências e anexos I, II.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Aços Inoxidáveis

Para Silva e Mei (2010), os aços inoxidáveis são agrupados em cinco categorias:

- Martensíticos: são ligas de ferro e cromo (11 – 18%) com teor de carbono acima de 0,1%. Este percentual de carbono permite que a transformação de ferrita em austenita em altas temperaturas, durante o resfriamento, se transforme em martensita, conferindo uma maior dureza à liga;

- Ferríticos: são ligas de ferro (Fe) e cromo (Cr) essencialmente ferríticas a todas as temperaturas e que não endurecem com tratamento térmico de têmpera. Apresentam maiores teores de cromo, o que melhora a sua resistência a corrosão e menores teores de carbono se comparado aos martensíticos;

- Austeníticos: são ligas à base de ferro com cromo (16 - 30%) e níquel (8 – 35%) com predominância austenítica após o tratamento térmico. Seu teor de carbono é geralmente abaixo de 0,08%;

- Ferrítico – austenítico (Duplex): são ligas de ferro, cromo (18 – 27%), níquel (4 - 7%), molibdênio (1 - 4%) e outros elementos. Sua microestrutura contém austenita e ferrita. Em razão do aumento do preço do níquel nos anos 1999 e 2000, este grupo de aços foi extensivamente pesquisado e uma nova geração intitulada de superduplex surgiu no mercado;

- Endurecidos por precipitação: são ligas de ferro, cromo (12 - 17%), níquel (4 - 8%), molibdênio (0 - 2%) contendo adições de outros elementos que permitam o endurecimento da martensita de baixo carbono pela precipitação de compostos intermetálicos à base de alumínio, o cobre, o titânio e o nióbio.

Para Farrar (2004), os aços inoxidáveis martensíticos podem ser classificados de acordo com a Figura 2.1.

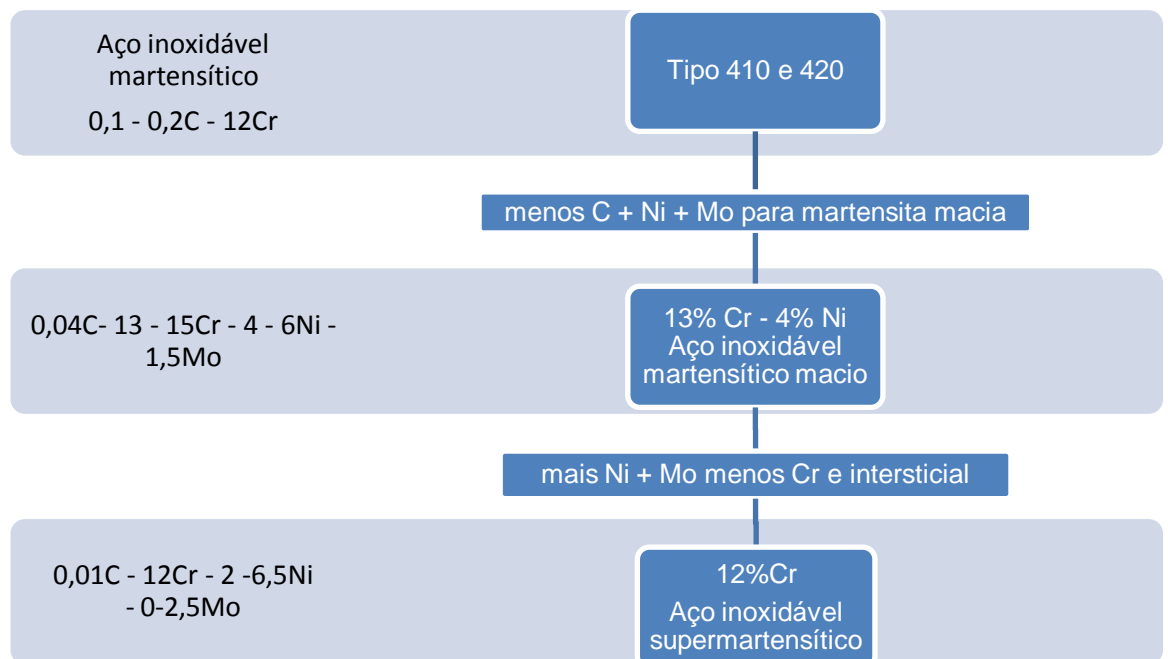


Figura 2.1 - Diagrama da classificação dos aços inoxidáveis martensíticos. Fonte: Adaptado de Farrar (2004)

Segundo Farrar (2004), as classes mais antigas, como AISI410, AISI420 etc, apresentam teores de carbono no intervalo de 0,1 a 0,2%, são endurecidos ao ar e apresentam uma microestrutura martensítica predominantemente. Os martensíticos macios têm um menor teor de carbono com adições de 4 a 6% de níquel e de 0,5 a 1,5% de molibdênio, tendo como resultado dessas modificações a melhora significativa da resistência e da soldabilidade, com uma microestrutura basicamente martensítica com pouca ou nenhuma ferrita residual. Por último os aços inoxidáveis supermartensíticos são um desenvolvimento dos martensíticos macios com níveis muito baixos de elementos intersticiais, principalmente de carbono e nitrogênio.

De acordo com Aquino (2007), os aços inoxidáveis supermartensíticos se baseiam na metalurgia dos martensíticos convencionais com redução do teor de carbono na matriz, provocando uma redução da dureza e, como resultado, provocando um aumento na tenacidade da liga. Sendo uma subclasse dos aços martensíticos convencionais, mantêm suas propriedades mecânicas, porém com uma melhora na soldabilidade devido ao menor teor de carbono, e uma melhora na resistência à corrosão causada pela adição dos elementos de liga. Os principais elementos de liga adicionados estão relacionados abaixo juntamente com a sua influência:

- Molibdênio: para Metals Handbook (1990), a adição de molibdênio aumenta a resistência ao ataque de corrosão por *pitting* em soluções de cloreto. Ele também amplia a gama de passividade em soluções com características de baixo oxidantes. O níquel e o molibdênio juntos proporcionam um aumento da resistência à corrosão sob tensão em meio clorídrico e um aumento da resistência à corrosão em ambientes severos (GRAVALOS, 2008);
- Níquel: é um elemento muito usado por ser o austenitizante mais efetivo depois do carbono e do nitrogênio. De acordo com Metals Handbook (1990), a adição de níquel em ligas de ferro-cromo melhora a ductilidade e um aumento no teor de níquel aumenta a resistência à corrosão por soluções de cloreto;
- Vanádio: responsável por refinar a estrutura do aço, impedindo o crescimento dos grãos. Forma carbonetos duros e estáveis e é usado em aços para ferramentas para aumentar a capacidade de corte e dureza em altas temperaturas;
- Titânio: possui uma alta afinidade com o carbono limitando a precipitação de carbonitretos de Cr, Ni e Mo pela formação de carbonitretos mais estáveis do tipo Ti (CN) ou NbC, o que pode provocar endurecimento secundário durante revenimento (AQUINO, 2007);
- Nitrogênio: também é usado para aumentar a resistência a corrosão. A adição de nitrogênio em cerca de 0,1% em um aço inoxidável martensítico oferece boas propriedades de resistência, porém diminui a ductilidade e a tenacidade após a têmpera devido à precipitação severa de Cr_2N (MA *et al.*, 2012).

De acordo com Farrar (2004), os aços inoxidáveis supermartensíticos são divididos em três classes: a classe de baixa liga, a classe de média liga e a classe de alta liga, e sua composição está descrita na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 - Composição química das classes de aço inoxidável supermartensítico.

Fonte: Farrar, 2004

Elementos de liga	Baixa Liga	Média Liga	Alta Liga
C	< 0,015	< 0,015	< 0,015
Mn	< 2,0	< 2,0	< 2,0
Si	0,15	0,15	0,15
Cr	11	12	12
Ni	2	4,5	6,5
Mo	< 0,5	1,5	2,5
Cu	0,4	0,4	0,4
N	< 0,012	< 0,012	< 0,012

2.1.1 Microestrutura

A microestrutura depende diretamente da composição química e do tratamento térmico realizado nos aços inoxidáveis. Segundo Davis (1999), os aços inoxidáveis são fundamentalmente baseados nos sistemas Ferro-Cromo, Ferro-Cromo-Carbono E Ferro-Cromo-Níquel, porém podem ter adições de outros elementos que afetem a sua microestrutura e as suas propriedades. O sistema Ferro-Cromo é fundamental para a compreensão da metalurgia dos aços inoxidáveis, conforme Figura 2.2.

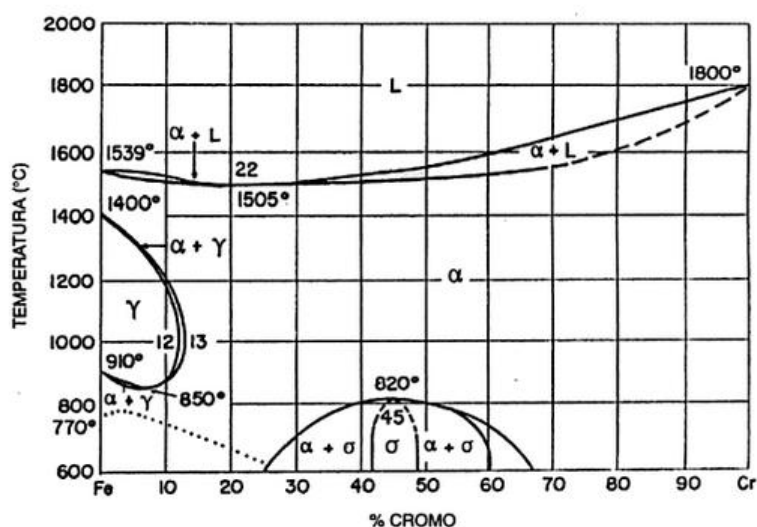


Figura 2.2 - Diagrama de equilíbrio sistema Fe – Cr. Fonte: Padilha e Guedes (2004)

Na Figura 2.2 é observada a presença de um campo austenítico que indica que todas as ligas de composição à direita do campo, além de 12% - 13% de cromo se solidificam na forma de ferrita e permanecem nesta estrutura até alcançar temperatura ambiente. Para produzir martensita em um aço inoxidável, a liga tem de ser transformada a partir do campo de fase da austenita. Este campo é a região entre 800 e 1400 °C e 0 - 12,7% Cr. A austenita só existe nesta região restringida, e o aço deve ser aquecido dentro desta faixa de temperaturas, sendo temperada à temperatura ambiente para formar martensita (ASM INTERNATIONAL, 2008). Os aços inoxidáveis martensíticos contêm carbono adicionado, o que amplia a faixa do campo austenítico, permitindo assim teores maiores de cromo.

Além disso, nota-se a presença de uma fase quebradiça, chamada de fase sigma (σ), que consiste em um composto intermetálico ocorrendo com aproximadamente 40 - 50% Cr, a temperaturas abaixo de 800°C. O campo bifásico entre sigma e ferrita estende-se para teores de cromo de até 25% e, também, até 65% (CHIAVERINI, 2005). Para Silva e Mei (2010) esta fase é importante no comportamento mecânico e na resistência à corrosão destes aços: sendo frágil e dura, compromete a tenacidade e a ductilidade. Além disso, como contém alto Cr (até 65%), ao se formar reduz a quantidade de cromo na região adjacente, podendo comprometer a resistência à corrosão. A exposição por longos períodos de tempo dos aços inoxidáveis a temperaturas na faixa em que a velocidade de precipitação de sigma é mais alta (750 - 820° C) deve, portanto, ser evitada.

Aços com aproximadamente 13% Cr podem ser completamente austenitizados a cerca de 1050°C. Para valores mais elevados de Cr, o tratamento de têmpera conduzirá a uma estrutura bifásica de ferrita e martensita. O aumento do teor de cromo acima de 18% resultará em uma microestrutura de matriz ferrítica até a temperatura de fusão. Assim, o balanço entre o teor de carbono e o teor de cromo pode definir se o aço será completamente martensítico, martensítico - ferrítico ou ferrítico, na temperatura ambiente (SILVA e MEI, 2010).

2.1.2 Propriedades e Aplicações

De acordo com Chiaverini (2005) os aços inoxidáveis martensíticos têm as seguintes propriedades e aplicações abaixo:

- Classe AISI 403 e AISI 410: devido ao baixo carbono são fáceis de conformar a frio no estado recozido; são empregados em lâminas forjadas ou usinadas de turbina e

compressores, tesouras, canos de fuzil, componentes de micrômetros e instrumentos de medição, componentes para indústria petroquímica;

- Classe AISI 420: pela alta dureza e razoável tenacidade que adquirem depois de um adequado tratamento térmico, são empregados em cutelaria, instrumentos cirúrgicos, eixos de bomba, válvulas, peças de motores a jato, mancais de esfera, parafusos, buchas, etc.;

- Classe AISI 414 e AISI 431: pela alta dureza e resistência mecânica são empregados em molas, parafusos e porcas, peças para aviões, eixos de hélices marítimas, peças para fornos, componentes para a indústria petroquímica etc.;

- Classes AISI 416, AISI 416Se e AISI 420F: por serem de fácil usinagem, são empregados em parafusos, porcas, hastes de válvulas, lâminas de turbina, cutelaria etc.;

- Classes AISI 440A, AISI 440B e AISI 440C: devido ao alto teor de carbono possuem alta resistência ao desgaste, por isso são empregados em instrumentos cirúrgicos e odontológicos, mancais de esfera, válvulas, bocais e outras aplicações em que além da resistência a corrosão, sejam exigidas alta dureza e resistência ao desgaste.

Os autores Silva e Mei (2010) apresentam composições e aplicações típicas de alguns dos aços martensíticos mais usuais que estão descritos na Tabela 2.2.

De acordo com ASM International (2008), os aços inoxidáveis martensíticos são utilizados em aplicações que requerem uma boa resistência à tração, à deformação, e propriedades de resistência à fadiga, em combinação com a resistência à corrosão e resistência moderada ao calor até cerca de 650 °C.

Os aços inoxidáveis supermartensíticos têm sido satisfatoriamente aplicados na fabricação de tubos e outros equipamentos nos últimos anos, sobretudo na indústria do petróleo e gás natural. A primeira aplicação em grande escala do aço 13% Cr para sistema de oleodutos foi realizado pela Mobil por volta de 1980, porém a introdução das classes genuinamente soldáveis começou por volta de 1995, quando ambos Statoil e NAM começaram uma pré-qualificação de materiais de tubos sem costura para projetos de linha de fluxo (WINDEN; TOUSSAINT; COUDREUSE, 2005).

Tabela 2.2 - Composição química e aplicações típicas para os principais aços inoxidáveis martensíticos. Fonte: Silva e Mei (2010)

Tipo	Composição Química				Aplicações Típicas
	%C	%Cr	%Ni	%Mo	
AISI 410	0,10	12,5	-	-	Palhetas para turbinas a vapor, eixos e rotores de bombas, pistões de motores marítimos; componentes para indústria petroquímica, alimentícia e farmacêutica; facas.
AISI 420	0,20	13,0	-	-	Peças para construção mecânica exigindo alta tenacidade, por exemplo: eixos e peças diversas para bombas, pás e peças para turbinas a vapor, válvulas. Para artigos de cutelaria, instrumentos cirúrgicos e dentários, componentes de forma e instrumentos de medição, pode ser usado o aço 420AC (C=0,34%)
AISI 440C	1,10	17,5	0,75 máx	0,75 máx	Rolamentos especiais, submetidos à ação de agentes corrosivos ou a altas temperaturas. Instrumentos cirúrgicos e dentários, artigos de cutelaria, peças para bombas de óleo, assento de válvula etc. Rolos para conformação de embalagens.

2.2 Usinabilidade de Aços Inoxidáveis

Trent e Wright (2000) sugerem que a usinabilidade é o modo como o material se comporta durante a usinagem. De acordo com Machado *et al.* (2011) a usinabilidade pode ser definida como sendo uma grandeza que indica a facilidade ou dificuldade em se usinar um material. Por isso, as forças de corte, potência requerida, vida da ferramenta, acabamento superficial, taxa de desgaste, temperatura de corte, controle do cavaco e até

mesmo propriedades dos materiais são variáveis a ser consideradas quando se avalia a usinabilidade.

Os aços inoxidáveis apresentam um grau de usinabilidade menor se comparados com os demais aços carbonos ou ligas de outros materiais, como ilustrado na Figura 2.3.

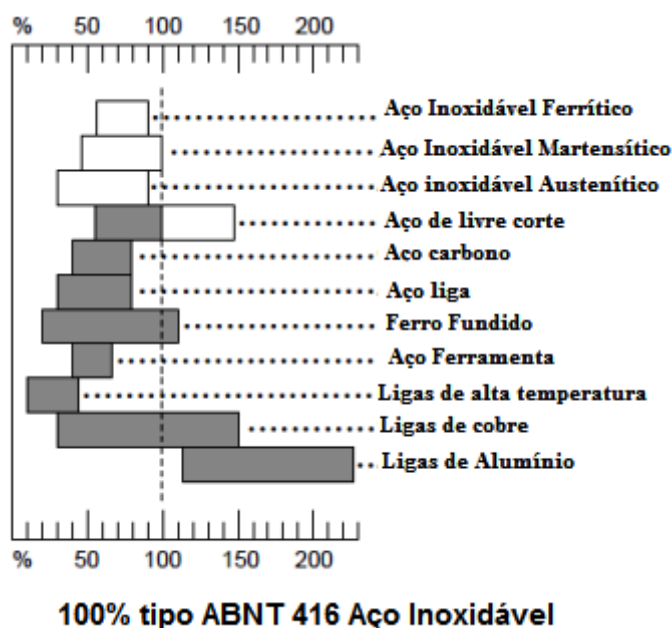


Figura 2.3 - Comparação da usinabilidade dos aços inoxidáveis com outros aços.
Fonte: *Specialty Steel Industry of North America*, 1995

Os aços inoxidáveis austeníticos são geralmente considerados como mais difíceis de usar do que aço carbono ou aços de baixa liga. Eles apresentam uma adesão muito forte com a ferramenta, e os cavacos frequentemente permanecem presos à ferramenta após o corte. Quando o cavaco é retirado, pode trazer consigo fragmentos da ferramenta (FANG; ZHANG, 1996; TRENT; WRIGHT, 2000).

Segundo Diniz; Marcondes; Coppini (2006) os aços inoxidáveis austeníticos são difíceis de usar devido às seguintes características: baixa condutividade térmica que dificulta a extração do calor da região de corte facilitando o desgaste da ferramenta; alto coeficiente de atrito, que tem como consequência o aumento do esforço e do calor gerado; alto coeficiente de dilatação térmica, o que torna difícil a manutenção de tolerâncias apertadas (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006).

Os martensíticos são difíceis de usinar devido a sua elevada dureza, exigindo maior esforço de corte devido à presença da martensita e de partículas duras e abrasivas de carboneto de cromo (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006).

As diferenças de usinabilidade entre o aço inoxidável austenítico e as ligas de duplex são, em parte, em função da maior força de usinagem promovida pelas ligas de duplex e, em especial, a maior resistência à tração a alta temperatura. Mas outros fatores, tais como baixo volume de inclusões não metálicas, também contribuem. No geral, quanto maior a resistência da liga, especialmente a resistência à alta temperatura, maior é a força de usinagem (GUNN, 1997).

Segundo a Internacional Molybdenum Association (2009), algumas das diretrizes são geralmente aplicáveis à usinagem de todos os aços inoxidáveis como: utilizar máquinas rígidas e com alta potência, a rigidez na montagem da ferramenta e na fixação da peça também é necessário, já que as forças de corte são bem maiores para aços inoxidáveis do que para um aço comum; projetar as sequências de usinagem para sempre proporcionar uma profundidade de corte abaixo da camada de encruamento de passagens anteriores; especificar um avanço suficientemente elevado, para ultrapassar a camada encruada da superfície principal de usinagem; usar fluxos generosos de refrigerante ou lubrificante utilizando óleos de corte ou emulsões com aditivos de extrema pressão (EP); usar pastilhas de metal duro revestidas, com geometria de quebra cavaco positiva.

2.3 Formação de Cavacos

2.3.1 Grau de Recalque

As primeiras observações do mecanismo de formação de cavaco permitiram a idealização de um modelo simplificado, comparando-se a formação das lamelas ao escorregamento de um “baralho de cartas”, inicialmente por Piispanen, em 1937, e ilustrado na Figura 2.4 (FERRARESI, 2003).

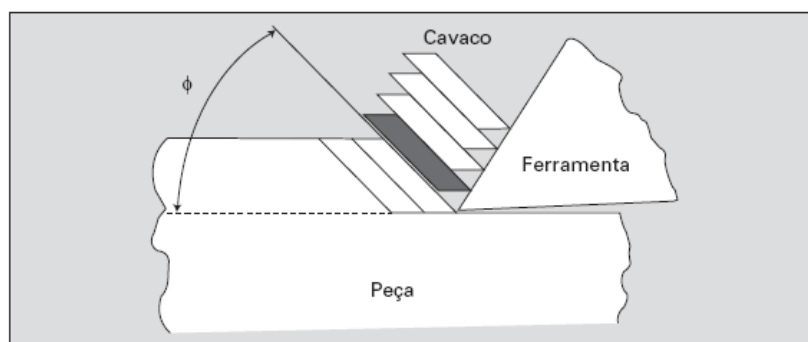


Figura 2.4 - Modelo simplificado de formação do cavaco. Fonte: Ferraresi (2003)

O modelo chamado de “corte ortogonal” representado na Figura 2.5 é uma ilustração do comportamento dos processos de usinagem sem as complicações de uma terceira dimensão. Foi proposto para facilitar o estudo científico da formação dos cavacos, porém para efeitos de modelagem, é assumido que: o processo de cisalhamento é um plano, a aresta de corte é perfeitamente afiada, e não há contato de atrito entre a superfície de folga da ferramenta e a peça (METALS HANDBOOK, 1989).

Num torno, as condições de um corte ortogonal, são fixadas por meio de uma ferramenta com a aresta de corte reta, e perpendicular com o eixo de rotação da peça (TRENT; WRIGHT, 2000).

Segundo o modelo apresentado na Figura 2.5 considere um volume ‘klmn’ se movendo em direção à cunha de corte, que ao passar pela zona primária de cisalhamento representada pela linha tracejada OD, o cavaco se deforma plasticamente e, devido a um estado de tensões, sofre uma ruptura e uma trinca se propaga. Após a total deformação plástica, o volume ‘klmn’ (representado pela área) se transforma na seção ‘pqrs’ escorregando sobre a superfície de saída da ferramenta, trecho representado pelo segmento OB (MACHADO *et al.*, 2011).

Sendo ϕ o ângulo de cisalhamento e γ o ângulo de saída da ferramenta. Como o ângulo de saída geralmente é pequeno, a função fica dependendo mais do grau de recalque.

2.3.2 Classe e Forma

De acordo com Ferraresi (2003), os tipos de cavacos possuem a seguinte divisão:

- Cavacos de ruptura ou descontínuos: apresentam-se constituídos de fragmentos arrancados da peça usinada conforme Figura 2.6 (a). A superfície de contato entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta é reduzida. Forma-se de materiais frágeis ou de estrutura heterogênea;
- Cavacos contínuos: são constituídos de lamelas justapostas numa disposição contínua, conforme Figura 2.6 (b). O cavaco contínuo se forma quando materiais dúcteis e homogêneos são usinados.
- Cavacos de cisalhamento ou parcialmente contínuos: apresenta-se constituídos de grupos lamelares bem distintos e justapostos conforme Figura 2.6 (c). Estes elementos do cavaco foram cisalhados na região de cisalhamento e parcialmente soldados em seguida.

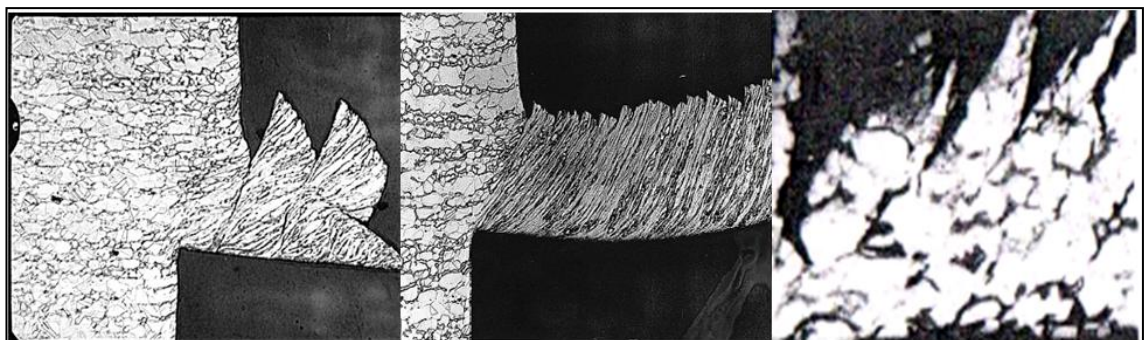


Figura 2.6 - Classe dos cavacos: (a) Descontínuo; (b) Contínuo; (c) Parcialmente Contínuo. Fonte: Adaptado de Trent e Wright (2000) e Ferraresi (2003)

Machado *et al.* (2011) complementaram esta classificação, com mais um tipo de cavaco, designado de cavaco segmentado conforme ilustrado pela Figura 2.7. Este tipo de cavaco é caracterizado por grandes deformações continuadas em estreitas bandas entre

seus segmentos com pouca ou nenhuma deformação nos seus interiores. Este cavaco é característico de materiais com pobres propriedades térmicas como o titânio e suas ligas.

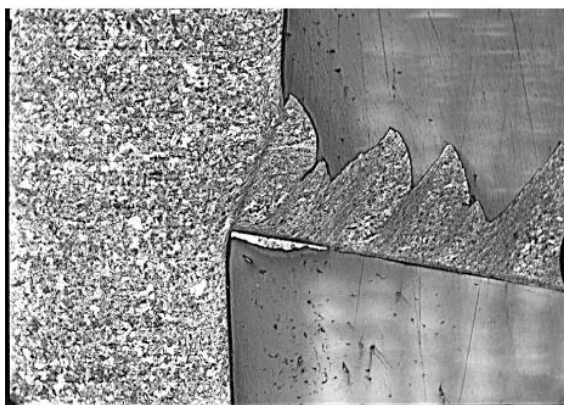


Figura 2.7 - Cavaco segmentado. Fonte: Trent e Wright (2000)

Trent e Wright (2000) apresentam um diagrama esquemático da formação do cavaco de um aço inoxidável austenítico apresentado na Figura 2.8. Nesta figura pode-se ver a formação do cavaco contínuo presente em velocidades abaixo de 35 m/min, e a formação do cavaco segmentado acima desta velocidade. O plano de corte inicial denominado de AB possui um ângulo de cisalhamento de 18° , que se estende até o plano de corte CD com ângulo de cisalhamento de 30° , sendo que o encurtamento do plano de corte pode ser observado pelo segmento BD. Quando o plano de corte atinge esse comprimento CD, o processo de cisalhamento é retido temporariamente e tensões de compressão formam-se a frente do plano de corte gerando uma região de baixa tensão em E. A temporária retenção do cisalhamento e as tensões de compressão são finalmente aliviadas pelo cisalhamento no plano AB novamente, marcando o início de um novo ciclo.

Awopetu e Ayodeji (2008) estudaram a formação do cavaco para um aço de baixo carbono, uma liga de titânio e um aço inoxidável, e verificaram que a formação do cavaco segmentado em alguma parcela de tempo poderia ser visto como contínuo. Os autores atribuíram este fenômeno ao posicionamento do bloco microestrutural, se a orientação neste for predominantemente favorável ao entrar na zona de cisalhamento, o material se deformará durante a passagem e gerará um cavaco contínuo. Se a orientação não for favorável irá mudar o plano de corte fazendo com que parte do cavaco segmentado não passe pela zona de cisalhamento.

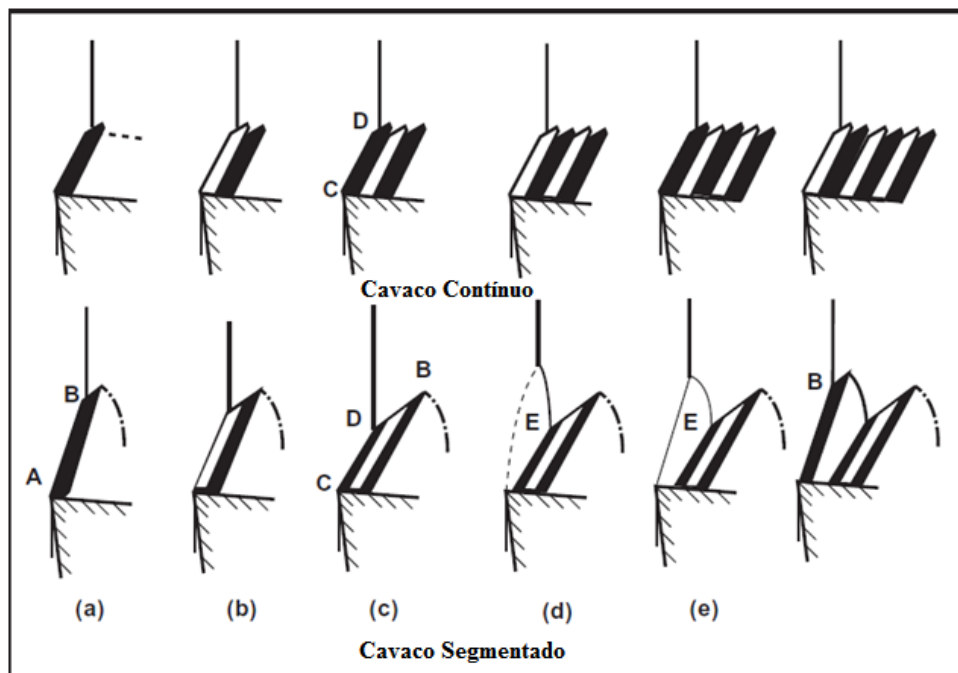


Figura 2.8 - Diagrama esquemático da formação de cavaco contínuo e segmentado em um aço inoxidável austenítico. Fonte: Trent e Wright (2000)

Bakkal; Shih; Scattergood (2004) tornearam um aço inoxidável AISI 304 a seco, com velocidade de corte de aproximadamente 90 m/min e encontraram um cavaco na forma de arruela, porém sem a característica de serração conforme ilustrado na Figura 2.9.

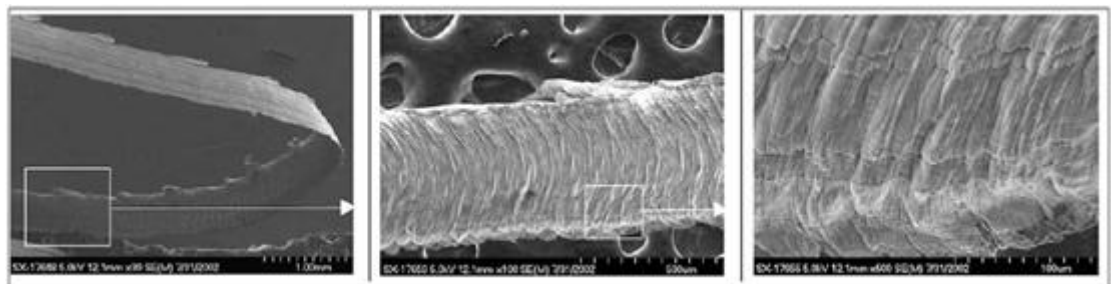


Figura 2.9 - Tipo de cavaco para um aço inoxidável AISI 304 com velocidade de corte de aproximadamente 90 m/min. Fonte: Bakkal; Shih; Scattergood (2004)

De acordo com a norma ISO 3685 (1993), as formas de cavaco podem ser classificadas da seguinte maneira, conforme a Figura 2.10:

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- Plano	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- Solto		
1-3- Emaranhado	2-3- Emaranhado		4-3- Emaranhado	5-3- Emaranhado			

Figura 2.10 - Classificação das formas de cavaco. Fonte: Norma ISO 3685 (1993)

Noordin; Venkatesh; Sharif (2007) estudaram o torneamento de um aço inoxidável martensítico, variando as condições de corte e comparando uma ferramenta de metal duro com outra de cermet. Em ambos os casos a forma resultante de cavaco é fortemente influenciado pela taxa de avanço, conforme a Figura 2.11. Nela pode-se notar que se mantendo a velocidade de corte constante e aumentando o avanço é possível obter um cavaco fragmentado.



Figura 2.11 - Formas de cavaco para um aço inoxidável martensítico. Fonte: Noordin; Venkatesh; Sharif (2007)

Segundo Diniz; Marcondes; Coppini (2006) os aços inoxidáveis austeníticos formam cavacos longos com tendência a empastar sobre a superfície da ferramenta devido à alta taxa de encruamento e a grande zona elástica do material.

2.3.3 Condições de Interface

Segundo Machado *et al.* (2011), o movimento do cavaco sobre a superfície da ferramenta tem influência em todo o processo, particularmente no mecanismo de formação de cavaco, na força de usinagem, no calor gerado durante o corte, e consequentemente na temperatura de corte e nos mecanismos de desgaste da ferramenta.

Trent e Wright (2000) difundiram a teoria das condições da interface cavaco/ferramenta definindo a existência da zona de aderência, e a zona de escorregamento, conforme ilustrado pela Figura 2.12. Nela pode-se ver que a zona de aderência se estende da aresta de corte para dentro da superfície de saída da ferramenta, sendo característica a forte ligação atômica entre os materiais devido às altas taxas de deformação, as altas tensões de compressão e a elevada temperatura no local. A zona de escorregamento acontece após a zona de aderência, em que devido às ligações mais fracas entre o material da peça e o da ferramenta, o cavaco escorrega sobre a superfície de saída.

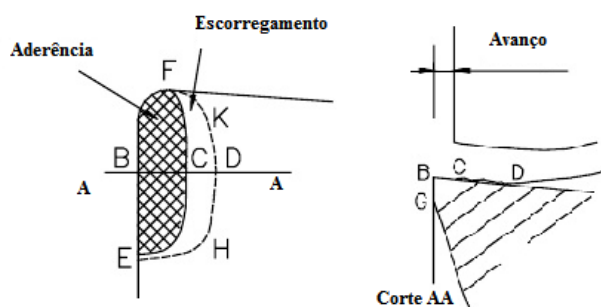


Figura 2.12 - Zona de aderência e escorregamento. Fonte: Trent e Wright (2000)

Trent (1963) diz que na zona de aderência o movimento na interface cavaco/ferramenta ocorre por cisalhamento dentro do material do cavaco, e que uma zona de cisalhamento intenso é formada próximo, mas não na interface, denominada de zona de fluxo. Segundo Machado *et al.* (2011), nesta zona as deformações podem ser tão altas que próximo à interface não é possível distinguir os microconstituintes do material usinado.

Outro fenômeno que pode ocorrer na interface cavaco/ferramenta é a formação da aresta postiça de corte. A chamada APC se forma do material da peça encruado que é depositado sobre a aresta de corte da ferramenta conforme ilustrado na Figura 2.13. Segundo Metals Handbook (1989), a APC é o resultado da elevada temperatura localizada e pressão extrema na interface cavaco/ferramenta, e embora este material revestir a

ferramenta de corte, também modifica a geometria da ferramenta e pode alterar o comportamento de vários parâmetros como força, rugosidade, etc..

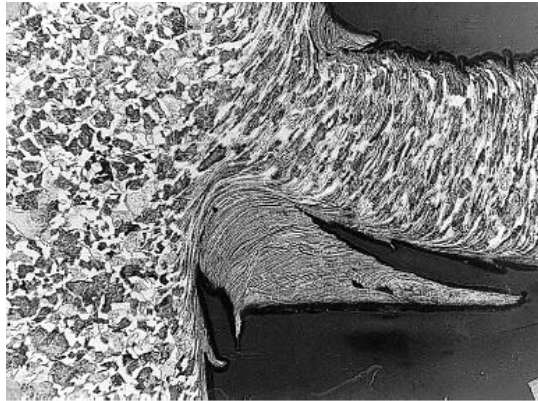


Figura 2.13 - Aresta postiça de corte. Fonte: Trent e Wright (2000)

Para Ferraresi (2003), a APC é constituída de partículas do material usinado que se acumulam na superfície de saída da ferramenta devido ao seu forte encruamento. A forma característica da APC está indicada na Figura 2.14.

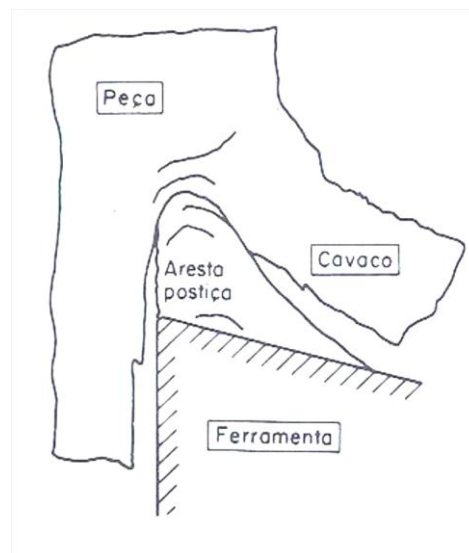


Figura 2.14 - Representação da aresta postiça de corte. Fonte: Ferraresi (2003)

Segundo Trent e Wright (2000), a APC é formada ao se usar ligas com mais de uma fase presente em suas estruturas, o material da peça endurecido se acumula, aderindo ao redor da aresta de corte e sobre a face de saída da ferramenta, deslocando o cavaco de um contato direto com a ferramenta. Ela pode ser formada com cavacos contínuos ou

descontínuos, mas geralmente ocorre a uma velocidade de corte intermediária dependendo da liga a ser usinada e do avanço utilizado.

A APC pode ser um problema para a vida da ferramenta, pois quando cisalha e fratura, pequenas partículas de material da ferramenta podem ser removidos com o material anteriormente aderido, ou ainda aderir à superfície do material danificando o estado superficial da peça. Além disso, a APC muda o ângulo de saída, trazendo instabilidades no processo de formação do cavaco e danos na superfície usinada (METALS HANDBOOK, 1989).

Liew; Ngoi; Lu (2003) observaram a morfologia das superfícies usinadas para um aço inoxidável martensítico AISI 420, e houve uma clara distinção entre as superfícies usinadas a 3,5 m/min para com as de maiores velocidades de corte de 44 e 130 m/min. Cavidades e restos de metal que tinha sido submetidos a deformação de cisalhamento se mostraram evidentes na superfície da peça usinada com a velocidade de 3,5 m / min. Isto se dá pois a aresta postiça de corte instável, que aderiu à superfície da peça com o aumento da velocidade de corte para 44 m/min, conduziu ao desaparecimento do material aderido.

De acordo com Gunn (1997) nos aços inoxidáveis duplex, em velocidades de corte baixas, a aresta postiça de corte causa o desgaste de flanco. O mesmo foi encontrado por Hasan e Thamizhmanii (2010) quando tornearam um aço inoxidável martensítico AISI 440 C utilizando uma ferramenta de CBN com velocidades em torno de 125 m/min.

2.4 Forças e Potência de Usinagem

2.4.1 Comportamento das Forças de Usinagem com as Condições de Corte

As forças de usinagem são consideradas como uma ação da peça sobre a ferramenta. A força total resultante que atua sobre a cunha de corte durante a usinagem é chamada de força de usinagem (F_u). A princípio a direção da força de usinagem não é conhecida, devendo-se então trabalhar com as suas componentes cujas direções são definidas conforme Figura 2.15 (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006).

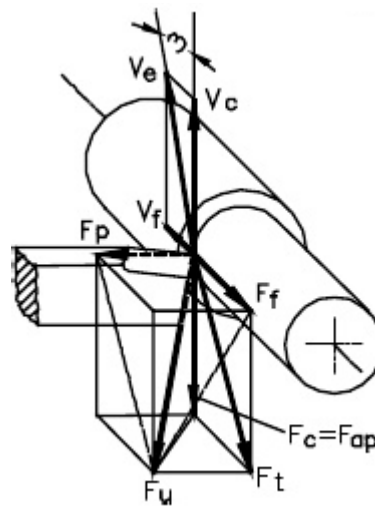


Figura 2.15 - Diagrama das forças de corte. Fonte: Ferraresi (2003)

De acordo com a norma DIN 6584, a F_u é decomposta em uma componente no plano de trabalho, chamada de força ativa (F_t) e em uma outra componente perpendicular ao plano de trabalho, chamada de força passiva (F_p). A força ativa por sua vez é decomposta em força de avanço (F_f) e força de apoio (F_{ap}). No caso em que o ângulo da direção de avanço é 90° , a força de corte (F_c) coincide com a força de apoio (F_{ap}). Estas componentes da força ativa contribuem diretamente para o cálculo da potência de usinagem, pois dizem respeito aos movimentos executados durante o corte.

A componente da força passiva não contribui para o cálculo de potência de usinagem, pois não está disposta no plano de trabalho onde ocorrem os movimentos de corte e de avanço. O valor desta força é responsável pela deflexão elástica da peça e da ferramenta durante o corte, influenciando na dimensão e forma da peça (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006).

Assim tem-se a seguinte equação para o cálculo de força F_u :

$$F_u = \sqrt{F_p^2 + F_t^2} \quad (3)$$

Em que F_t para o processo de torneamento, pode ser calculada através da equação:

$$F_t = \sqrt{F_c^2 + F_f^2} \quad (4)$$

Segundo Trent e Wright (2000), as forças de corte e de avanço para um aço inoxidável austenítico não são muito diferentes daqueles encontrados quando se usina um aço médio carbono normalizado, conforme a Figura 2.16.

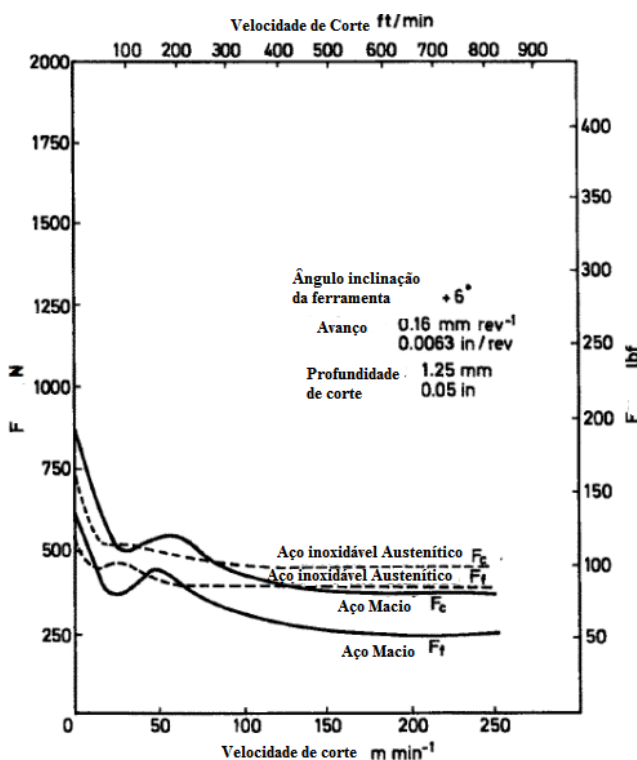


Figura 2.16 - Força de corte x velocidade de corte para um aço inoxidável austenítico. Fonte: Trent e Wright (2000)

Di e Zhuang (2010) avaliaram a força de corte para dois aços inoxidáveis austeníticos, sendo o material A o aço 11Cr8Ni9Ti e o material B o mesmo material mas com adição de bismuto. As forças de corte foram inferiores às obtidas por Trent e Wright (2000) conforme ilustrado na Figura 2.17. A presença do Bi claramente favorece o corte, reduzindo a componente de força de usinagem na direção de corte.

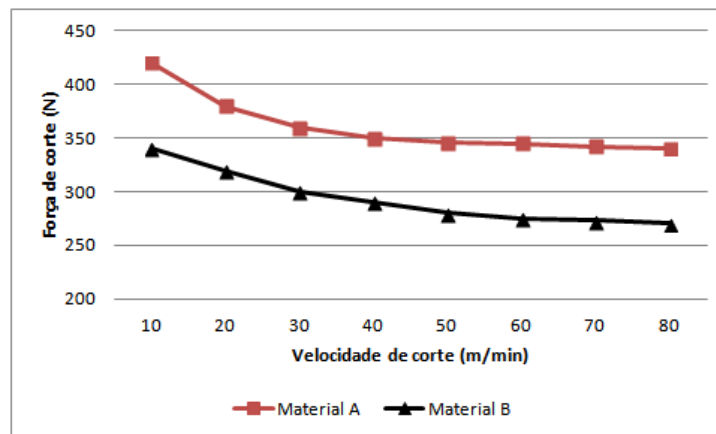


Figura 2.17 - Perfil da força de corte para dois aços inoxidáveis austeníticos. Avanço = 0,2 mm/volta e $a_p = 0,5$ mm. Fonte: Di e Zhuang (2010)

.Segundo Machado *et al.* (2011) a força de corte pode ser expressa também através da equação:

$$F_c = K_s \cdot A \quad (5)$$

Onde K_s é a pressão específica de corte, isto é, a força de corte pela unidade de área de seção de corte (A), que para o torneamento pode ser obtida através do produto da profundidade de corte e do avanço.

Para Ferraresi (2003) e Machado *et al.* (2011), a força de usinagem depende dos seguintes fatores:

- Material da peça: quanto maior a resistência do material da peça, maior é a resistência ao cisalhamento nos planos de cisalhamento e maiores serão as forças de usinagem. Entretanto, materiais extremamente dúcteis, como ferro e alumínio comercialmente puros, podem alterar a área da seção de corte, alterando a força de usinagem;
- Geometria da ferramenta: o ângulo mais influente é o de saída, e uma redução deste tende a aumentar a área de contato e impor uma maior restrição ao escorregamento do cavaco por sobre a superfície de saída, aumentando a força de usinagem;
- Afiação da ferramenta: o desgaste da ferramenta pode alterar a sua geometria. Porém, o efeito maior deve-se ao aumento da área de contato com o cavaco ou

com a peça, com a evolução do desgaste de cratera e de flanco. Com isto, normalmente há um aumento da força de usinagem. Mas em situações em que o desgaste de cratera é predominante, a sua evolução aumenta o ângulo de saída, podendo reduzir a força de usinagem;

- Fluido de corte: se na ação do fluido predominar a lubrificação, há uma redução da área de contato e diminuição da força de usinagem. Entretanto, se prevalecer a refrigeração, o fluido pode aumentar a força de usinagem, por promover um aumento da resistência ao cisalhamento do material nas zonas de cisalhamento, devido a uma redução da temperatura;
- Velocidade de corte: a alta velocidade de corte gera mais calor e a consequente redução da resistência ao cisalhamento do material, além de uma ligeira redução na área de contato cavaco/ferramenta, existindo uma tendência de redução da força de usinagem;
- Material da ferramenta: a afinidade química do material da ferramenta com o material da peça pode atuar modificando a área da seção de corte. Se a tendência for produzir uma zona de aderência estável e forte, a força de usinagem poderá ser aumentada. Se a tendência for diminuir o atrito na interface, a área de contato poderá ser reduzida, diminuindo a força de usinagem;
- Avanço e profundidade de corte: O aumento destes dois fatores causa um aumento da força de usinagem, numa proporção direta, quase que linear. A área da seção de corte é definida pelo produto entre o avanço e a profundidade de corte. A Figura 2.18 ilustra a influência destes parâmetros juntamente com a resistência do material da peça. Isso ocorre porque as áreas dos planos de cisalhamentos primário e secundário são aumentadas com o aumento dessas grandezas.

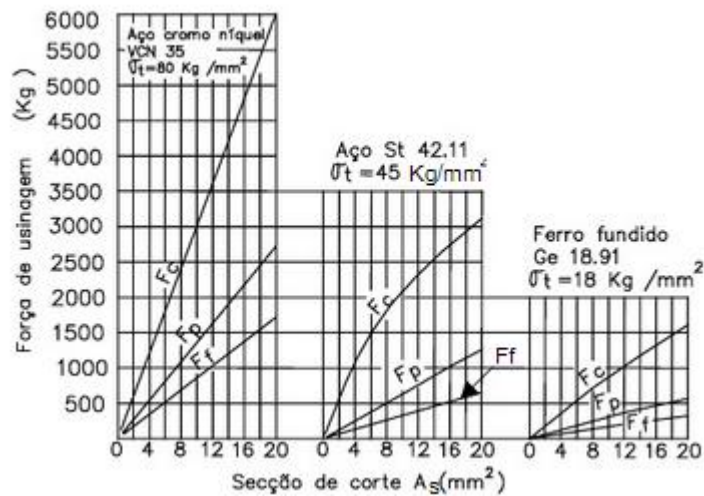


Figura 2.18 - Influência da área da seção de corte na força de usinagem. Fonte: Ferraresi (2003)

Muitos pesquisadores ao longo dos anos desenvolveram equações analíticas em que se relaciona a pressão específica de corte. De acordo com Ferraresi (2003), Kienzle a partir de dados experimentais determinou os coeficientes característicos do modelo de força por meio da representação gráfica linearizada, em escala bilogarítma, da variação da relação F_c/b em função de h , como mostra a Figura 2.19. A partir da equação geral da reta, $y = ax+b$, pode-se determinar a equação da curva que descreve o comportamento dos dados experimentais de força, como mostra a equação (6):

$$\log\left(\frac{F_c}{b}\right) = \log(k_{c1.1}) + (1 - m_c) * \log(h) \quad (6)$$

Onde:

$k_{c1.1}$ – Pressão específica de corte para uma área de $1 \times 1 \text{ mm}^2$;

$(1 - m_c)$ – Expoente da equação de Kienzle.

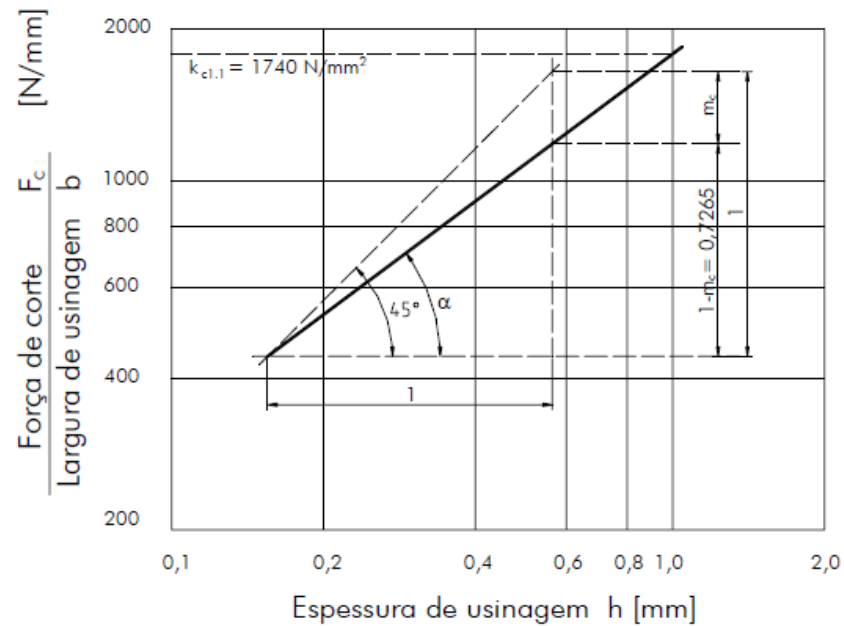


Figura 2.19 - Gráfico para determinação de $k_{c1.1}$ e $(1-m_c)$. Fonte: Boeira (2002)

Tomando uma espessura de usinagem $h = 1$ mm, juntamente com a propriedade logarítmica que, $\log(1) = 0$, o valor de F_c/b , para $h = 1$, representa a força específica de corte para uma seção de cavaco $b \times h = 1 \text{ mm}^2$, como mostra a equação (7):

$$\frac{F_c}{b} = k_{c1.1} \quad (7)$$

A equação da reta pode ser escrita como mostrado na equação (8):

$$F_c = k_{c1.1} * b * h^{(1-m_c)} \quad (8)$$

Desta equação pode-se tirar a relação que descreve a variação da pressão específica em função da espessura de usinagem:

$$k_c = \frac{k_{c1.1}}{h^{m_c}} \quad (9)$$

2.4.2 Potência de Usinagem

Uma máquina-ferramenta gera a potência para girar seu eixo-árvore e executar o movimento de corte e de avanço. Assim podem-se estabelecer as seguintes relações para as potências de corte e de avanço:

$$\text{Potência de corte: } P_c = \frac{F_c * v_c}{60 * 10^3} \text{ [kW]} \quad (10)$$

$$\text{Potência de avanço: } P_f = \frac{F_f * v_f}{60 * 10^6} \text{ [kW]} \quad (11)$$

Onde, F_c é dada em N, v_c em m/min e v_f em mm/min.

2.5 Temperatura de Corte

2.5.1 Geração de Calor

Ferraresi (2003) afirma que as principais fontes de calor no processo da formação do cavaco são devidas à deformação plástica do cavaco na zona de cisalhamento primário, ao atrito do cavaco com a superfície de saída da ferramenta, representado pela zona de cisalhamento secundário e ao atrito da peça com a superfície de incidência da ferramenta, também conhecida como zona terciária de cisalhamento, conforme a Figura 2.20.

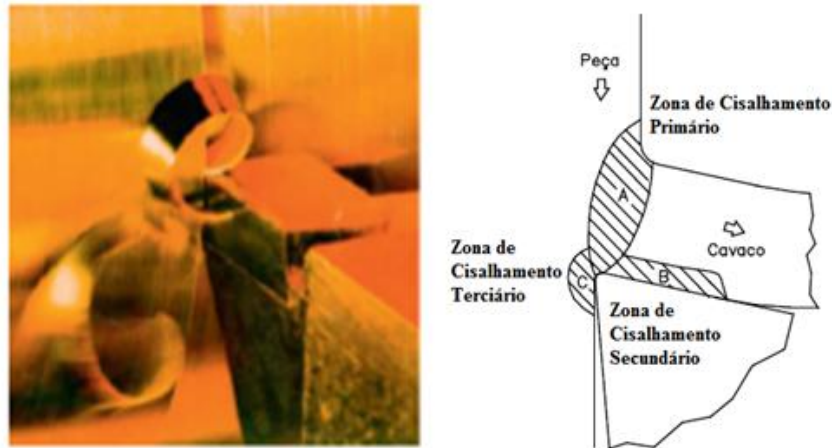


Figura 2.20 - Representação das zonas de geração de calor. Fonte: Adaptado de Bonnet *et al.* (2008)

De acordo com Machado *et al.* (2011) a temperatura atingida na interface ferramenta/cavaco é mais importante que o calor total liberado durante a operação, devido à influência direta na taxa do desgaste de ferramenta. Entretanto, há necessidade de calcular precisamente a taxa da geração do calor no corte e a distribuição da temperatura na superfície da peça, pois esta informação afetará a velocidade máxima de corte ao mesmo tempo em que afeta as condições econômicas da operação.

Pode-se constatar que mais de 90% do trabalho mecânico na usinagem se converte em calor (PANKINE, 1965). Logo:

$$\frac{Q}{t} = \frac{F_c * V_c}{60} \quad [W] \quad (12)$$

Onde:

Q = quantidade de calor gerada na unidade Trabalho [W]

F_c = componente principal da força de corte [N]

V_c = velocidade de corte [m/min]

t = tempo de usinagem.

A quantidade de calor gerada na usinagem aumenta diretamente com a velocidade de corte e com a força de corte. Como a força de corte é proporcional ao avanço e a profundidade de corte, um aumento nessas características ao mesmo tempo em que

aumenta a produtividade também eleva a geração de calor, podendo aumentar a temperatura de corte e por consequência levar a uma alteração nas propriedades da ferramenta, acentuando seu desgaste.

De acordo com Trent e Wright (2000), o padrão de temperatura aplicado à interface cavaco/ferramenta na usinagem de um aço inoxidável com 18% de Cr e 8% de Ni, para qualquer velocidade, é mais elevada que durante o corte de um aço médio carbono, conforme ilustra a Figura 2.21.

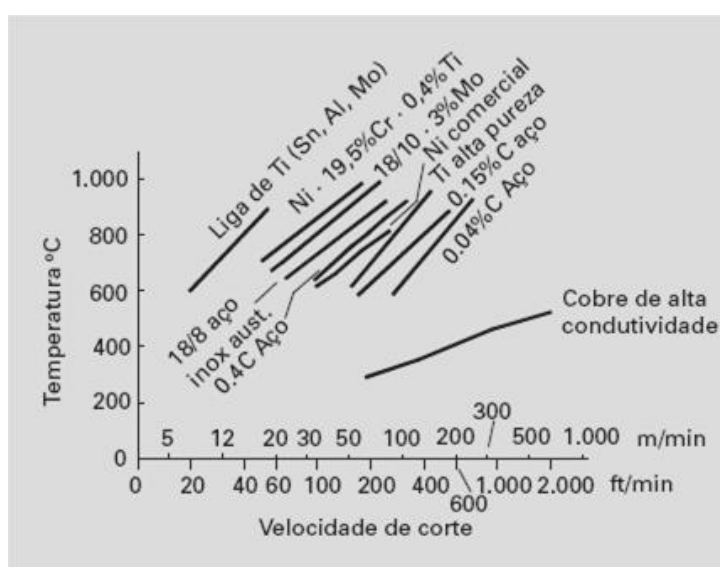


Figura 2.21 - Temperatura máxima na interface x velocidade de corte. Fonte: Trent e Wright (2000)

2.5.2 Distribuição de Calor

De acordo com Machado *et al.* (2011) o calor produzido na usinagem em grande parte é dissipado pelo cavaco, uma pequena porcentagem é dissipada pela peça e uma outra para o meio ambiente. O restante vai para ferramenta de corte. Apesar de esse restante representar apenas pequenos percentuais (8% – 10%) conforme Figura 2.22, o aumento da temperatura associado com este calor é significativo, podendo chegar em certos casos a 1200°C, o que compromete fortemente a resistência da ferramenta.

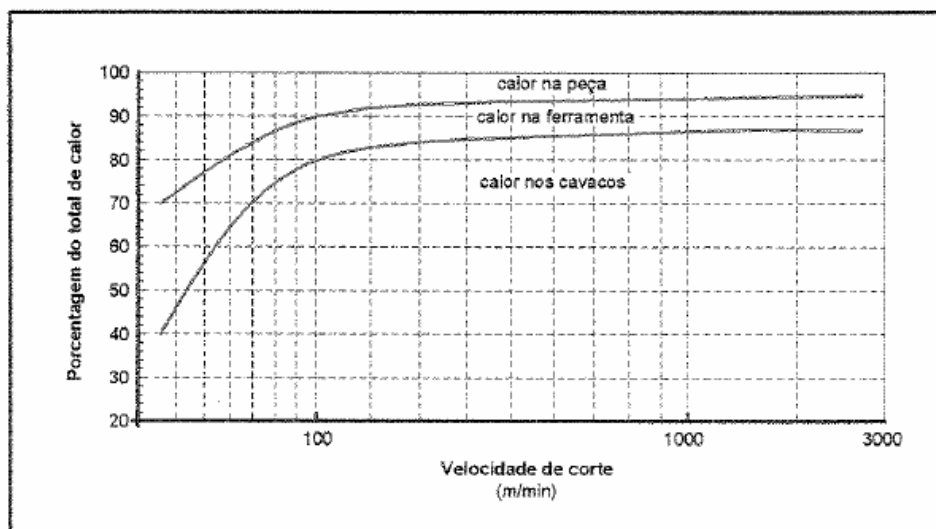


Figura 2.22 - Distribuição do calor ferramenta, cavaco e peça. Fonte: Schmidt e Roubik (1949) *apud* Komanduri e Hou (2001)

A energia gasta no processo de formação de cavacos é percebida na forma de calor em três regiões na área de formação dos cavacos: na zona primária de cisalhamento; na zona secundária de cisalhamento e na zona terciária de cisalhamento (MACHADO *et al.*, 2011), conforme Figura 2.23.

O calor da zona primária de cisalhamento provém do trabalho de cisalhamento interno do material, enquanto nas duas outras o calor vem do atrito e do cisalhamento interno provocado pelas aderências das superfícies em contato (FERRARESI, 2003).

A maior parte do calor gerado na zona primária é dissipada pelo cavaco e o aumento da temperatura neste não é muito influenciado pela velocidade de corte, principalmente a altas velocidades, embora a porção de calor dissipado pela peça diminua com o aumento da velocidade de corte. A temperatura do cavaco pode chegar a 1000 °C durante a usinagem de aços endurecidos e de algumas ligas de níquel sob certas condições de corte, mas a faixa normal de temperatura do cavaco, quando da usinagem de aços e de outros materiais comuns é de 500°C a 650°C (MACHADO *et al.*, 2011).

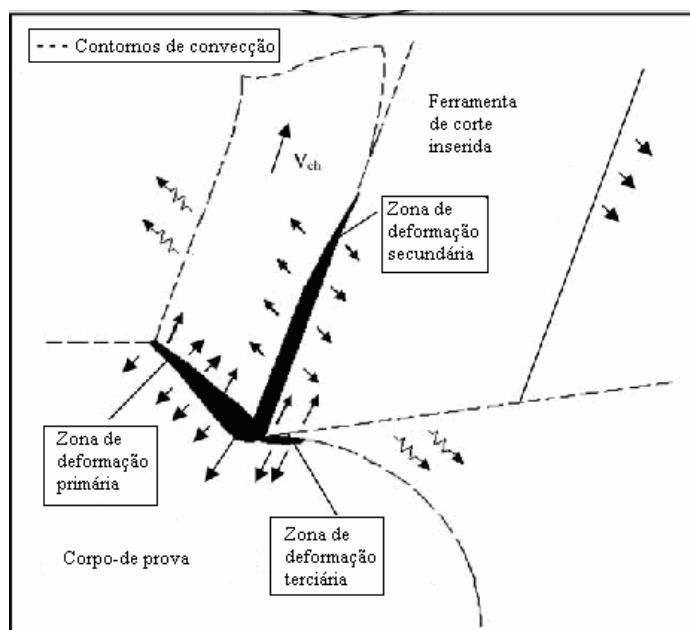


Figura 2.23 - Dissipação de calor durante o corte ortogonal. Fonte: Adaptada de Abukhshim; Mativenga; Sheikh (2006)

A temperatura do cavaco terá pouca influência na temperatura da ferramenta, porque o tempo que uma porção do cavaco passa sobre a superfície de saída da ferramenta é muito pequeno para conduzir calor, além da temperatura da zona de cisalhamento secundário ser maior que a temperatura do cavaco. Desta forma o fluxo de calor é inverso, da zona de cisalhamento secundária para o cavaco (e não o contrário). A presença da zona de fluxo na região de cisalhamento secundário, situação mais frequente garante tempo para a condução de calor para a ferramenta, sendo esta a principal fonte de calor responsável pelo aumento de temperatura da ferramenta de corte (FERRARESI, 2003).

A temperatura na zona terciária, especificamente na interface ferramenta/peça aumenta com a velocidade de corte. Haverá, portanto, um limite prático na velocidade de corte para cada par ferramenta/peça. As altas temperaturas nas ferramentas de corte não só aceleram os mecanismos de desgaste termicamente ativados, como também reduzem o limite de escoamento do material da ferramenta. Na presença de zona de fluxo, as taxas de deformação são muito altas e complexas, dificultando a estimativa da temperatura com base no atual conhecimento dos fenômenos envolvidos. A temperatura na zona de fluxo e, portanto, a temperatura na ferramenta depende da quantidade de material que passa pela zona de fluxo, e isso varia com o material da peça (TRENT; WRIGHT, 2000).

A Figura 2.24 representa uma típica distribuição da temperatura na ponta de uma ferramenta e na zona de corte. As temperaturas na superfície de saída são as maiores. Uma

explicação para este comportamento é devido a uma combinação de grande quantidade de calor gerado na interface cavaco/ferramenta com o calor gerado na zona de cisalhamento primário, o qual é conduzido em sua grande parte pelo fluxo de cavacos (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006).

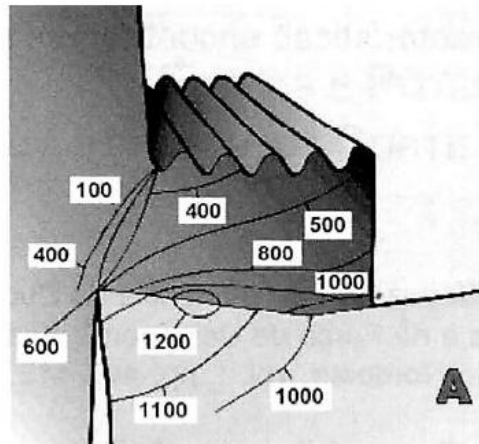


Figura 2.24 - A distribuição da temperatura na zona de corte. Fonte: Diniz; Marcondes; Coppini (2006)

Saoubi e Chandrasekaran (2011) tornearam dois aços inoxidáveis AISI 316L com baixo teor de enxofre denominado de 316L-LS e um outro, com alto teor de enxofre denominado de 316L-S-Ca que sofreu um tratamento com Cálcio para melhorar a usinabilidade. As ferramentas utilizadas foram insertos de metal duro (ISO M25) revestidas por CVD (multicamadas TiN, Al_2O_3 , e Ti(C, N)). A distribuição da temperatura na ferramenta foi mensurada usando uma câmera com sensor de infravermelho, e está representada na Figura 2.25.

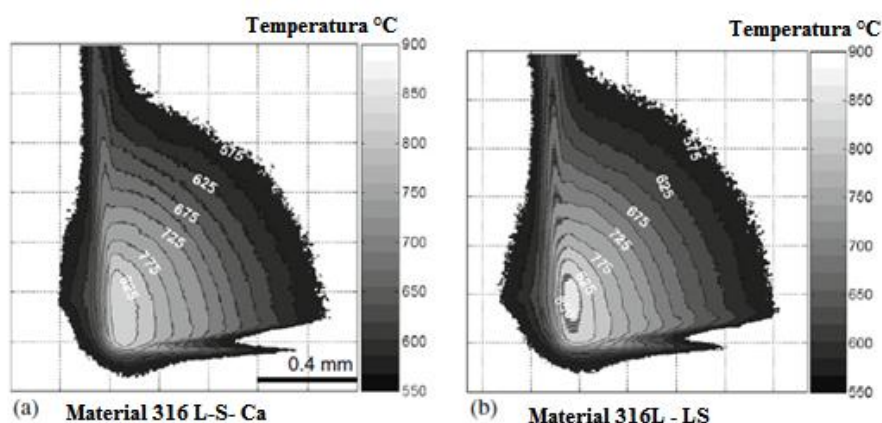


Figura 2.25 - Distribuição da temperatura em uma ferramenta de metal duro. Fonte: Saoubi e Chandrasekaran (2011)

Reichenbach (1958) *apud* Komanduri e Hou (2001) apresentam uma variação da temperatura na zona de corte variando a profundidade de corte para diversos materiais a baixas velocidades de corte. Como se pode ver na Figura 2.26, a temperatura para um aço inoxidável AISI 304 para uma velocidade de corte de 19,8 m/min e para profundidades de corte acima de 0,4 mm ficam acima dos 500 °C.

Trent e Wright (2000) enumeraram pelo menos três parâmetros metalúrgicos que influenciam a temperatura da ferramenta: o ponto de fusão do principal elemento químico do material da peça, sendo quanto maior o ponto de fusão deste elemento, maior a temperatura da interface cavaco/ferramenta, para qualquer velocidade de corte; os elementos de liga que aumentam a resistência do material da peça aumentam a temperatura da interface cavaco – ferramenta para qualquer taxa de remoção de material; e a presença de fases de baixa resistência ao cisalhamento na interface (tais como MnS e grafite) que podem reduzir a temperatura.

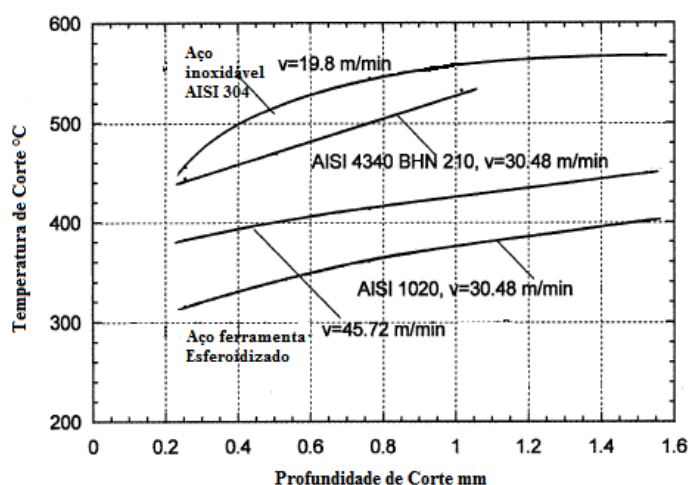


Figura 2.26 - Variação da temperatura na zona de corte. Fonte Reichenbach (1958) *apud* Komanduri e Hou (2001)

2.6 Ferramentas de Corte

Para Shaw (1986), as ferramentas de corte devem apresentar três propriedades importantes que são a estabilidade química e física a altas temperaturas, resistência à ruptura frágil e alta resistência ao desgaste abrasivo.

O material de ferramenta é baseado no princípio da dureza relativa, sendo que o surgimento de novos materiais e ligas estruturais com excelentes propriedades de resistência mecânica e elevada dureza contribui para o aparecimento de materiais de ferramentas mais resistentes para as operações de usinagem (MACHADO *et al.*, 2011).

A eficiência de uma ferramenta de corte é determinada por vários fatores como: material, geometria, qualidade de retificação e qualidade do revestimento. A Figura 2.27 mostra como a dureza varia com a temperatura, para quatro tipos de materiais de ferramenta.

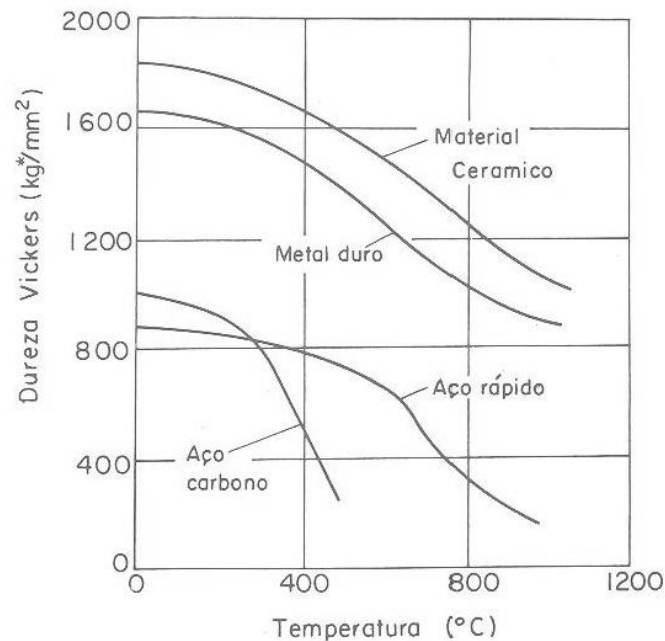


Figura 2.27 - Variação da dureza conforme a temperatura para quatro tipos de ferramentas. Fonte: Ferraresi (2003)

A Figura 2.28 mostra os materiais para ferramentas de geometria definida, existentes atualmente no mercado. Eles estão listados de acordo com o aumento de sua dureza à quente em ordem crescente, e conforme a sua tenacidade em ordem decrescente. Esta ordem também representa o avanço tecnológico dos materiais, de acordo com a cronologia, com algumas exceções.



Figura 2.28 - Principais materiais para ferramenta de corte. Fonte: Adaptada de Shaw (1986)

2.6.1 Material de Ferramenta

A classe mais importante de material de ferramenta é o metal duro. O metal duro surgiu em 1927 com o nome de WiDia (do alemão Wie Diamant = como o diamante), sendo hoje o material mais importante para ferramentas utilizado na indústria. Denominado de metal duro, inicialmente continha apenas o WC + Co, sendo excelente para usinagem de ferros fundidos, porém com uma baixa resistência a craterização quando se usina aços. Para isso adicionou-se TiC, TaC e/ou NbC aos WC + Co, reduzindo o problema de craterização na usinagem dos aços (MACHADO *et al.*, 2011). De acordo com Ferraresi (2003), a dureza tanto à temperatura ambiente como a elevadas temperaturas, e a resistência à ruptura transversal (tenacidade) são as propriedades fundamentais que se exigem do metal duro, quando aplicado em ferramentas de corte.

A norma ABNT ISO 513/2013 classifica os materiais de ferramentas de corte, incluindo os metais duros em seis grupos. A identificação é designada pelas letras P, M, K, N, S e H, também designados por um código de cores (em ordem, azul, amarelo, vermelho, verde, marrom e cinza).

A classificação dentro de um grupo é feita de acordo com a aplicação do metal duro, uma vez que a variedade de composições químicas e processos de fabricação tornam difícil a padronização baseada em outras características. A letra de designação dos metais duros é sempre acompanhada de um número que representa a tenacidade e a resistência ao desgaste da ferramenta. Quanto maior o número, que normalmente varia de 01 a 50, maior a tenacidade e menor a resistência ao desgaste.

A classe M é um grupo de metais duros com propriedades intermediárias entre as da classe P e da classe K. As ferramentas de metal duro tipo M tem uma grande aplicabilidade em aços inoxidáveis austeníticos e aços duplex (MACHADO *et al.*, 2011).

O revestimento de ferramentas de metal duro tem seu sucesso baseado em sua capacidade comprovada de aumentar a vida útil da ferramenta na usinagem de aços e ferros fundidos por pelo menos um fator de dois para três, devido a uma redução nos processos de desgaste, especialmente em altas velocidades de corte (METALS HANDBOOK, 1989).

Segundo Machado *et al.* (2011), os metais duros podem receber tanto o processo PVD como o CVD já que a utilização de temperaturas elevadas do CVD (~1000°C) não implica em problemas para as ferramentas de metal duro, pois as mesmas não sofrem alterações metalúrgicas significativas nestas temperaturas, diferentemente das ferramentas

de aço-rápido. A Figura 2.29 mostra uma ferramenta de metal duro revestida pelo processo de CVD e outra pelo processo de PVD.

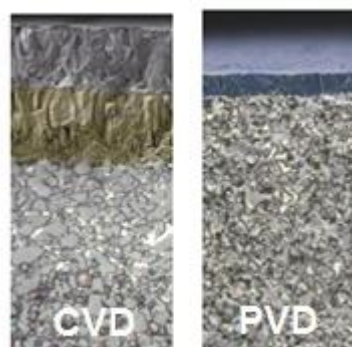


Figura 2.29 - Exemplo de camada de revestimento para ferramentas de metal duro.
Fonte: Sandvik (2005)

Segundo o fabricante Sandvik (2005), as coberturas CVD possuem alta resistência ao desgaste e excelente adesão ao metal duro. Classes com cobertura CVD são a primeira escolha em uma ampla variedade de aplicações onde é importante a resistência ao desgaste, exceto em cortes interrompidos, onde os revestimentos PVD são mais apropriados, pelo fato do CVD normalmente acarreta em uma diminuição da tenacidade da ferramenta.

Segundo Machado *et al.* (2011), os revestimentos de TiC ou TiCN são muito utilizados como primeira camada, pois garantem uma coesão muito boa com o substrato, além do que o TiC é um dos mais duros revestimentos utilizados garantindo uma alta resistência ao desgaste. O óxido de alumínio, por ser um material cerâmico refratário, garante uma estabilidade térmica necessária em temperaturas elevadas, além de ter uma boa resistência ao desgaste por abrasão. O nitreto de titânio (TiN), é responsável por reduzir o coeficiente de atrito entre a ferramenta e o cavaco, sendo quimicamente mais estável que o TiC, o que proporciona uma menor tendência de ocorrer uma difusão com os aços (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006).

Ezugwu e Olajire (2002) avaliaram o desempenho de duas ferramentas de metal duro para a usinagem de um aço inoxidável martensítico. A ferramenta de metal duro com revestimento CVD (Ti (C,N)/ TiC/ Al_2O_3) multicamadas, em muitas condições investigadas, teve uma vida útil mais longa quando comparada com a ferramenta revestida com PVD (TiN) única camada. Além da resistência da aresta melhorada e da maior resistência ao desgaste por difusão fornecida pelos carbonetos cúbicos [TiC e Ta(Nb) C] no substrato, a

estrutura metaestável do revestimento de alumina também aumentou o desempenho global da ferramenta.

Agrawal; Chakrabarti; Chattopadhyay (1995) testaram o desempenho de duas ferramentas de metal duro, uma com revestimento de TiN e outra sem, durante a usinagem de uma aço inoxidável austenítico fundido. A usinagem com a ferramenta de metal duro revestido exigiu maiores forças de corte do que para as ferramentas sem revestimento. Segundo os autores, isto pode ser atribuído ao desgaste por difusão ocorrido na ferramenta, pois o revestimento de nitreto de titânio não proporciona qualquer barreira de difusão, já que profundas crateras foram formadas sobre a superfície de saída das ferramentas revestidas durante a usinagem.

Ciftci (2006) avaliou a usinagem de um aço inoxidável austenítico com ferramentas de metal duro com diferentes revestimentos. O autor concluiu que, em geral, as ferramentas de corte revestidas com TiC/ TiCN/ TiN produzem forças de corte mais baixos do que as revestidas com TiCN/TiC/ Al_2O_3 . As forças de corte mais baixas podem ser atribuídas ao menor coeficiente de atrito sobre a superfície de saída da ferramenta revestida por TiN, pois este tem um coeficiente de atrito mais baixo do que o revestimento de Al_2O_3 .

2.6.2 Geometria das Ferramentas de Corte

A Figura 2.30 mostra algumas das principais características de uma ferramenta de corte para torneamento. A superfície de saída da ferramenta é por onde o cavaco escoa durante a usinagem. As superfícies de folga são as da cunha de corte que defrontam com as superfícies geradas na peça pela usinagem. A aresta principal de corte é a aresta cuja cunha de corte correspondente indica a direção de avanço no plano de trabalho. A ponta de corte é onde se encontram a aresta principal de corte e a aresta secundária de corte.

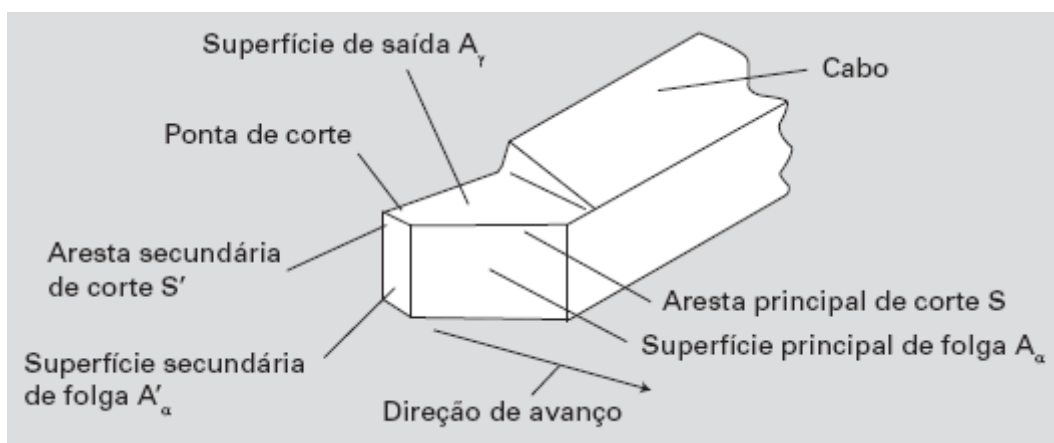


Figura 2.30 - Características de uma ferramenta de torção. Fonte: Ferraresi (2003)

Os ângulos principais de uma ferramenta de corte estão dispostos na Figura 2.31. Na letra **a** pode-se ver o ângulo γ_o , que corresponde ao ângulo de saída. Este ângulo influencia na força e na potência necessária para o corte, pois quanto maior o ângulo de saída, menor será o trabalho de dobramento do cavaco. Valores negativos de ângulo de saída são normalmente empregados na usinagem de materiais difíceis de usinar, por garantirem uma maior resistência à cunha de corte. O ângulo α_o corresponde ao ângulo de folga e sua principal função é evitar o atrito entre a peça e a superfície de folga da ferramenta, dependendo principalmente da resistência mecânica do material da ferramenta e da peça, sendo que quanto maior for a resistência mecânica, menor será o ângulo de folga. O ângulo de cunha está representado pela letra β_o .

Na letra **b** da Figura 2.31 está representado o ângulo λ_s , que é o ângulo de inclinação da ferramenta, que serve para controlar a direção de saída do cavaco, também protege a aresta de corte contra impactos e quando positivo atenua as vibrações.

Em **c** da Figura 2.31 estão representados os ângulos χ_r , χ'_r e ϵ_r , que são respectivamente os ângulos de posição primária, posição secundária e ângulo de ponta. O ângulo de posição tem a função de distribuir as tensões de corte e influenciar na direção de saída do cavaco. O ângulo de ponta é definido em função da profundidade de usinagem e sua principal função é garantir resistência da ponta da ferramenta e sua capacidade de dissipar calor.

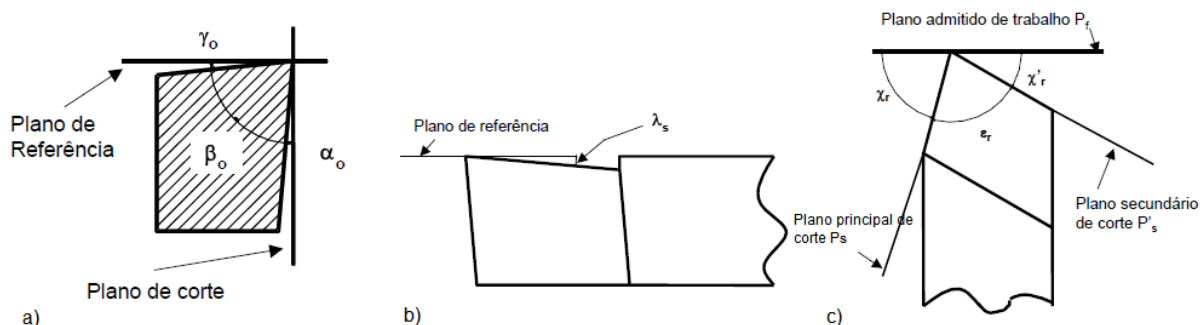


Figura 2.31 - Principais ângulos de uma ferramenta de corte. Fonte: Adaptado de Ferraresi (2003)

Noordin; Venkatesh; Sharif (2007) estudaram a influência do ângulo de folga na usinagem de um aço inoxidável martensítico, para duas ferramentas, uma de metal duro revestido e outra de cermet revestido. Para ambas as ferramentas quanto maior o ângulo de folga, maior a vida da ferramenta.

Korkut *et al.* (2004) avaliaram uma ferramenta de metal duro com revestimento multicamadas (TiC, TiCN, Al₂O₃, TiN) na usinagem a seco de um aço inoxidável austenítico. Os autores utilizaram a geometria de ferramenta designada pelo código CNMG 120408E-2N, para se chegar a uma velocidade de corte ótima, com avanço e profundidade de corte fixos em 0,24 mm/volta e 2,5 mm respectivamente. Para os autores a velocidade de corte ótima seria 180 m/min visto que alcançaram um maior comprimento de corte para um desgaste máximo estipulado de VB_B= 0,3mm.

Cantero *et al.* (2013) concluíram durante o torneamento da liga de níquel INCONEL 718, que um aumento no ângulo de posição secundário diminui a espessura do cavaco deformado e em consequência a pressão na aresta de corte. Uma baixa pressão diminuiu o desgaste por lascamento e evitou o desgaste de entalhe.

2.7 Desgaste, Mecanismos de Desgaste e Vida da Ferramenta

2.7.1 Tipos de Desgaste

Durante a usinagem a ação de cortar muda a forma e a geometria original da ferramenta de corte. Pode-se observar um desgaste progressivo tanto na superfície de folga

como na superfície de saída da ferramenta. De acordo com Machado *et al.* (2011), a Figura 2.32 apresenta as principais áreas de desgaste de uma ferramenta:

- Desgaste de cratera (área A), que ocorre na superfície de saída da ferramenta;
- Desgaste de flanco (área B), que ocorre na superfície de folga da ferramenta;
- Desgaste de entalhe (áreas C e D), que normalmente ocorre na superfície de folga da ferramenta, podendo se estender às vezes pela superfície de saída.

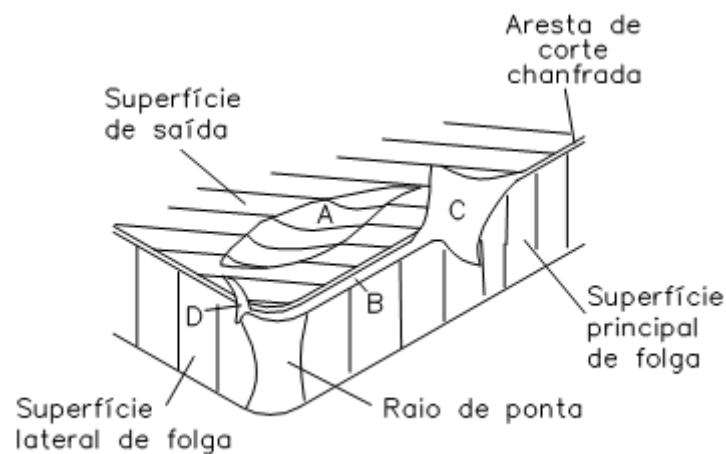


Figura 2.32 - Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte. Fonte: Dearnley e Trent (1982)

Para que estas formas de desgaste não alcancem uma medida elevada prejudicando o processo de usinagem, a Norma ISO 3685 (1993) estabeleceu os parâmetros para quantificar o desgaste das ferramentas de corte, sendo estes representados esquematicamente na Figura 2.33.

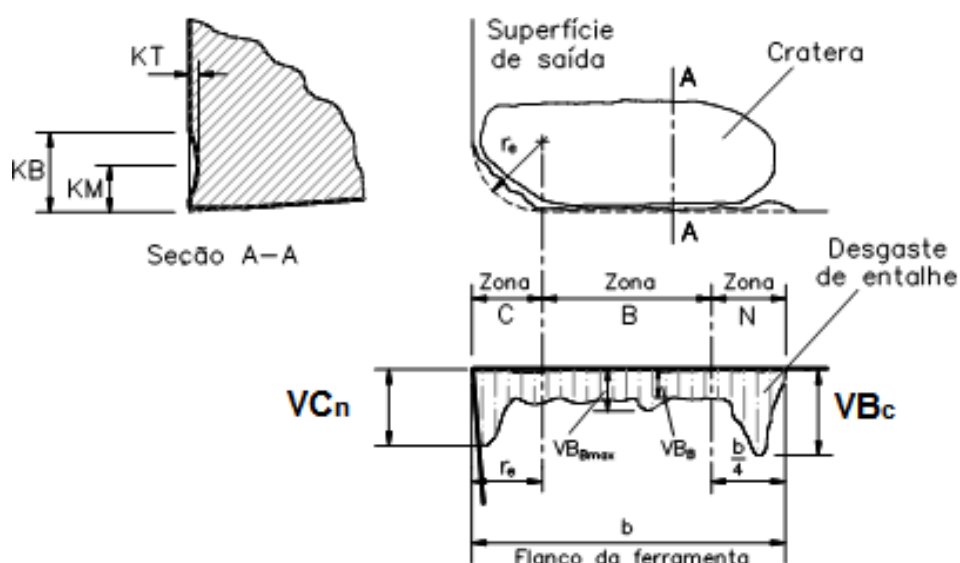


Figura 2.33 - Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte. Fonte ISO 3685 (1993)

Além dos desgastes, podem ocorrer avarias em uma ferramenta de usinagem como o lascamento, trincas e quebras. O lascamento consiste na retirada, durante o processo de corte, de grandes partículas da ferramenta, e ocorre principalmente em ferramentas de material frágil. A evolução do desgaste pode levar à quebra da ferramenta (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006).

As trincas são causadas pela variação da temperatura e/ou pela ação dos esforços mecânicos. As ferramentas de corte usadas no corte interrompido (fresamento) são frequentemente rejeitadas por lascamento, trincamento ou quebras. No corte interrompido as temperaturas flutuam ciclicamente, aumentando durante o tempo ativo, diminuindo durante o tempo inativo da aresta de corte a cada revolução da ferramenta (MACHADO *et al.*, 2011).

A variação cíclica desta temperatura é ilustrada na Figura 2.34. Nesta figura a curva (a) representa o corte contínuo, em que a temperatura sobe rapidamente entrando em regime permanente, a curva (b) mostra como o resfriamento ocorre após cessar o corte contínuo, enquanto que a curva (c) representa o corte interrompido em que, durante o ciclo ativo, há geração de calor, aumentando a temperatura da ferramenta, seguido do ciclo inativo, que a resfria. Desta forma, a temperatura varia ciclicamente.

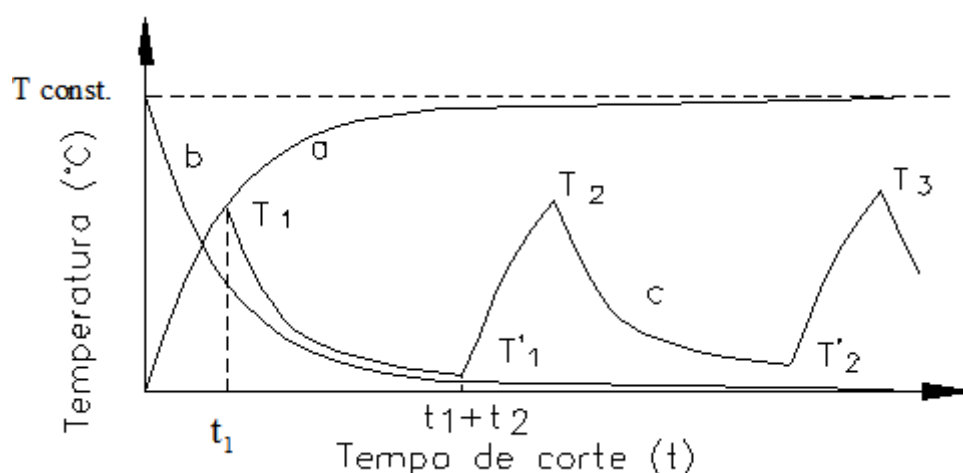


Figura 2.34 - Variação cíclica da temperatura de corte no processo de corte interrompido. Fonte: Palmai (1987)

A flutuação cíclica da temperatura na interface cavaco-ferramenta leva a uma modificação também cíclica da distribuição da tensão na região de corte da ferramenta conforme ilustrado na Figura 2.35, o que pode provocar a formação de trincas térmicas. Segundo Ferraresi (2003), a camada superficial, a uma temperatura bastante alta se dilata. Porém, as camadas subseqüentes em temperaturas inferiores terão uma dilatação menor. Como consequência, tais camadas impedirão o processamento de uma dilatação muito maior na camada superficial (camada de contato cavaco/ferramenta) gerando tensões de compressão. Em consequência disto, haverá tensões de tração a certa distância da superfície de contato. Num instante de tempo seguinte, com a variação da temperatura de corte, isto é, com o resfriamento da camada de contato devido ao tempo inativo, essa camada estará submetida à tração, enquanto que as camadas subseqüentes passarão a ser solicitadas à compressão.

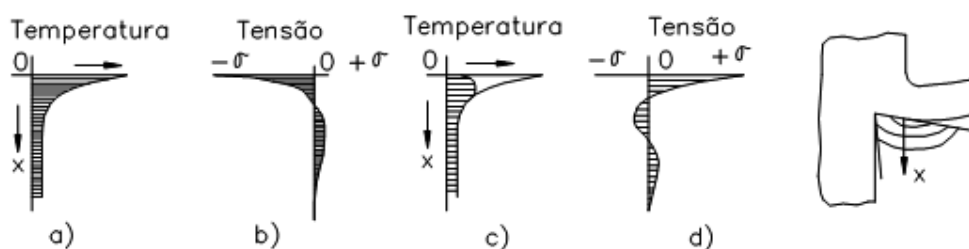


Figura 2.35 - Distribuição da temperatura e de tensões em pastilhas de metal duro no corte interrompido. Fonte: Ferraresi (2003)

Além das trincas térmicas poderem ser frutos da variação de temperatura inerente ao corte interrompido, elas podem também ser provocadas por variação da temperatura causada por acesso irregular do refrigerante de corte (FERRARESI, 2003). Esta flutuação cíclica de tensão promoverá o aparecimento de trincas por fadiga nas ferramentas de metal duro. Essas trincas que são de origem térmica levarão ao desenvolvimento do que se conhece por “sulcos desenvolvidos em forma de pente”.

Outro tipo de avaria presente no processo de corte são as quebras. As quebras podem ser consequência do crescimento excessivo dos desgastes (todas as formas) ou evolução de avarias da ferramenta de corte (trinca ou lasca). A quebra também pode ocorrer inesperadamente devida alguns fatores como uma ferramenta muito frágil, carga excessiva sobre a ferramenta, ângulo de ponta e ângulo de cunha pequenos, entupimento dos canais de expulsão dos cavacos, etc. (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006).

2.7.2 Mecanismos de Desgaste

Os principais mecanismos causadores do desgaste da ferramenta estão presentes na Figura 2.36: adesão, oxidação, abrasão e difusão.

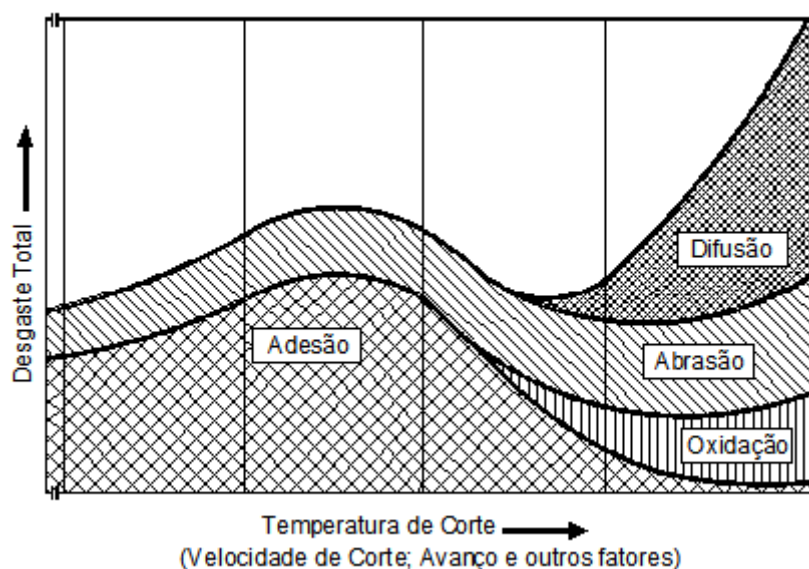


Figura 2.36 - Mecanismos de desgaste das ferramentas de corte em função da temperatura. Fonte: Vieregge (1970), *apud* Konig e Klocke (2008)

De acordo com a figura os mecanismos de abrasão, adesão, difusão e oxidação são apresentados em função da temperatura de corte. Em baixas temperaturas apenas o

mecanismo de adesão e abrasão estão presentes, enquanto que em altas temperaturas o mecanismo de adesão perde espaço para o de difusão e oxidação.

De acordo com Trent e Wright (2000) há seis mecanismos de desgaste diferentes nas ferramentas de corte conforme a Figura 2.37.

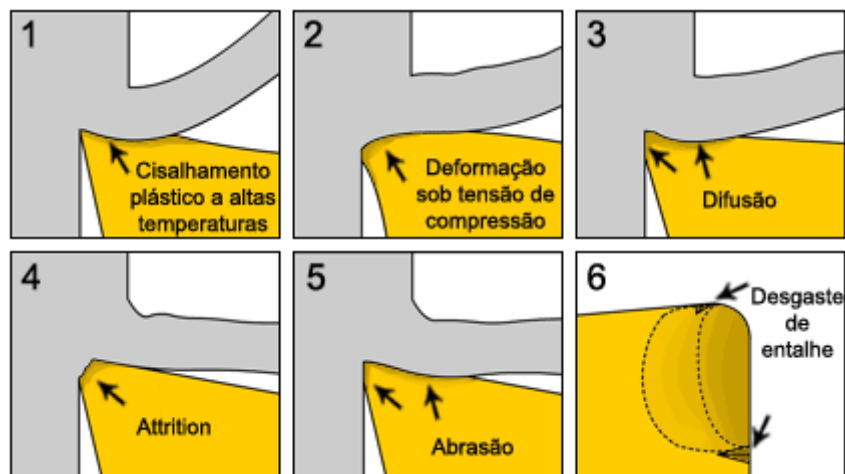


Figura 2.37 - Mecanismos de desgaste que ocorrem nas ferramentas de corte. Fonte: Trent e Wright (2000)

O mecanismo de desgaste por deformação plástica superficial por cisalhamento a altas temperaturas ocorre principalmente na usinagem de materiais que possuem elevado ponto de fusão utilizando-se ferramentas de aço rápido ou metal duro. Em função das elevadas temperaturas desenvolvidas na interface cavaco/ferramenta a resistência ao escoamento do material da ferramenta diminui, e com isso as tensões de cisalhamento ali geradas (dentro da zona fluxo) são suficiente para causar a deformação plástica superficial na ferramenta (MACHADO *et al.*, 2011). A Figura 2.38 mostra uma ferramenta que sofreu deformação plástica superficial por cisalhamento a altas temperaturas.

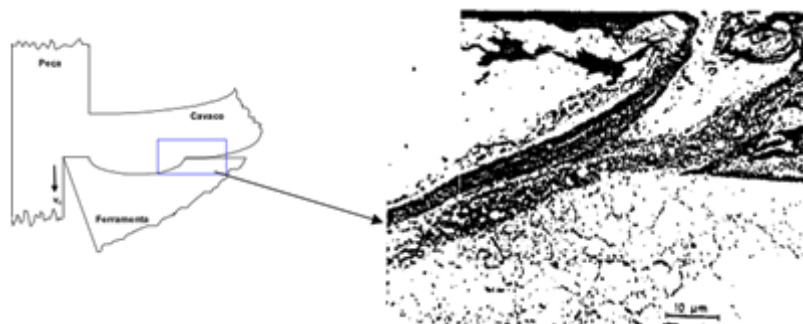


Figura 2.38 - Deformação plástica por cisalhamento à altas temperaturas. Fonte: Trent e Wright (2000)

O mecanismo de desgaste por deformação plástica da aresta de corte sob altas tensões de compressão ocorre principalmente na usinagem de materiais que possuem elevada dureza utilizando-se ferramentas de aço rápido ou metal duro. A combinação de altas tensões de compressão com temperatura elevada na superfície de saída da ferramenta pode provocar deformação plástica da aresta de corte. Quando se utilizam altas velocidades de corte e avanços elevados, a deformação plástica pode levar a uma falha catastrófica. A Figura 2.39 apresenta uma ferramenta que sofreu este processo de desgaste.



Figura 2.39 - Deformação plástica severa na ponta de uma ferramenta de corte promovida pela alta tensão de compressão. Fonte: Kennametal (1995)

O aumento da taxa de remoção de material, da velocidade de corte ou do avanço é muitas vezes limitado pela deformação da ferramenta sob tensão de compressão na superfície de saída. Falhas devido à deformação plástica são mais prováveis em taxas de avanço elevadas e quando se usinam materiais de alta dureza. Ferramentas de metal duro com baixo teor de cobalto podem ser utilizadas em velocidades de corte e taxas de avanço maiores por causa de sua maior resistência à deformação (TRENT; WRIGHT, 2000).

O mecanismo de desgaste por difusão envolve a transferência de átomos de um material para outro e é fortemente dependente da temperatura e da solubilidade dos

elementos envolvidos na zona de fluxo. A área desgastada por difusão, quando observada no microscópio, é lisa. Em usinagem, as velocidades relativas entre ferramenta e peça ou entre cavaco e ferramenta são altas e o tempo de contato entre estes materiais é pequeno. Isto praticamente levaria o mecanismo de difusão a ser desprezível, se não fosse à existência de uma zona de aderência, com velocidade nula na interface cavaco/ferramenta (TRENT; WRIGHT, 2000).

A saturação desta zona não ocorre, pois a gradiente de velocidade na zona de fluxo renova o material periodicamente, garantindo o fluxo difusivo. Este mecanismo de desgaste poderá atuar tanto na superfície de saída como na superfície de folga, e a taxa de desgaste irá aumentar com o aumento da velocidade de corte e do avanço (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006).

O mecanismo de aderência e arrastamento (*attrition*) ocorre geralmente em baixas velocidades de corte em que o fluxo de material sobre a superfície de saída torna-se irregular. A aresta postiça de corte pode aparecer, e o contato com a ferramenta torna-se menos contínuo. Sob estas condições, fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto com o fluxo de material. Este fenômeno geralmente ocorre na zona de escorregamento ao invés da zona de aderência, preferencialmente durante o fresamento, com uso de profundidade de corte irregular ou falta de rigidez do equipamento (MACHADO *et al.*, 2011). A imagem vista através de microscópio ótico da área desgastada por *attrition* possui uma aparência áspera, quando comparada a uma superfície desgastada por difusão. Entretanto, não há uma linha divisória bem definida entre estas duas formas de desgaste. Ambas podem operar simultaneamente. Superfícies desgastadas, quando o metal aderido é removido, apresentam frequentemente algumas áreas com aparência áspera e outras com aparência lisa (TRENT; WRIGHT, 2000).

O desgaste abrasivo envolve a perda de material por micro-sulcamento, micro-corte ou micro-lascamento causados por partículas de elevada dureza relativa. Estas partículas podem estar contidas no material da peça (óxidos, carbonetos, nitretos e carbonitretos) ou podem principalmente ser partículas da própria ferramenta que são arrancadas por *attrition*, por exemplo. Este mecanismo de desgaste é muito importante na usinagem usando pastilhas revestidas, cerâmicas puras e cerâmicas mistas e ultraduras (MACHADO *et al.*, 2011). A resistência da ferramenta ao desgaste abrasivo não está relacionada exclusivamente com sua dureza a altas temperaturas, mas também com o seu coeficiente de tenacidade à fratura.

O desgaste por entalhe não é propriamente um mecanismo, mas sim uma forma de desgaste (áreas C e D na Figura 2.33). Porém não existe um consenso na literatura que

explique exatamente o mecanismo que provoca o desgaste de entalhe. Ele ocorre, principalmente, na usinagem de materiais resistentes a altas temperaturas e com alto grau de encruamento, tais como ligas de níquel, titânio, cobalto e aço inoxidável (MACHADO *et al.*, 2011). Geralmente, nas regiões onde acontece este tipo de desgaste, as condições de escorregamento prevalecem e o mecanismo de desgaste, provavelmente, envolve abrasão e transferência de material e eles são bastante influenciados por interações com a atmosfera. Estudos sugerem que óxidos se formam continuamente e se aderem na ferramenta naquelas regiões. A quebra das junções de aderência entre os óxidos e a ferramenta pode ocasionalmente, remover grãos da superfície desta última, caracterizando a presença de *attrition* (TRENT; WRIGHT, 2000). Para Gahr (1987) esse desgaste é devido à penetração de asperezas duras ou um contra corpo mais duro que entra em contato de deslizamento com uma superfície mais macia e dependendo do sistema tribológico, este desgaste pode ser gerado da combinação dos quatro mecanismos básicos: abrasão, adesão, fadiga da superfície e reação tribo química. Para Shaw; Thurman; Arlgren *et al.* (1966), o entalhe em forma de V é formado pelas rebarbas produzidas nas arestas laterais do cavaco, envolvendo os mecanismos de adesão e arrancamento (*attrition*).

2.7.3 Vida da Ferramenta

De acordo com Diniz; Marcondes; Coppini (2006), a vida da ferramenta é o tempo que a mesma trabalha efetivamente, até perder sua capacidade de corte, dentro de um critério previamente estabelecido. Ao atingir esse tempo determinado a ferramenta deve ser reafiada ou substituída por outra nova. O percurso de corte (L_c) e o percurso de avanço (L_f) para uma vida de T minutos é dado por:

$$L_c = \frac{v_c * T}{1000} \text{ [km]} \quad (13)$$

$$L_f = f * n * T \text{ [mm]} \quad (14)$$

Com esses dados, de acordo com Ferraresi (2003), podem-se construir as curvas de vida da ferramenta a partir de curvas de desgaste pelo tempo para várias velocidades de corte, com a configuração do tempo de vida da ferramenta pela velocidade de corte.

A curva de vida muito conhecida é a proposta por F.W. Taylor, em que a curva de vida na escala logarítmica tem uma representação próxima à linear, indicando uma relação exponencial entre T e v_c . A fórmula de Taylor é escrita da seguinte maneira:

$$T = K \cdot v_c^{-x} \quad (15)$$

Onde o expoente x e a constante K são constantes para cada par ferramenta/peça e influenciados pelas demais condições de corte como valores de f , a_p , fluido de corte etc.

Vários pesquisadores tem aplicado ultimamente uma variação da fórmula de Taylor, chamada de Taylor Expandida, em que se investiga não só a influência da velocidade de corte, mas também a influência de outros parâmetros de corte, como a do avanço e da profundidade de corte (SANTOS, 1996; SALES, 1999; FERRAZ, 2008). Um exemplo desta variação está ilustrado na equação:

$$T = K \cdot v_c^a \cdot f^b \cdot a_p^c \cdot VB_B^d \quad (16)$$

Onde:

T = Tempo de vida da ferramenta;

v_c = é a velocidade de corte;

f = é o avanço;

a_p = é a profundidade de corte;

VB_B = é o desgaste de flanco médio.

K , a , b , c e d = são constantes e coeficientes da fórmula de Taylor expandida e devem ser calculadas para cada par ferramenta-peça.

Por se tratar do método utilizado neste trabalho, segue uma descrição detalhada do método desenvolvido por Santos (1996) para determinar os coeficientes da equação de Taylor, com o intuito de otimizar o número de testes.

Para determinar os parâmetros K, a, b, c e d da fórmula de Taylor expandida, se faz necessário o uso do logaritmo neperiano em ambos os lados da equação:

$$\ln T = \ln K + a \cdot \ln v_c + b \cdot \ln f + c \cdot \ln a_p + d \cdot \ln VB_B \quad (17)$$

Assim a fórmula de Taylor Expandida se transforma em um modelo de regressão linear múltipla. Este modelo apresentado na equação 13 pode ser expresso matricialmente por:

$$Y = X\beta \quad (18)$$

$$Y \begin{bmatrix} \ln T1 \\ \ln T2 \\ \ln T3 \\ \vdots \\ \ln Tn \end{bmatrix} = X \begin{bmatrix} 1 & \ln Vc1 & \ln f1 & \ln ap1 & \ln VBB1 \\ 1 & \ln Vc2 & \ln f2 & \ln ap2 & \ln VBB2 \\ 1 & \ln Vc3 & \ln f3 & \ln ap3 & \ln VBB3 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 1 & \ln Vcn & \ln fn & \ln apn & \ln VBBn \end{bmatrix} * \beta \begin{bmatrix} \ln K \\ A \\ B \\ C \\ D \end{bmatrix}$$

Utilizando o procedimento dos Mínimos Quadrados Comuns, pode-se obter a estimativa do vetor de estimadores dos Mínimos Quadrados:

$$\hat{\beta} = B = (X^T X)^{-1} (X^T Y) \quad (19)$$

Assim os coeficientes da equação de Taylor expandida são estimados usando o Método dos Mínimos Quadrados. Para selecionar o melhor conjunto de parâmetros de usinagem (velocidade de corte, avanço e profundidade do corte) a ser utilizado, Duarte e Arruda (1993) desenvolveram um critério baseado na minimização da razão entre valores máximos e mínimos singulares da matriz de sensibilidade após observar que a precisão com a qual os coeficientes da equação de Taylor são ajustados depende do inverso da matriz conforme equação 13. O inverso dos valores singulares está diretamente relacionado com a precisão da estimativa, sendo assim, a seleção de um conjunto de testes com base neste critério, resulta em um conjunto de coeficientes estimados com o mesmo grau de precisão. Por esta razão, a minimização da razão entre valores máximos e mínimos singulares da matriz de sensibilidade foi utilizada como o critério de experimento ótimo.

Com os valores mínimos e máximos de cada parâmetro de corte selecionados, um programa gera quatro conjuntos de condições de corte, que é o número mínimo de testes necessários para determinar os coeficientes da Equação de Taylor expandida. Para isso o software gera aleatoriamente cinco mil conjuntos de testes e seleciona o conjunto que fornece o valor mínimo para a razão entre valores máximos e mínimos singulares da matriz de sensibilidade. Os testes são realizados e os resultados são utilizados para estimar os

coeficientes da Equação de Taylor expandida e seus respectivos desvios padrão. De posse dos coeficientes e valores de desvio padrão estimados, pode-se calcular a vida útil das ferramentas para uma determinada condição de corte pré-determinada, assim como calcular o erro médio de vida da ferramenta (diferença entre os tempos calculados e os medidos) que serve para avaliar a qualidade da equação gerada.

Kumar; Durai; Sornakumar (2006) estudaram o comportamento de ferramentas de cerâmica na usinagem de um aço inoxidável martensítico a seco. A Figura 2.40 apresenta as curvas de vida encontradas por estes pesquisadores para duas ferramentas, a primeira de alumina com óxido de zircônio, denominada de ferramenta (a) e a segunda chamada de ferramenta (b), também à base de alumina com zircônio e adição de carbonitreto de titânio. Os valores máximos de desgaste utilizados como critério de fim de vida da ferramenta foram: desgaste de flanco $>0,4$ mm; desgaste de cratera $>0,14$ mm; e desgaste de entalhe $>1,0$ mm.

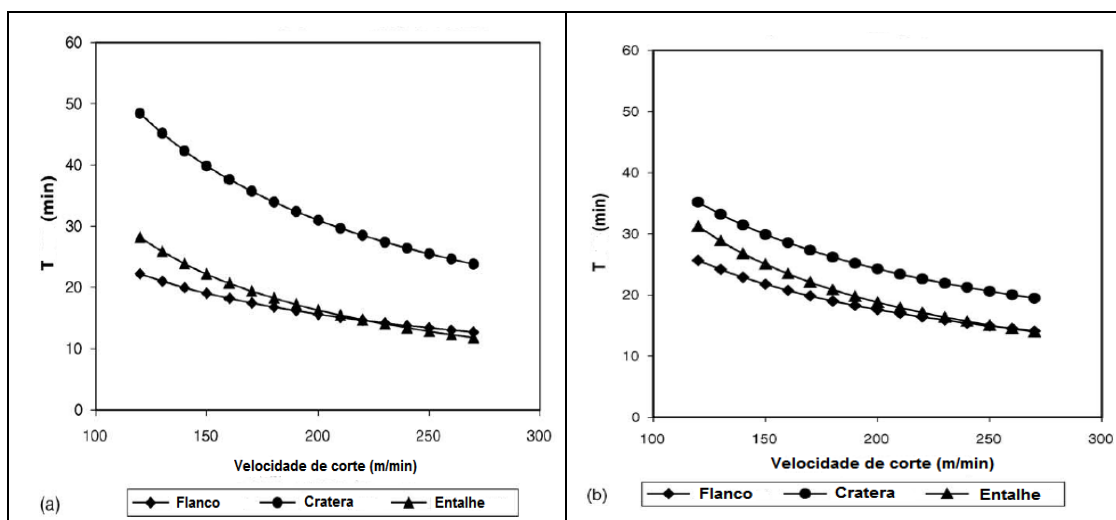


Figura 2.40 - Curva de desgaste para usinagem de um aço inoxidável martensítico com ferramentas cerâmicas (a) Ferramenta a; (b) Ferramenta b. Fonte: Kumara; Durai; Sornakumar (2006)

Pode-se ver que em ambas as ferramentas o desgaste de flanco domina o critério de fim de vida da ferramenta a uma velocidade baixa, no entanto, o desgaste de entalhe passa a predominar a uma velocidade de corte mais elevada, isto é, um pouco acima de 200 m/min.

Noordin; Venkatesh; Sharif (2007) mostram na Figura 2.41 o perfil típico de desgaste de duas ferramentas KT315 e KC9110 que são respectivamente ferramentas de cermet revestido com camada múltipla TiN / TiCN / TiN e metal duro revestido TiCN / Al_2O_3 / TiN, na usinagem de um aço inoxidável martensítico, com velocidade de corte de 130 m/min e avanço de 0,16 mm/volta. Pode ser visto que a ferramenta KC 9110 supera a ferramenta KT 315. Ao entrar na zona C, após aproximadamente 350 s, a ferramenta KT 315 desgasta rapidamente, apresentando material da peça aderido na aresta de corte.

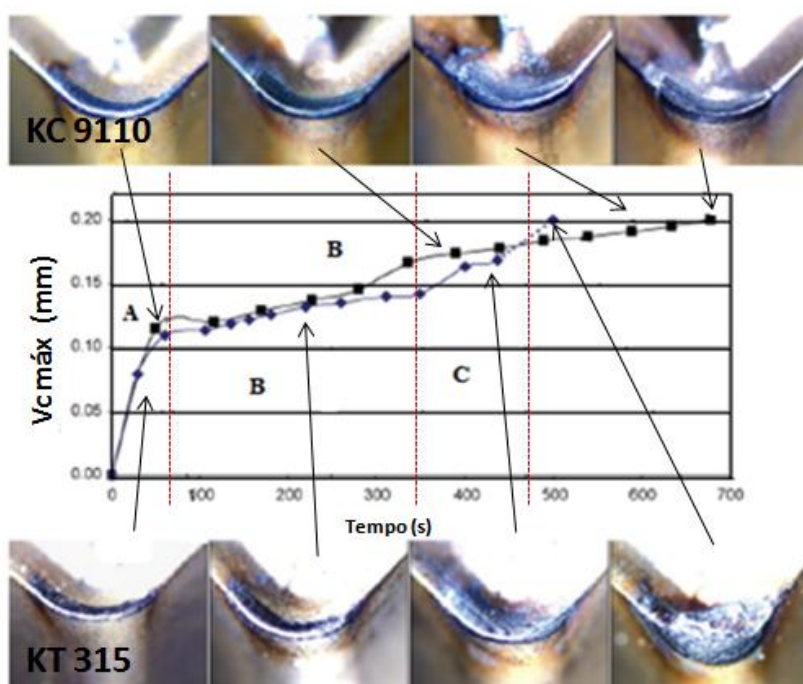


Figura 2.41 - Perfil de desgaste na usinagem de uma aço inoxidável martensítico $V_{c\text{máx}} = 0,2$ mm. Fonte: Noordin; Venkatesh; Sharif (2007)

Bordinassi (2006) avaliou a vida da ferramenta de desbaste de metal duro para o torneamento de um aço inoxidável superduplex. Ele utilizou três pastilhas da Sandvik, a GC2015MM que tem uma cobertura de CVD TiCN / Al_2O_3 de 9 μm de espessura; a GC2025MM que consiste na cobertura por CVD TiCN / Al_2O_3 / TiN de 5,5 μm de espessura; e a GC2035MM que possui uma cobertura por PVD TiAlN de 4 μm . Conforme a Figura 2.42 pode-se concluir que a ferramenta GC2025MM sem aplicação de fluido de corte, apresentou um maior tempo de vida, enquanto que com a aplicação de fluido a ferramenta GC2035MM apresentou o melhor resultado.

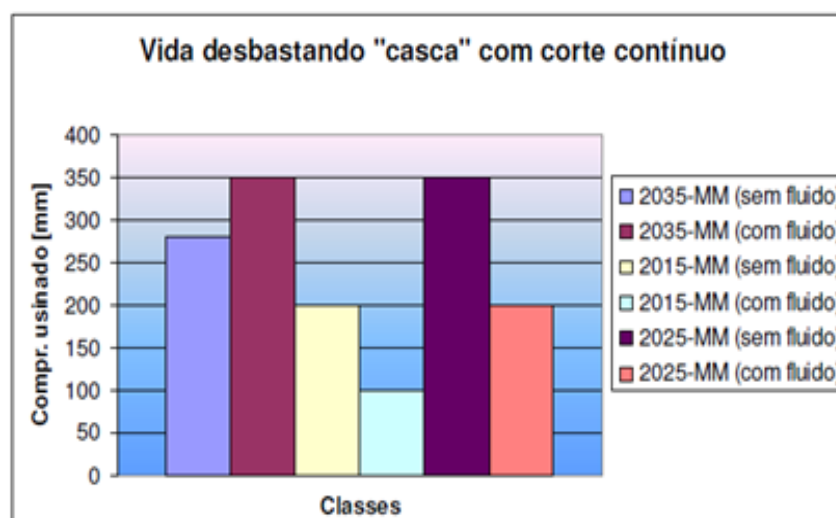


Figura 2.42 - Vida da ferramenta para desbaste de uma aço inoxidável super duplex.
Fonte: Bordinassi (2006)

2.8 Condições Lubrificadorrefrigerantes

Segundo Machado *et al.* (2011), as principais funções de um fluido de corte são: a lubrificação a baixas velocidades de corte; a refrigeração a altas velocidades de corte; a remoção de cavacos na zona de corte e a proteção da máquina-ferramenta e da peça contra a oxidação.

Para Ferraresi (2003), as funções de um fluido de corte se dividem em características funcionais e econômicas. Entre as características funcionais estão a redução do coeficiente de atrito entre a ferramenta e o cavaco, a expulsão do cavaco da zona de corte, a refrigeração da ferramenta e da peça, um melhor acabamento superficial para a peça em usinagem e a refrigeração da máquina-ferramenta. As características econômicas são a redução do consumo de energia de corte, a redução do custo da ferramenta na operação e o impedimento da corrosão da peça em usinagem.

Para os fluidos de corte satisfazerem as suas funções, eles devem possuir as seguintes propriedades: ser antiespumante; anticorrosivo; antioxidante; antidesgaste e antisolda; ter boa umectação; capacidade de absorção de calor e transparência; ser inodoro; não provocar irritações na pele; ser compatível com o meio ambiente; ter baixa variação de viscosidade. De acordo com Machado *et al.* (2011) essas propriedades são adquiridas por meio de aditivos, sendo que os principais são descritos a seguir:

- Antiespumantes: evitam a formação de espumas que poderiam impedir a visibilidade da região de corte e comprometer o efeito da refrigeração do fluido;
- Anticorrosivos: protegem a peça, a ferramenta e a máquina da corrosão;
- Detergentes: reduzem a formação de deposição de lodo, lamas e borras;
- Emulsificantes e Surfactantes: responsáveis pela formação de emulsões de óleo em água e vice versa, tem a função de garantir a uniformidade das emulsões;
- Biocidas: inibem o desenvolvimento de microorganismos, como fungos e bactérias;
- Aditivos de extrema pressão: nas operações mais severas onde uma lubrificação adicional se faz necessária, esses aditivos garantem ao fluido de corte a capacidade de suportar elevadas temperaturas e pressões de corte, reduzindo o contato ferramenta/cavaco.

2.8.1 Tipos de Fluidos Aplicados na Usinagem de Aço Inoxidável

Segundo Diniz; Marcondes; Coppini (2006), para os aços inoxidáveis austeníticos se utiliza óleos com aditivos EP para dificultar o empastamento do cavaco na ferramenta.

Para Ferraresi (2003), no torneamento de aços inoxidáveis são utilizados óleos emulsionáveis comuns ou com EP e óleos minerais sulfurados.

De acordo com Metals Handbook (1989), o torneamento de aços inoxidáveis deve ser realizado com emulsões contendo aditivos EP, ou uma solução com EP concentrada, ou ainda com um óleo mineral com aditivos EP. A baixa viscosidade de óleos com cloro, assim como aditivos EP a base de enxofre, são eficazes para a usinagem de aço inoxidável. Emulsões contendo enxofre e cloro são bons fluidos de corte quando se trabalha com altas velocidades de corte.

Xavior e Adithan (2009) estudaram o torneamento de um aço inoxidável austenítico, utilizando uma ferramenta de metal duro e três fluidos de corte diferentes. O fluido 01 é um óleo de coco, o fluido 02 é uma solução e o fluido 03 é um óleo mineral. Conclui-se que, em geral, o óleo de coco foi um melhor fluido de corte do que o óleo mineral e a emulsão, pois reduziu a rugosidade da superfície e o desgaste da ferramenta de corte.

Akasawa *et al.* (2003) avaliaram as forças de corte para diferentes aços inoxidáveis austeníticos com aditivos de livre corte. Na Figura 2.43 pode-se analisar um comparativo do torneamento desses aços com e sem fluido de corte, onde quando há a presença de fluido as forças de usinagem diminuem mesmo a baixas velocidades de corte.

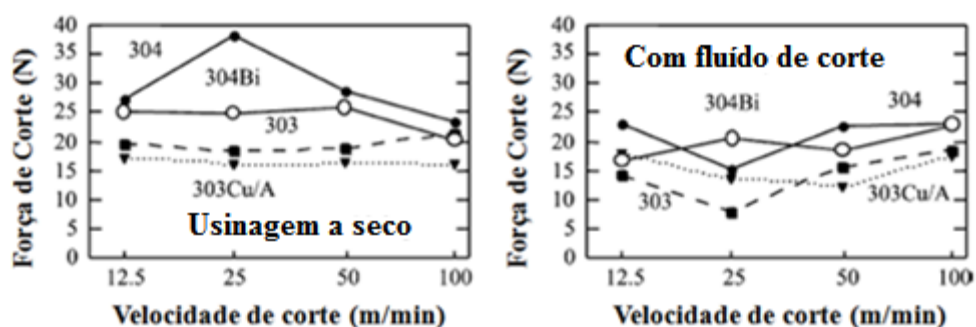


Figura 2.43 - Efeito do fluido na força de corte de aços inoxidáveis austeníticos. Condições de corte ($f = 0,05$ mm/volta, $ap = 0,1$ mm e $t = 4$ min). Fonte: Akasawa *et al.* (2003)

Ezugwu e Olajire (2002) avaliaram a vida das ferramentas de corte de metal duro revestido, durante o torneamento de aços inoxidáveis martensíticos a seco e com fluido de corte do tipo emulsão (5% - 9% concentração). As ferramentas de metal duro revestidos foram T1 (CVD-Ti (C,N) / TiC / Al_2O_3) e T2 (PVD-TiN). A Figura 2.44 mostra a vida da ferramenta conforme a velocidade de corte e as condições de corte a seco e com fluido. A vida da ferramenta diminuiu significativamente com o aumento da velocidade de corte, o que sugere que o aumento da taxa de avanço e a velocidade de corte, bem como a usinagem sem refrigeração aumentam a taxa de desgaste da ferramenta. A Figura 2.44 mostra também que em velocidades altas a vida mais longa da ferramenta foi para a ferramenta T1 que é revestida por múltiplas camadas de CVD com a presença de refrigeração. Isto implica que o uso de refrigerante, apesar de aumentar a compressão, pode reduzir a temperatura na cunha de corte e expulsar cavacos aprisionados nas interfaces cavaco/ferramenta e ferramenta/peça aumentando a vida útil da ferramenta durante a usinagem.

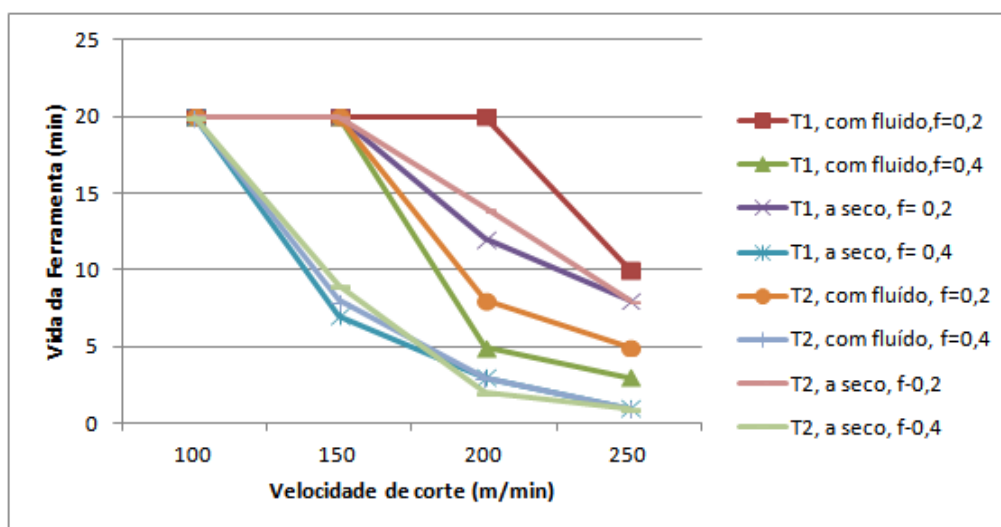


Figura 2.44 - Vida das ferramentas de metal duro, com e sem fluido de corte. Fonte: Ezugwu e Olajire (2002)

2.8.2 Método/Técnicas de Aplicação

Basicamente existem três métodos de aplicação de fluido de corte: o jorro a baixa pressão; o sistema de alta pressão e a atomização.

O jorro é o método mais utilizado devido a sua simplicidade. O sistema a alta pressão exige equipamentos mais complexos. O sistema de atomização é também chamado de mínima quantidade de fluido – MQF – em que se pulveriza uma quantidade mínima de óleo, cerca de 60 ml/h, em um fluxo de ar comprimido (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006). De acordo com Shokrani; Dhovia; Newman (2012) esta mistura penetra na zona de corte, a fim de lubrificar a zona de contato de cavaco/ferramenta e reduz as temperaturas.

Lahres; Doerfel; Neumuller (1999) estudaram o fresamento de um aço inoxidável austenítico com duas ferramentas de metal duro (uma considerada padrão, revestida com Ti(C N) e outra revestida com $(\text{TiAlN} + \text{MoS}_2)$ comparando os sistemas de lubrificação MQF, jorro e a seco. Os seguintes parâmetros foram utilizados: velocidade de corte de 424 m/min, velocidade de avanço de 140 mm/min, avanço por dente de 0,156 mm/dente e uma profundidade de corte de 10 mm. No sistema de MQF o fluxo de volume de ar foi de cerca de 50 l/min, e o fluxo de óleo foi de 20 ml/h. A Figura 2.45 mostra os resultados obtidos e, segundo os autores, um aumento da velocidade de corte em até 30% na ferramenta revestida com $\text{TiAlN} + \text{MoS}_2$ (sob a técnica MQF) não conduz a uma diminuição da vida útil da ferramenta, em comparação com a ferramenta revestida com Ti(CN) com a mesma técnica de MQF.

Em relação à produção efetiva da ferramenta com Ti(CN) padrão com jorro, a vida da ferramenta revestida com TiAlN + MoS₂ com incremento na velocidade de corte de 30% foi maior em 80%. Estes resultados demonstram que para o fresamento a técnica de MQF pode ser uma ótima opção.

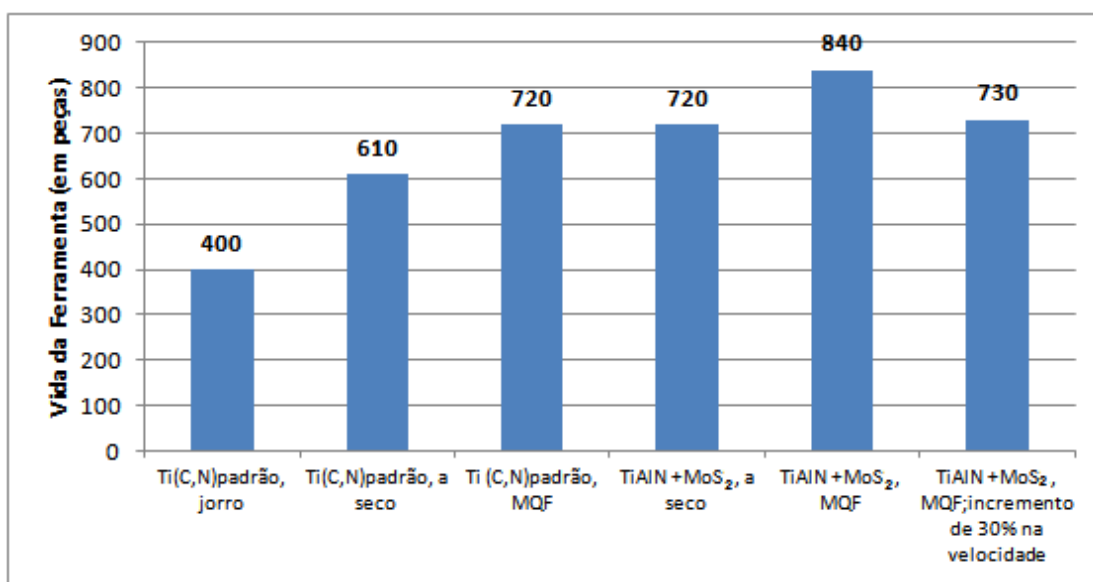


Figura 2.45 - Comparação da vida da ferramenta x tipos de revestimentos e sistema de lubrificação. Fonte: Lahres; Doerfel; Neumuller (1999)

2.9 Integridade Superficial

De acordo com Shaw (1986), a integridade de uma superfície usinada é um dos mais importantes pontos a ser considerado durante uma usinagem. A condição final de uma superfície usinada é resultado de um processo que envolve deformações plásticas, ruptura, recuperação elástica, geração de calor, vibração, tensões residuais e às vezes, reações químicas. Para Machado *et al.* (2011) a integridade superficial pode ser classificada em alterações na superfície ou acabamento como ondulações, falhas e rugosidade ou em alterações em camadas internas da peça denominada de alterações subsuperficiais que podem ser originadas de fatores mecânicos ou fatores metalúrgicos.

2.9.1 Rugosidade

A rugosidade é considerada uma alteração superficial, e em muitos casos a rugosidade é utilizada nas operações de usinagem como um parâmetro de saída do processo, sendo especificada de acordo com a aplicação do componente usinado.

A rugosidade pode ser avaliada por diversos parâmetros que podem ser classificados em:

- Parâmetros de Amplitude: determinados por alturas dos picos, profundidade dos vales ou pelos dois, sem considerar o espaçamento entre as irregularidades ao longo da superfície;
- Parâmetros de espaço: determinados pelo espaçamento do desvio do perfil ao longo da superfície;
- Parâmetros híbridos: determinados pela combinação dos parâmetros de amplitude e de espaço.

De acordo com a norma ABNT NBR ISO 4287 (2002), os principais parâmetros de rugosidade podem ser definidos de acordo com a Tabela 2.3.

Tabela 2.3 - Principais parâmetros de rugosidade de acordo com a norma ABNT NBR ISO 4287 (2002)

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

O parâmetro R_a é o mais utilizado por representar um valor médio, porém somente ele não é suficiente para identificar algumas características importantes na superfície, pois perfis diferentes podem apresentar R_a bem próximos.

O R_q tem o efeito de ampliar os valores dos picos e vales isolados, podendo evidenciar possíveis defeitos ou marcas em superfícies bem acabadas.

Os parâmetros R_t e R_z servem quando se deseja especificar a altura máxima da rugosidade e são influenciados por qualquer defeito ou irregularidade na superfície.

O parâmetro R_{ks} denominado de *skewness* indica se as irregularidades da superfície são na maioria picos ou vales, se o *skewness* for positivo tem-se uma superfície com mais picos, caso o valor de *skewness* for negativo, a superfície apresenta mais vales.

O parâmetro R_{ku} chamado de *kurtosis* mostra que se a distribuição da amplitude de um perfil tiver uma forma gaussiana balanceada, o valor de R_{ku} será próximo de 3, ou seja, uma superfície acidentada e áspera terá um R_{ku} menor que 3, enquanto que em superfícies com muitos picos o valor será maior de 3.

O comprimento de amostragem (l_r) é definido segundo a norma ABNT NBR ISO 4287 (2002), como sendo o comprimento na direção do eixo X usado para identificar as irregularidades características do perfil sob avaliação. O comprimento de avaliação (l_n) é entendido como sendo o comprimento na direção do eixo X usado para estabelecer o perfil sob avaliação e pode conter um ou mais comprimentos de amostragem. O recomendado é ter um comprimento de avaliação equivalente a cinco vezes o comprimento de amostragem, para obter uma maior confiabilidade dos dados. A Tabela 2.4 apresenta estes valores de acordo com a norma NBR ISO 4287 (2002):

Tabela 2.4 - Comprimento de amostragem de acordo com o a faixa de R_a e de acordo com a norma ABNT NBR ISO 4287 (2002)

Faixa de R_a (μm)	Comprimento de amostragem l_r (mm)	Comprimento de avaliação l_n (mm)
Até 0,02	0,08	0,4
De 0,02 a 0,1	0,25	1,25
De 0,1 a 2	0,8	4
De 2 a 10	2,5	12,5
De 10 a 80	8	40

De acordo com Machado *et al.* (2011) os parâmetro R_a e R_t podem ser calculados teoricamente para o processo de torneamento, onde se o avanço (f) é menor que o raio de ponta (r_ϵ) da ferramenta, o valores são aproximadamente:

$$R_a = \frac{f^2}{18\sqrt{3} * r_\epsilon} = \frac{f^2}{31,2 * r_\epsilon} \quad (20)$$

$$R_t = \frac{f^2}{8 * r_\epsilon} \quad (21)$$

Estas equações mostram que dentre os parâmetros da condição de corte o mais influente sobre a rugosidade é o avanço, ou seja, a altura dos picos e a profundidade dos vales, proporcionado pelas marcas de avanço tendem a aumentar em proporção quadrática ao avanço. Porém este é um valor teórico, já que a rugosidade pode ser afetada de outras formas durante a usinagem, como pela formação da APC, a geometria da ferramenta, vibração do sistema e as condições de corte.

Quanto a APC os fragmentos cisalhados desta durante o processo de usinagem podem permanecer aderidos na superfície da peça, piorando o acabamento superficial. Na geometria da ferramenta, o raio de ponta é o principal, sendo que quanto maior o raio de ponta melhor, pois diminui os efeitos das marcas de avanço, porém se este for excessivamente alto pode induzir vibrações, piorando a rugosidade. O ângulo de saída (γ_o) tem influência no fenômeno chamado de fluxo lateral, que consiste numa porção de material que sofre deformação plástica sem se separar da peça durante a ação da ferramenta, ou seja, durante a formação do cavaco uma porção se torna cavaco e outra fica na peça em forma de rebarba prejudicando o acabamento. Quanto maior a velocidade e maior o ângulo de saída (γ_o), menor será o fluxo lateral. Ainda sobre a geometria da ferramenta, quanto maior o ângulo de folga (α_o) menor o contato com a superfície usinada e menor serão as forças que causam flexões, portanto melhor o acabamento.

Para as condições de corte além do avanço que é muito influente, um aumento na velocidade de corte gera maiores temperaturas minimizando a força de cisalhamento, o que faz com que melhore o acabamento. Mas o aumento da velocidade faz com que aumente a rotação do eixo-arvore que pode gerar uma maior vibração prejudicando a rugosidade.

Bordinassi *et al.* (2007) estudaram a influência dos parâmetros de corte na rugosidade após o torneamento de um aço inoxidável superduplex e chegaram a conclusão que o avanço e a velocidade de corte foram os fatores de maior influência, sendo que o menor avanço e a maior velocidade obtiveram a menor rugosidade.

Gravalos (2008) estudou a integridade superficial de um aço inoxidável superaustenítico após a operação de torneamento e chegou à conclusão após um ensaio de corrosão que quanto maior a rugosidade da superfície acabada, maior a perda de massa e a concentração de *pites*, conforme mostrado Figura 2.46.

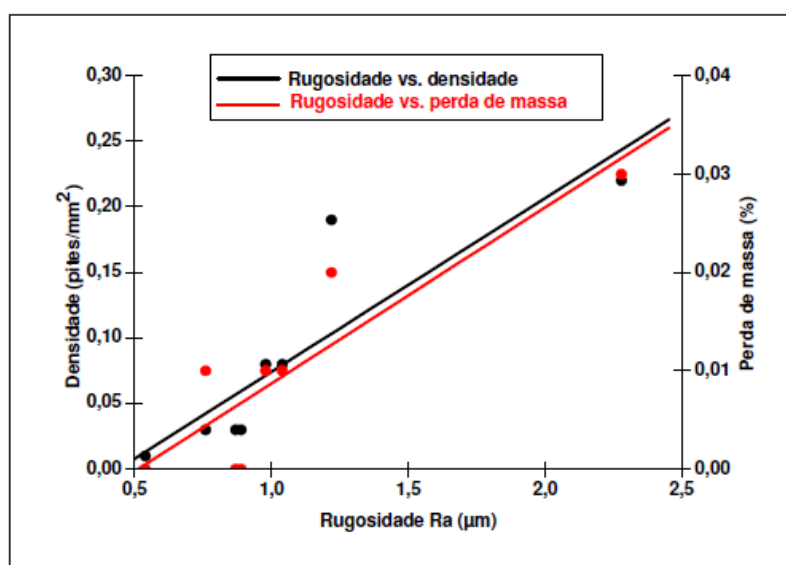


Figura 2.46 - Rugosidade versus densidade (pites/mm^2) versus perda de massa (%) para um aço inoxidável superaustenítico. Fonte: Gravalos (2008)

De acordo com Gentil (1996) a corrosão por *pites* é uma forma de corrosão que se processa em pontos ou em pequenas áreas localizadas na superfície metálica produzindo pites, que são cavidades que apresentam o fundo em forma angulosa e profundidade geralmente maior do seu diâmetro. Para Ferreira *et al.* (2002) a forma da cavidade é na maioria das vezes responsável por seu crescimento contínuo, sendo o *pitting* uma das formas mais destrutivas e insidiosas de corrosão em aços dispostos em ambientes agressivos que contém cloretos, conforme ilustrado na Figura 2.47.



Figura 2.47 - Corrosão por *pites* em um tubo de aço inoxidável AISI304. Fonte: Ferreira *et al.*(2002)

O número de *pites* por unidade de área serve para caracterizar a extensão do processo corrosivo e como visto na Figura 2.46 a densidade é altamente influenciada pela rugosidade da peça, tornando esta então um parâmetro importante para aços aplicados na indústria do petróleo.

CAPÍTULO III

METODOLOGIA

O objetivo deste trabalho é determinar a usinabilidade de dois aços inoxidáveis (S41426 e S41000) utilizados na indústria do petróleo. Para isso foi programada uma série de ensaios para caracterizar os materiais e a usinabilidade dos mesmos. A Figura 3.1 mostra o esquema dos ensaios realizados.

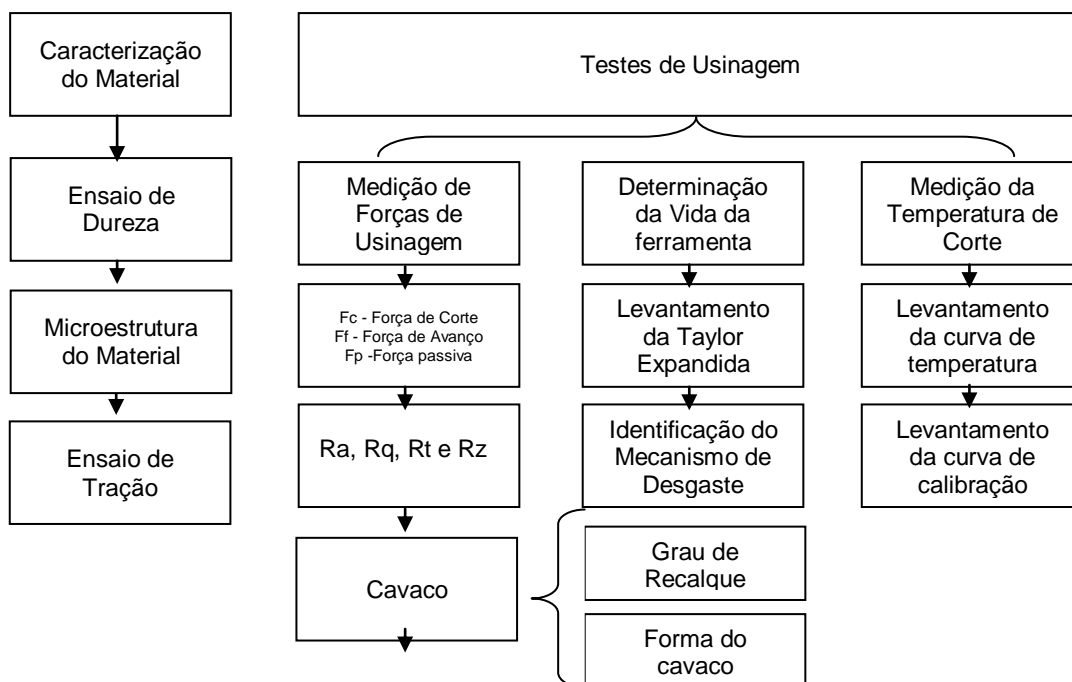


Figura 3.1 - Desenho esquemático dos ensaios realizados

3.1 Caracterização do Material da Peça

Os materiais foram fornecidos pela empresa Villares Metals S.A., sendo um material um aço inoxidável supermartensítico denominado de VSM13A que pela normalização unificada é chamado de S41426 e outro um aço inoxidável martensítico denominado de VC140Mod é classificado como S41000. Ambos os materiais foram fornecidos em barras cilíndricas no estado recozido. A Tabela 3.1 mostra as dimensões e quantidades de cada material.

Tabela 3.1 - Quantidade e dimensão do material fornecido

Material	UNS	Nome Popular	Nome Villares	Quantidade	Diâmetro (mm)	Comprimento (mm)
A	S41000	13 Cr	VC140mod	5	180	280
B	S41426	Super 13Cr	VSM13A	5	180	500

A Tabela 3.2 mostra a composição química dos materiais fornecidos, sendo o S41000 o material A e o S41426 o material B. Importante lembrar que todos os gráficos, resultados e discussões sobre os ensaios dos materiais levaram a denominação de material A e material B.

Tabela 3.2 - Composição química dos materiais em estudo

Material	Nomenclatura	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	V	Ti	Al	N
Material A	S41000	0,20	0,30	0,50	0,015	0,001	12,20	-	-	-	0,04	0,02	0,04
Material B	S41426	0,012	0,25	0,50	0,015	0,001	12,20	2,00	6,00	0,04	0,15	0,02	0,01

3.1.1 Dureza

Para determinar a dureza do material foi cortada uma seção das barras de cada material e posteriormente faceadas para melhorar a visualização da calota esférica. As

amostras foram analisadas pelo laboratório CIMATEC da Bahia. O equipamento utilizado foi um Durômetro LC-200 RB *Full Automatic Load-Cell System – Rockwell Type Hardness Tester*. Este equipamento possui um penetrador de diamante e imprimiu uma pré-carga de 10 kgf e, sequencialmente, uma carga de 150 kgf nas amostras.

3.1.2 Microestrutura

Para a análise de microestrutura foram cortados segmentos de uma calota para cada material. As amostras foram analisadas pelo laboratório da CIMATEC da Bahia. O equipamento utilizado foi Microscópio Metalográfico Zeiss AXIOVERT 100A acoplado com uma câmera digital JVC DIGITAL – TK-C1380U.

3.1.3 Teste de Tração

O teste de tração foi realizado no LPM - Laboratório de Projetos mecânicos - UFU com o equipamento MTS (*Material Test System*) 810. Foram produzidas 3 amostras de cada material conforme norma NBR ISO 6892 (2013). A Figura 3.2 ilustra a amostra presa ao sistema hidráulico da máquina.



Figura 3.2 - Amostra do material presa ao sistema hidráulico do equipamento para ensaio de tração

3.2 Ensaio de Vida da Ferramenta

Para o ensaio de vida da ferramenta foi realizado no torno Romi CNC Multiplic 35 - D com rotação máxima de 3000 rpm com comando numérico GE FANUC Series 21i - TB conforme ilustrado na Figura 3.3.



Figura 3.3 - Torno Romi CNC Multiplic 35 - D

A ferramenta utilizada para o ensaio de vida foi uma ferramenta de metal duro com revestimento em CVD com uma camada de 2,5 μm de TiC - TiCN - TiN para garantir uma melhor resistência ao desgaste. Sua geometria é SNMG 12 04 08 - MF e o suporte utilizado apresenta nomenclatura PSBNR 2525M, ambos fabricados e fornecidos pela Sandvik Coromant conforme ilustrado na Figura 3.4.



Figura 3.4 - Suporte da ferramenta e pastilha de metal duro

As faixas dos parâmetros de corte recomendadas pelo fabricante para a ferramenta de metal duro utilizada na usinagem de aços inoxidáveis martensíticos são: $v_c = 90 - 115$ m/min, $f = 0,15 - 0,50$ mm/volta e $a_p = 0,50 - 4,00$ mm.

Ambos os materiais foram usinados utilizando o fluido de corte Vasco1000 da *Blaser Swissslube* do Brasil Ltda, à base de óleo vegetal miscível em água, na concentração de 8% e uma vazão de 18 l/hora.

3.2.1 Determinação dos Parâmetros da Fórmula de Taylor Expandida

A equação de Taylor Expandida pode ser expressa por:

$$VB_B = K * v_c^a * a_p^b * f^c * T^d \quad (22)$$

Onde:

T = Tempo de vida da ferramenta;

v_c = velocidade de corte;

f = avanço;

a_p = profundidade de corte;

VB_B = desgaste de flanco médio.

K , a , b , c e d = são os coeficientes e/ou constantes da fórmula de Taylor expandida.

A determinação dos coeficientes da equação de Taylor foi feita através de uma metodologia desenvolvida no LEPU pelo autor Santos (1996) que foi detalhada no item 2.7.3. Este método está ilustrado na Figura 3.5. Primeiramente são definidos os limites máximos e mínimos dos parâmetros da equação; v_c , f , a_p e VB_B . Na sequência, esses limites são alimentados no programa que, aleatoriamente, sugere milhares de condições de corte, dentro dos limites estipulados. Baseado em uma metodologia de otimização, ele calcula as condições de corte para serem usadas nos quatro primeiros ensaios de vida, que devem ser executados até o limite máximo do desgaste VB_B , aqui estipulado em 0,3 mm. Estas quatro condições iniciais foram utilizadas em ensaios para ambos os materiais. De posse dos dados de Tempo e VB_B oriundos desses ensaios, os mesmos são inseridos no programa, que gera os coeficientes e os desvios padrão dos coeficientes da fórmula de Taylor Expandida. Outra rotina do programa calcula o coeficiente de variação baseado no desvio padrão dos coeficientes da equação, em que determina em quanto o desvio padrão é pequeno em relação ao coeficiente da fórmula de Taylor expandida. Se o coeficiente de

variação é grande, uma quinta condição é sugerida e usada em mais um ensaio. Após alimentar também este resultado no programa, novos coeficientes são estabelecidos e se necessário, uma sexta condição é novamente sugerida, e assim sucessivamente, até que o coeficiente de variação seja estabilizado ou minimizado. Nesta ocorrência, os coeficientes da equação ficam estabelecidos como definitivos e usados como resultado.

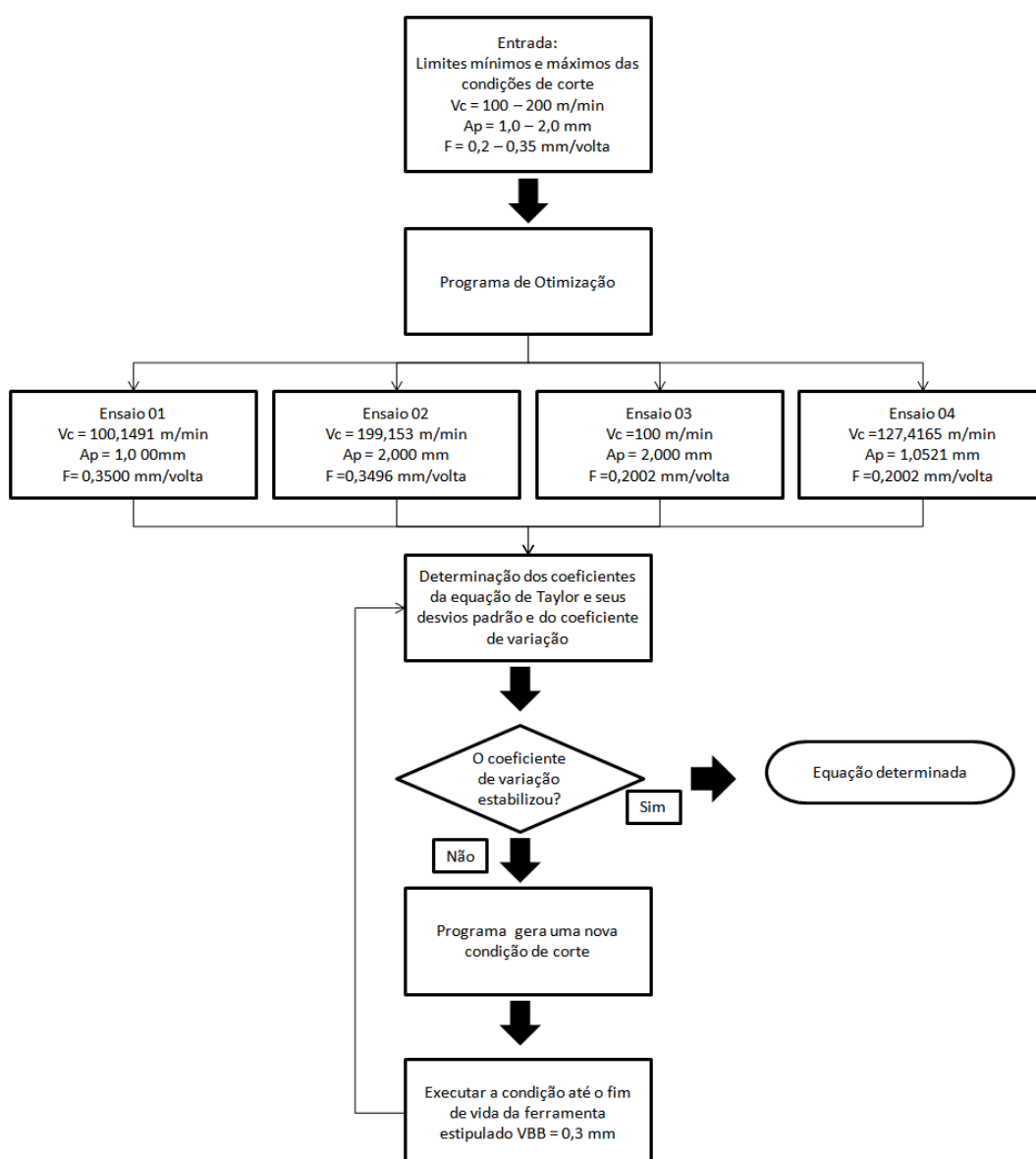


Figura 3.5 - Fluxograma da rotina para determinar os coeficientes da fórmula de Taylor Expandida

Para cada ensaio foi calculado o erro percentual absoluto médio em relação ao VB_B medido nos ensaios. O erro percentual absoluto médio foi calculado baseado na fórmula 19:

$$\text{Erro Percentual Absoluto Médio} = 100 * \frac{\sum_{t=1}^n |VB_{B \text{ medido}} - VB_{B \text{ calculado}}|}{n} \quad (23)$$

Para o material A somente os 4 primeiros ensaios descritos na Figura 3.5 foram executados devido à falta de material para prosseguir com os testes. Para o material B o teste foi até o 6º ensaio, em que o coeficiente de variação foi dado como estabilizado. As condições para os demais ensaios realizados para o material B estão dispostas na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 - Condições de corte para os demais ensaios realizados para o material B

Ensaio	v_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/volta)
Ensaio 05	200,00	2,00	0,35
Ensaio 06	100,00	1,00	0,20

3.2.2 Medição do VB_B

Durante os ensaios de vida da ferramenta, o VB_B foi medido através de imagens dos desgastes gerados ao longo do teste, nas respectivas condições de corte, adquiridas por um Estéreo Microscópio SZ6145TR Olympus, acoplado com sistema de Captura & Análise de Imagens Colorido, modelo Image-Pro Express Kit. A Figura 3.6 apresenta um exemplo de como o desgaste foi mensurado. O VB_B utilizado como critério de fim de vida é de 0,3 mm.

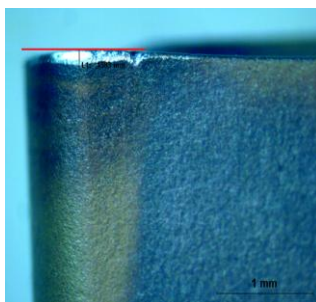


Figura 3.6 - Exemplo da forma em que o VB_B foi mensurado no decorrer dos ensaios de vida da ferramenta

3.2.3 Caracterização do Mecanismo de Desgaste da Ferramenta

O mecanismo de desgaste foi caracterizado através do auxílio do Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) TM3030 - *Hitachi Analytical TableTop Microscope*. Como em todas as ferramentas houve a presença de material aderido, estas foram mergulhadas em uma solução de HCl para remoção da camada aderida para que o mecanismo de desgaste pudesse ser analisado.

3.3 Ensaio para Medição da Força de Usinagem

O ensaio para medição de força e potência de usinagem foi realizado através do método univariado (*one variable at time*) em que foi avaliada a influência de uma variável de cada vez nas variáveis de saída, ou seja, entre a profundidade de corte, o avanço e a velocidade de corte fixavam-se duas delas e variava-se a outra. Para cada ensaio foi feito a réplica e a tréplica, com uma taxa de aquisição de 6.000 mil pontos por segundo. O tempo de aquisição foi de 5 segundos gerando um total de $30.000 \times 3 = 90.000$ pontos. As variações se deram nos intervalos conforme Tabela 3.4.

Tabela 3.4 - Dados das condições de corte para o ensaio de medição de força

Ensaio	v_c (m/min)	f (mm/volta)	a_p (mm)
Ensaio 01	10 - 400	0,20	1,0
Ensaio 02	150	0,15 – 0,40	1,0
Ensaio 03	150	0,20	0,5 – 3,0

Foram medidas as três componentes de força de usinagem, isto é, força de corte (F_c), força de avanço (F_f) e força passiva (F_p). Os sinais de força foram adquiridos através de um dinamômetro *Kistler* modelo 9265B composto por quatro sensores de cristais de quartzo para medir as três componentes ortogonais da força de usinagem. O sinal de saída do dinamômetro é enviado a um amplificador de sinais, também fabricado pela *Kistler Instrument*, modelo 5070A, que posterior à amplificação envia o mesmo para uma placa de aquisição da *National Instrument* modelo USB DAQPad-6251 onde se pode acompanhar o

resultado da medição em tempo real através do programa *Labview*® instalado no computador.

Para o cálculo dos coeficientes de Kienzle foram utilizados os dados de força de corte medidos no ensaio em que se variou o avanço, tendo a velocidade de corte e a profundidade de corte mantidas respectivamente em 150 m/min e 1 mm. De posse dos valores foram construídos gráficos bilogarítmico para cada material, com auxílio de uma planilha Excel, de onde se retirou os valores dos coeficientes de Kienzle através da equação da reta.

3.4 Medição da Rugosidade

A rugosidade foi medida considerando a superfície da peça gerada nos ensaios de medição de força. Foram efetuadas 3 medições (afastados em 120° aproximadamente em cada ponto) em 3 pontos diferentes da barra, num total de 9 medições para cada condição de teste. Os parâmetros coletados foram R_a , R_z , R_q e R_t . Antes de efetuar a medição a barra foi limpa com acetona para retirar resíduos de fluidos de corte. As medições foram efetuadas pelo Rugosímetro Mitutoyo SJ201 - P com resolução de 0,01 μm de acordo com a Figura 3.7.



Figura 3.7 - Rugosímetro Mitutoyo SJ201 – P

O *cut-off* utilizado foi de 0,8 mm para os testes em que o avanço era de no máximo 0,2 mm/volta. Para avanços de 0,25 a 0,4 mm/volta foi utilizado o *cut-off* de 2,5 mm, seguindo orientações da norma NBR ISO 4287 (2002).

3.5 Ensaio para Medição da Temperatura

Para o ensaio de temperatura foi utilizado um torno eletrônico universal fabricado pela DebMaq, modelo Revolution R220 mostrado na Figura 3.8.



Figura 3.8 - Torno eletrônico universal Revolution R220

O método utilizado para mensurar a temperatura foi o termopar ferramenta – peça. A Figura 3.9 apresenta um esquema do sistema de medição de temperatura desenvolvido por Fernandes e Machado (1993) e utilizado neste trabalho. O sinal elétrico gerado pela região aquecida entre o cavaco e a ferramenta é amplificado e enviado para uma placa de aquisição de dados da Agilent®, modelo 36970A, comandado por um microcomputador, por meio de um *software* específico (Agilent BenchLink Data Logger). O programa de computador estabelece a relação da tensão amplificada com a temperatura real da interface. Para tal, utiliza-se da curva de calibração já ajustada. Entre a peça e a placa há isolamento elétrico por meio de uma luva de tecnil. Na outra extremidade, onde normalmente se usa um contra-ponto, há um mancal com um eixo de cobre em contato com mercúrio líquido, com o objetivo de conduzir o sinal elétrico da peça para o amplificador. O sinal elétrico passa da peça para o núcleo de cobre, para o mercúrio e por fim para um conector de cobre. A partir daí a fiação conduzindo a *fem* gerada segue para o amplificador e desta para a placa de aquisição de sinais, que é gerenciada pelo software.

A ferramenta de corte utilizada foram bits de metal duro classe P30 nas dimensões 10x10x100 mm. O bit foi afiado com os seguintes ângulos: 75° para o ângulo de posição principal; 15° para o ângulo de posição secundária; 5° para o ângulo de saída e 5° para o ângulo de folga.

3.5.1 Calibração do Termopar

O método consiste do levantamento da curva calibração no próprio equipamento de usinagem. A curva de calibração foi feita utilizando os equipamentos ilustrados na Figura 3.10. O maçarico de chama de gás oxi-acetileno foi colocado próximo aos termopares T1 e T2 (devido ao excesso de calor na região foram colocados dois termopares para caso um se soltasse tenha outro de reserva) soldados na junção entre a ferramenta e o pino que é de mesmo material da peça. O pino foi utilizado baseado no trabalho de Kaminise (2012) em que este corpo atua como uma extensão física do corpo de prova no circuito elétrico do sistema e serve para evitar que com o aquecimento da peça haja a formação de uma junta quente na contra-ponta. O maçarico aquecia a junta quente e quando a temperatura se tornava estável eram anotados os sinais elétricos gerados pelo termopar a ser calibrado (bit de metal duro-pino do mesmo material da peça) e pelos termopares T1 e T2. Dessa forma foi construída uma curva de calibração. O termopar T3 serviu para monitorar a temperatura na outra extremidade da ferramenta, que deve ser mantida próxima à temperatura ambiente, que também é monitorada por um 4º termopar que não aparece no esquema da Figura 3.10. Todos os termopares são do tipo cobre-constantan.

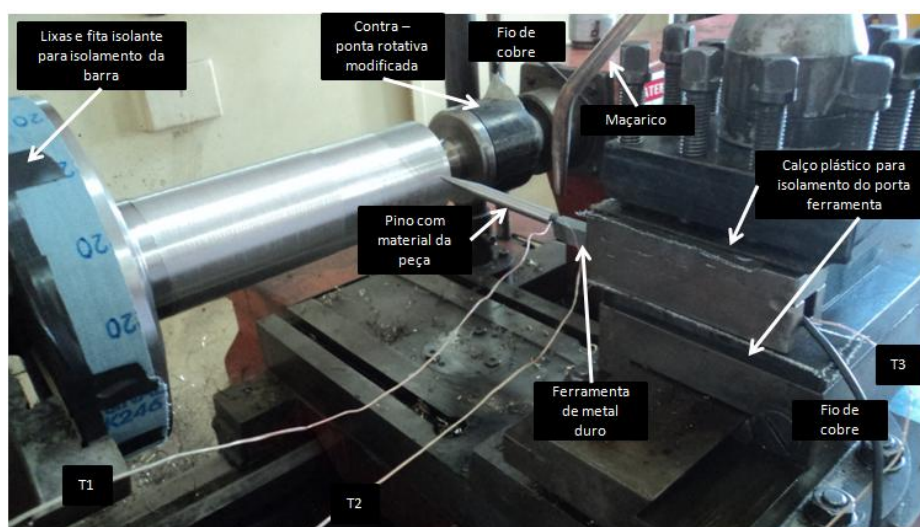


Figura 3.10 - Equipamentos utilizados na calibração e nos testes de medição de temperatura

Este ensaio foi feito para ambos os materiais e as curvas de calibração estão dispostas respectivamente na Figura 3.11 para o material A e Figura 3.12 para o material B. A curva de calibração para o material A teve um R^2 de 0,7761 e para o material B um R^2 de 0,9782 sendo uma linha de tendência mais confiável quando o R^2 está próximo de 1. Como na calibração do material A só foi possível chegar a 500°C, pode se dizer que o resultado não é tão confiável como a calibração do material B, isso se reflete no R^2 conforme dito anteriormente.

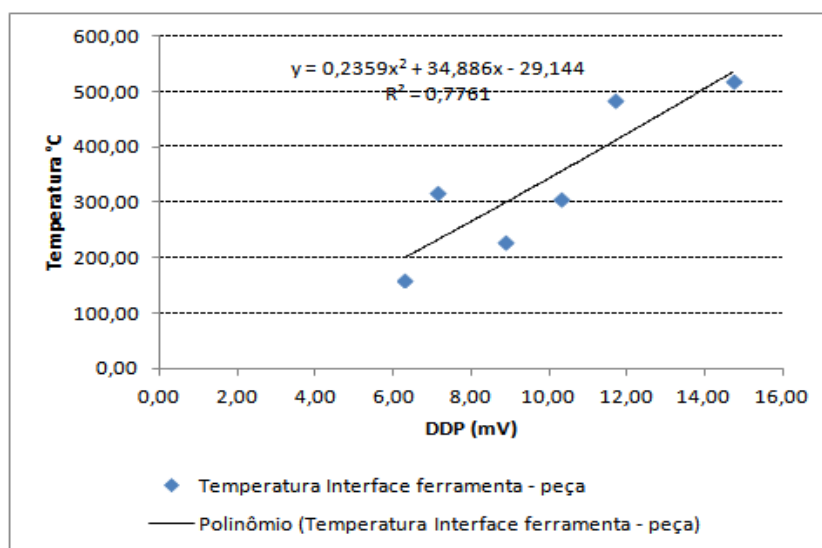


Figura 3.11 - Curva de calibração para o material A

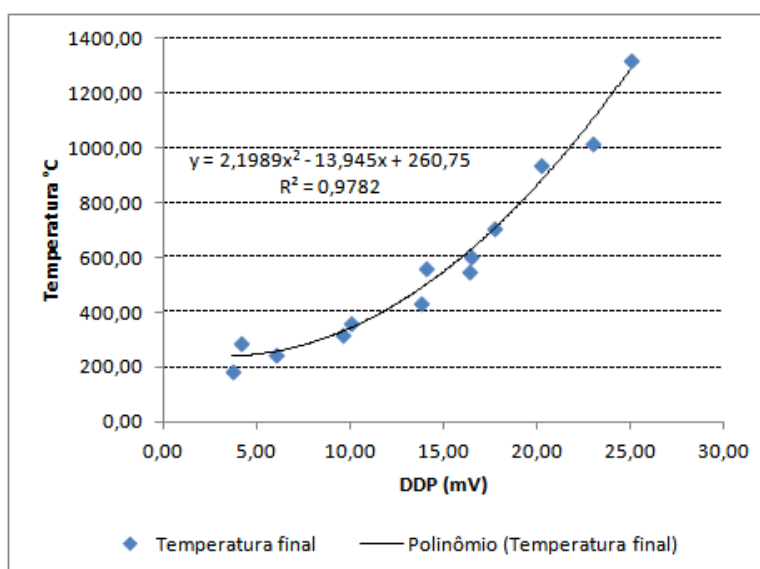


Figura 3.12 - Curva de calibração para o material B

Fazendo-se uma regressão destas curvas foi possível obter as seguintes equações:

$$T = 0,2359x^2 + 34,886x - 29,144 \text{ (para o material A) } (24)$$

$$T = 2,1989x^2 - 13,945x + 260,75 \text{ (para o material B) } (25)$$

Onde:

x = ddp em mV

T = temperatura corresponde em °C

3.6 Análise do Cavaco

Os cavacos utilizados nesta etapa são provenientes dos testes de medição de força realizados durante o torneamento dos dois materiais em estudo.

3.6.1 Classificação da Forma do Cavaco

Quanto à classificação da forma do cavaco, foi utilizada uma máquina fotográfica SONY Cyber Shot com 12.1 mega pixels e uma régua graduada marca Mitutoyo com faixa de indicação de 300 mm, material aço e resolução de 0,5 mm. Com as fotos os cavacos foram classificados quanto à forma e foi montada uma tabela comparativa entre os dois materiais.

3.6.2 Medição do Grau de Recalque

Para medição do Grau de recalque foi utilizado um paquímetro digital Digimess serial 100.174BL de faixa de indicação de 0 a 150 mm, material aço e resolução de 0,01 mm. Foram efetuadas cinco medições em três pontos diferentes do cavaco. Destas medições (num total de 15) foi feito a média e calculado o grau de recalque através da fórmula (26):

$$Rc = \frac{h'}{f * \text{sen}(\chi r)} \quad (26)$$

Em que :

h' : espessura do cavaco medida

f : avanço

χr : ângulo de posição primária

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Resultados da Caracterização do Material

As microestruturas dos materiais em estudo estão apresentadas na Figura 4.1 e Figura 4.2. Na Figura 4.1 as amostras sofreram ataque com reagente Vilela, enquanto na Figura 4.2 elas estão sem ataque para que se possa verificar o nível de inclusões não metálicas.

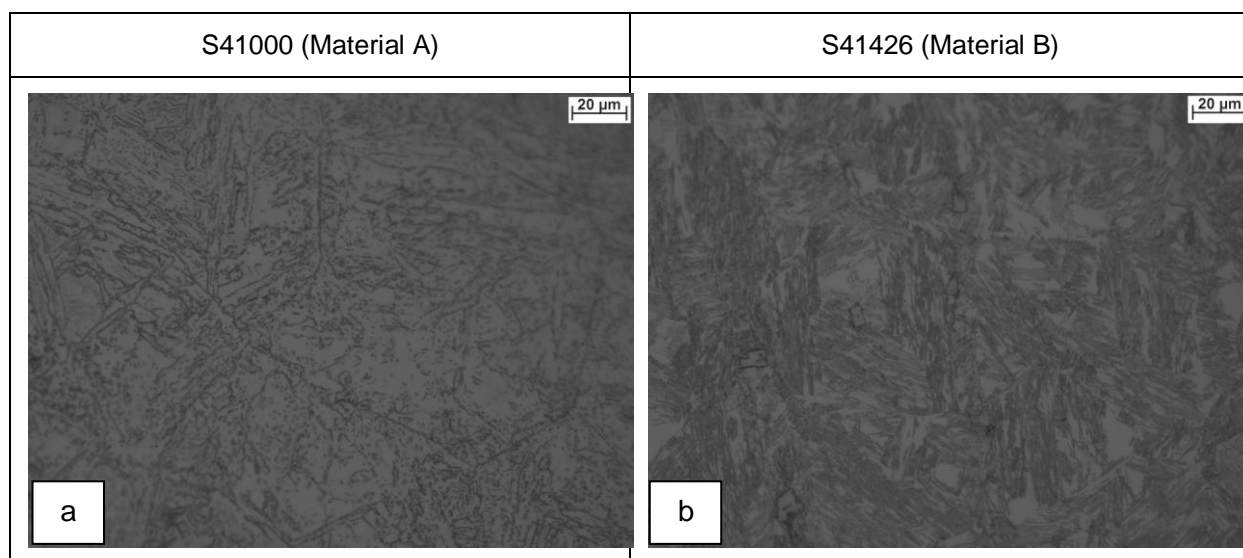


Figura 4.1 - Microestrutura dos materiais em estudo. Em **a** microestrutura do material A e em **b** microestrutura do material B, ambas atacadas com reagente Vilela

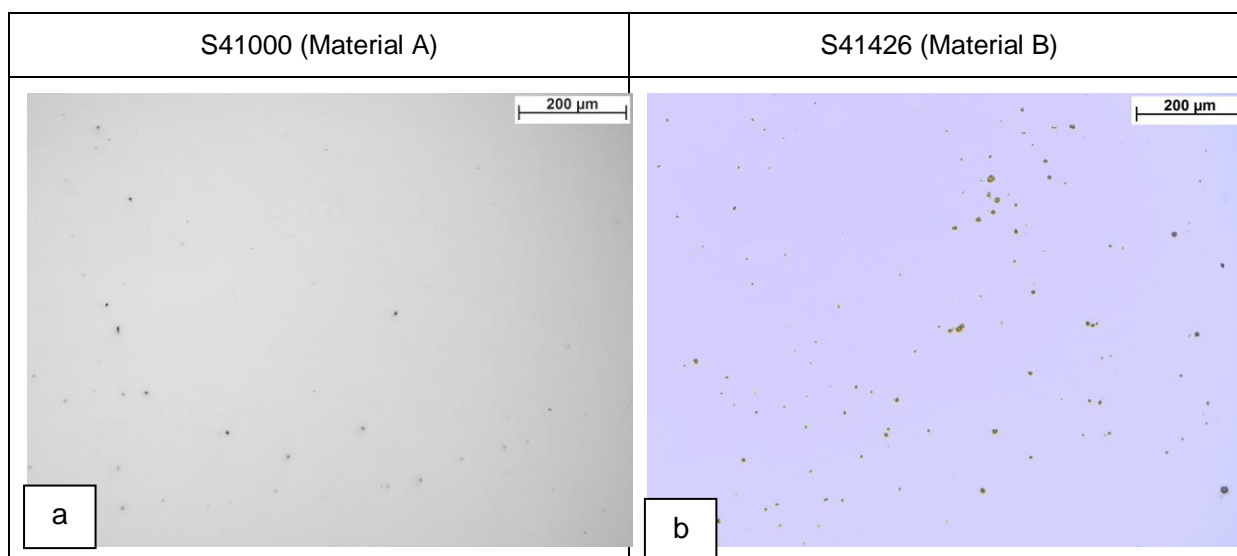


Figura 4.2 - Microestrutura dos materiais em estudo. Em **a** microestrutura do material A e em **b** microestrutura do material B, ambas sem ataque químico

Analisando as fotos em a e b da Figura 4.1, ambos os materiais apresentam em sua estrutura martensita de baixo carbono super revenidas. O material A apresentou uma grande quantidade de carbonetos tipo Cr₂₃C₆, se comparado com o material B, e isto se deve à maior quantidade de carbono. De acordo com Renaudot; Mantel; Viana (2013) esses carbonetos provavelmente atuarão como precipitados abrasivos, que reduzirão o tempo de vida da ferramenta durante a usinagem. Ochoa (2007) encontrou para um aço AISI410 no estado recozido a estrutura básica ferrítica formada por grãos equiaxiais de ferrita e carbonetos precipitados, enquanto que a estrutura após tempera e revenimento foi de martensita revenida com austenita retida. Esta diferença do encontrado na literatura, com a análise do material A, se deve ao fato que durante o resfriamento das barras da temperatura final de laminação até a temperatura ambiente ocorreu a transformação da austenita em martensita, tendo o recozimento deste aço realizado em baixas temperaturas (equivalentes a temperaturas de revenimento) visando somente a redução da dureza. No material B além da martensita encontra-se uma pequena quantidade de ferrita delta na forma de estrias. De acordo com Paredes (2012) a presença de ferrita delta na microestrutura dos aços inoxidáveis martensíticos é indesejável, pois a dureza da ferrita nos aços inoxidáveis com baixo teor de carbono semi-ferríticos e martensíticos situa-se na faixa de 150 a 200 HV. Tais valores são aproximadamente 100 – 150 Vickers inferiores, se comparados aos de um aço completamente martensítico e, portanto apresentam uma tensão de escoamento inferior. Silva e Mei (2010) afirmam que as adições de níquel em aços inoxidáveis martensíticos aumentam a tenacidade, ou seja, composições como 13Cr – 5Ni têm maior tenacidade do

que o AISI410. Na Figura 4.2 são apresentadas as amostras sem ataque químico. O material A apresenta uma grande quantidade de inclusões não metálicas. O material B tem a formação de carbonitretos de titânio que de acordo com Silva (2009) é um precipitado grosseiro identificado devido ao seu formato quadrado de coloração laranja/amarela como uma partícula de nitreto de titânio. Estes precipitados duros e abrasivos prejudicam fortemente a usinabilidade.

A dureza dos materiais está ilustrada na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 - Dureza dos aços inoxidáveis S41000 e S41426 conforme ensaio realizado pelo CIMATEC -BA

Ensaio	Material	
	S41000 (Material A)	S41426 (Material B)
	Dureza Vickers (HV1) (1kgf)	
01	168	296
02	173	295
03	166	299
04	173	297
05	171	282
06	176	281
07	168	295
Média	170 S = 3,5 Cv = 2,1 %	292 S = 7,4 Cv = 2,5 %
HB (Brinell)	163	277

Os resultados do ensaio de tração para os dois materiais estão dispostos na Tabela 4.2. De acordo com a tabela, o material A possui uma menor resistência à tração se comparado com o material B, porém se mostrou mais dúctil que o material B.

Tabela 4.2 - Resultado do ensaio de tração para os aços inoxidáveis S41000 e S41426

Características	Material			
	S41000 (Material A)		S41426 (Material B)	
	Média	Desvio Padrão	Média	Desvio Padrão
Módulo de Elasticidade (MPa)	59.441,15	14.445,84	67.559,23	7.290,07
Tensão de Escoamento (MPa)	358,80	76,70	638,11	37,96
Tensão Máxima de Escoamento (MPa)	639,45	90,50	858,85	22,22

A Figura 4.3 mostra o comportamento para uma amostra de cada material durante o ensaio de tração. Em **a** para o material A e em **b** para o material B.

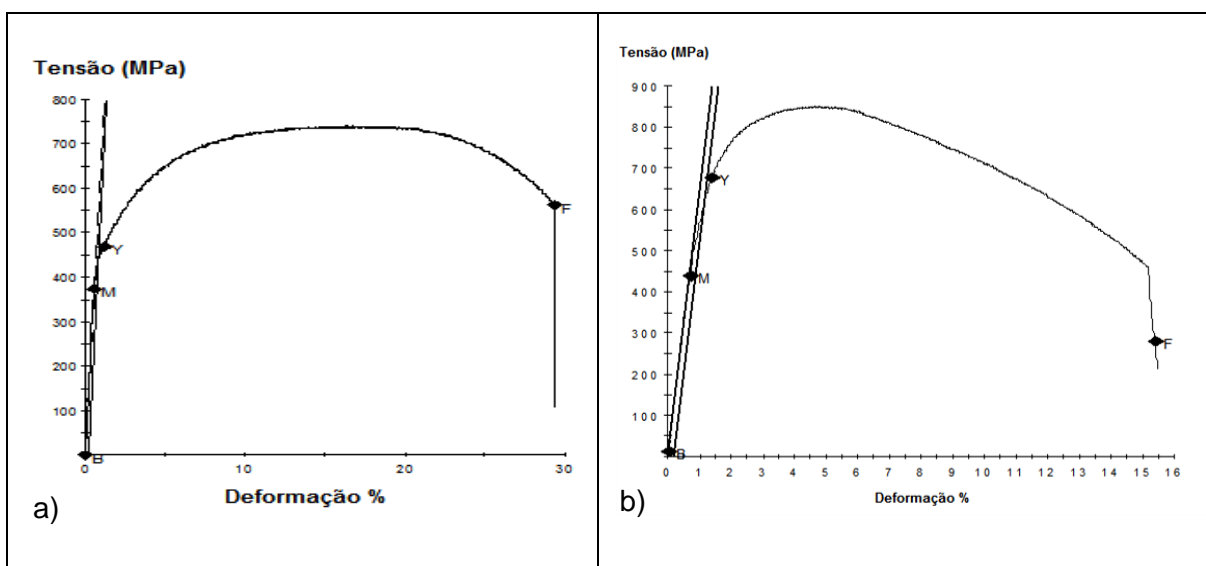


Figura 4.3 - Comportamento de uma amostra de cada material durante o teste de tração. a) Curva tensão deformação para o material A. b) Curva de tensão deformação para o material B

4.2 Resultados dos Ensaios de Vida da Ferramenta

4.2.1 Resultado da Equação de Taylor Expandida para o Material A

Para o cálculo dos coeficientes da fórmula de Taylor Expandida foram executados os 4 primeiros ensaios determinados pelo programa de otimização. Os ensaios executados com seus respectivos valores de T (min) e VB_B (mm) estão apresentados nos Anexo I. A Figura 4.4 - Coeficientes da fórmula de Taylor Expandida para o material A após os 4 ensaios. A Figura 4.4 mostra os coeficientes da fórmula de Taylor expandida obtidos após a realização dos 4 primeiros ensaios. O ensaio número 3 não chegou ao final devido ao material ter acabado. Analisando os coeficientes o que mais impacta na vida da ferramenta é a velocidade de corte seguida pelo tempo de usinagem e pelo avanço. O coeficiente da profundidade de corte é negativo, isto quer dizer que quanto maior a profundidade de corte maior será o tempo de vida da ferramenta durante a usinagem do material A.

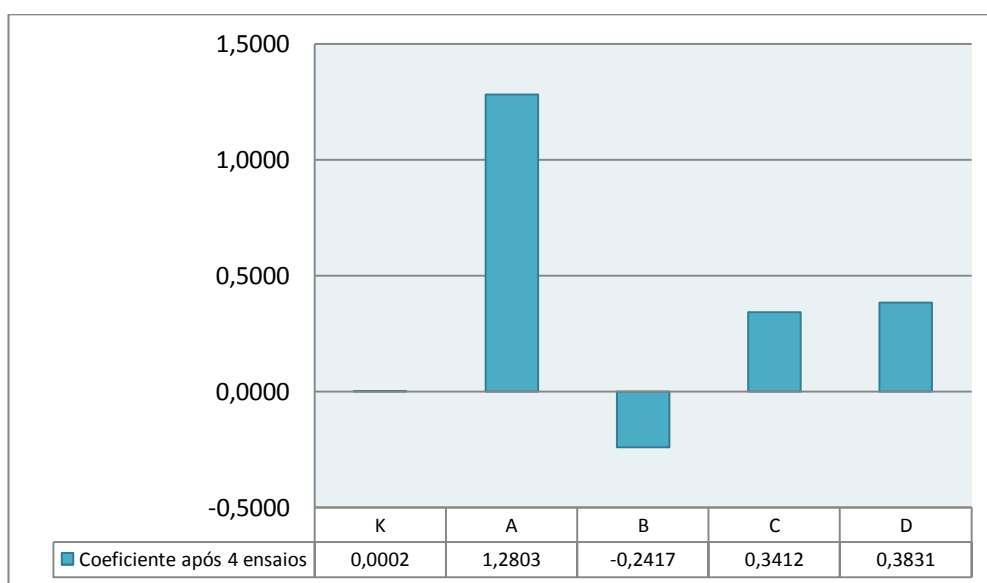


Figura 4.4 - Coeficientes da fórmula de Taylor Expandida para o material A após os 4 ensaios

A Figura 4.5 mostra o desvio padrão dos coeficientes da fórmula de Taylor Expandida para o material A. Observa-se que o desvio padrão do coeficiente para a velocidade de corte foi maior, seguido do avanço e da profundidade de corte. O desvio padrão do coeficiente K é o menos significativo.

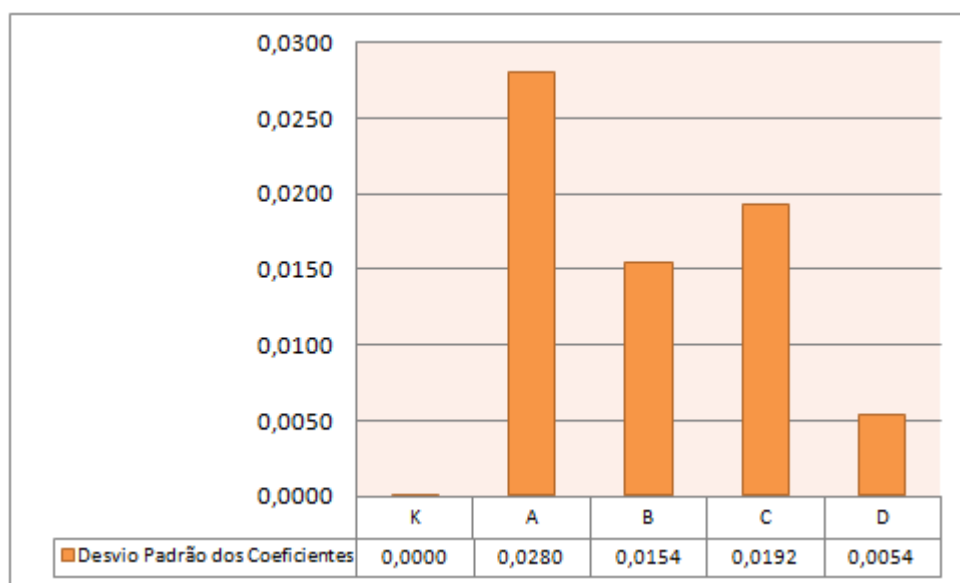


Figura 4.5 - Desvio padrão dos coeficientes da fórmula de Taylor Expandida para o material A

Baseado nos desvios padrão desses coeficientes foi calculado o coeficiente de variação após a realização dos 4 ensaios, obtendo-se o valor de 23,81%. Com certeza, este coeficiente de variação poderia ser diminuído e a equação melhorada, mas, como já mencionado, a quantidade pequena deste material impediu que novos ensaios fossem realizados.

Assim a fórmula de Taylor Expandida para o material A é:

$$VB_B = 0,0002 * v_c^{1,2803} * a_p^{-0,2417} * f^{0,3412} * T^{0,3831} \quad (27)$$

Para o 1º ensaio a Figura 4.6 mostra as curvas do VB_B medido com o VB_B calculado mínimo em vermelho, o VB_B calculado médio em azul e o VB_B calculado máximo em verde. Os coeficientes mínimos e máximos foram calculados utilizando o desvio padrão dos coeficientes. Para o 1º ensaio o erro percentual médio foi de 8,8%.

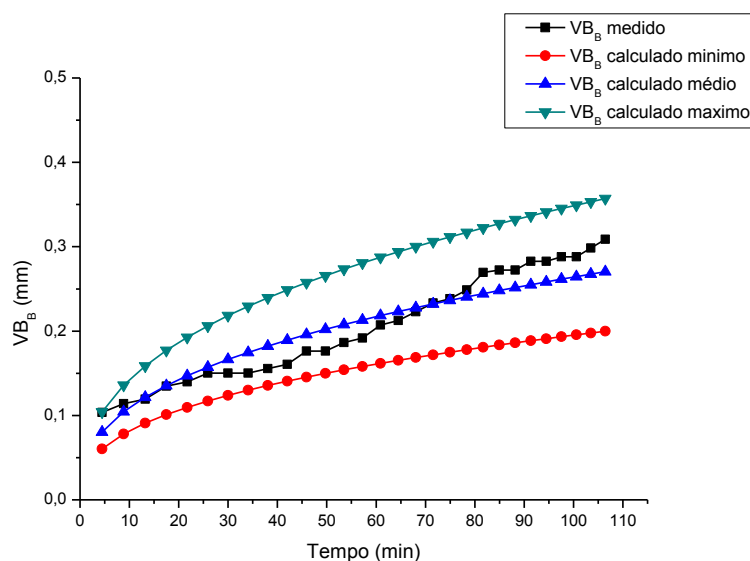


Figura 4.6 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 1º ensaio do material A. $v_c = 100,15(\text{m/min})$, $a_p = 1,00 (\text{mm})$ e $f = 0,35 (\text{mm/volta})$

Observa-se que a curva em preto que representa os valores medidos de VB_B , em todos os pontos se apresenta dentro dos valores máximos e mínimos calculados através da fórmula de Taylor Expandida, considerando os desvios padrão encontrados. Os valores médios calculados são bem próximos dos valores experimentais. O comportamento do desgaste de flanco médio VB_B para os demais ensaios são bastantes similares conforme Figura 4.7, Figura 4.8 e Figura 4.9 que representam respectivamente os 2º, 3º e 4º ensaios.

Para o 2º ensaio o erro percentual médio é de 11,1%.

A Figura 4.8 ilustra as curvas do VB_B medido e VB_B calculado para o ensaio 3 do material A.

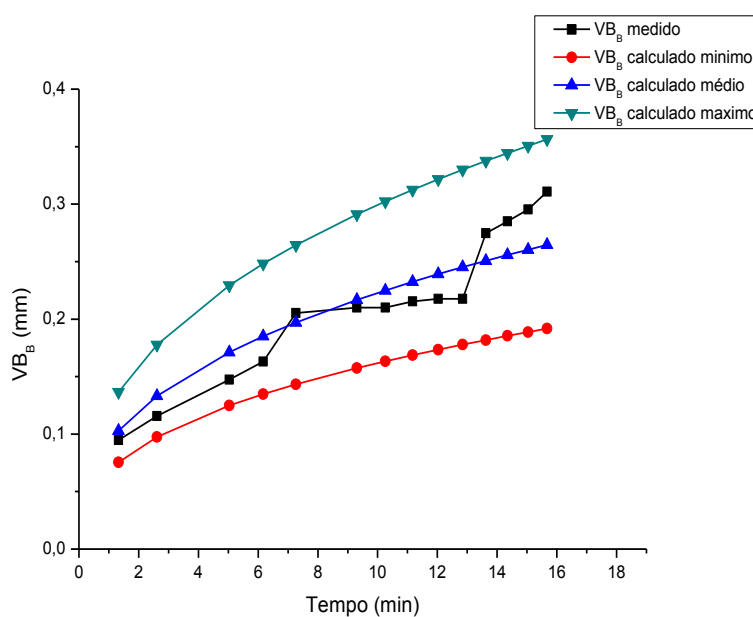


Figura 4.7 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 2º ensaio do material A. $v_c = 199,15$ (m/min), $a_p = 2,00$ (mm) e $f = 0,35$ (mm/volta)

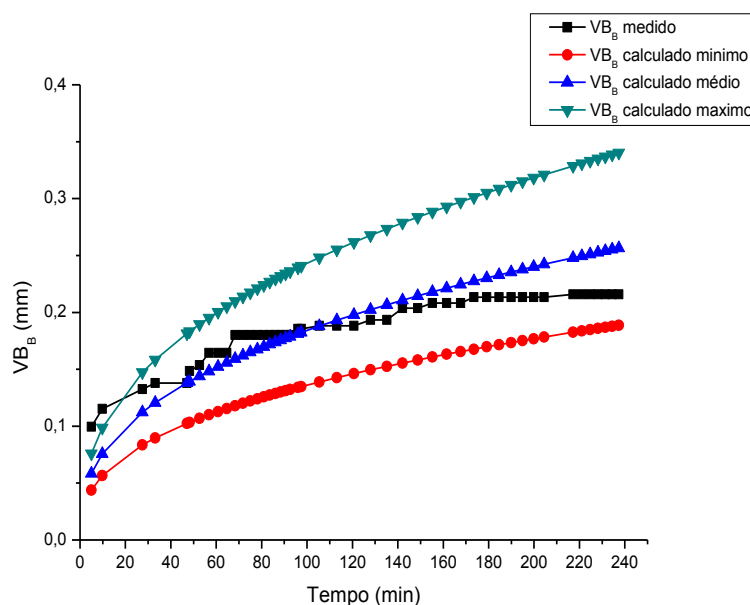


Figura 4.8 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 3º ensaio do material A. $v_c = 100,00$ (m/min), $a_p = 2,00$ (mm) e $f = 0,20$ (mm/volta)

Pode-se ver que para o 3º ensaio os 2 primeiros pontos do VB_B medido estão fora dos limites dos VB_B calculados, e posteriormente a curva do VB_B medido varia próximo ao VB_B calculado médio. Observe que nestas condições, a ferramenta não atingiu o critério de

fim de vida estabelecido ($VB_B = 0,3 \text{ mm}$), atingindo apenas $0,22 \text{ mm}$. Isto ocorreu por falta de material, que era escasso. Mas a metodologia utilizada aceita esta variação, sem prejudicar o processo de determinação dos coeficientes, podendo, entretanto, afetar um pouco o erro. Para este ensaio o erro percentual absoluto médio foi de $9,5\%$.

A Figura 4.9 ilustra o VB_B calculado e o VB_B medido para o ensaio 4 do material A. No 4º ensaio o VB_B medido ficou próximo ao VB_B calculado médio. Para o 4º ensaio o erro percentual absoluto médio foi de $10,2\%$.

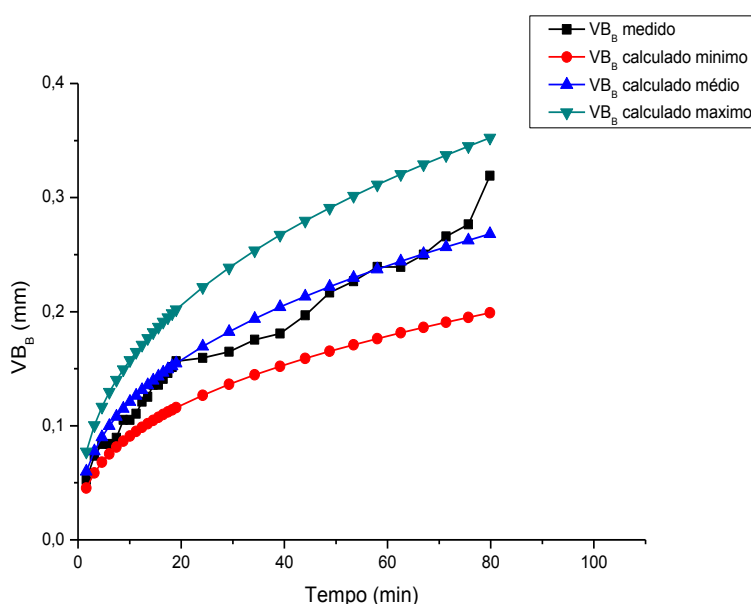


Figura 4.9 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 4º ensaio do material A. $v_c = 127,00 \text{ (m/min)}$, $a_p = 1,05 \text{ (mm)}$ e $f = 0,20 \text{ (mm/volta)}$

Para efeito de verificação da fórmula foi realizado um ensaio aleatório, ou seja, sem que a condição tenha sido criada pelo programa computacional: $v_c = 150 \text{ m/min}$; $f = 0,3 \text{ mm/volta}$ e $a_p = 1,0 \text{ mm}$. Este ensaio está ilustrado na Figura 4.10 e teve um erro percentual absoluto médio de $88,0\%$. Como o erro percentual absoluto médio foi de 88% , ou seja, alto se comparado com o material B como se verá mais a frente neste trabalho, é sugerido não se utilizar esta curva para determinar a progressão de desgaste da ferramenta. É necessário que pelo menos mais dois ensaios sejam executados para que a equação de Taylor Expandida para este material estivesse ajustada.

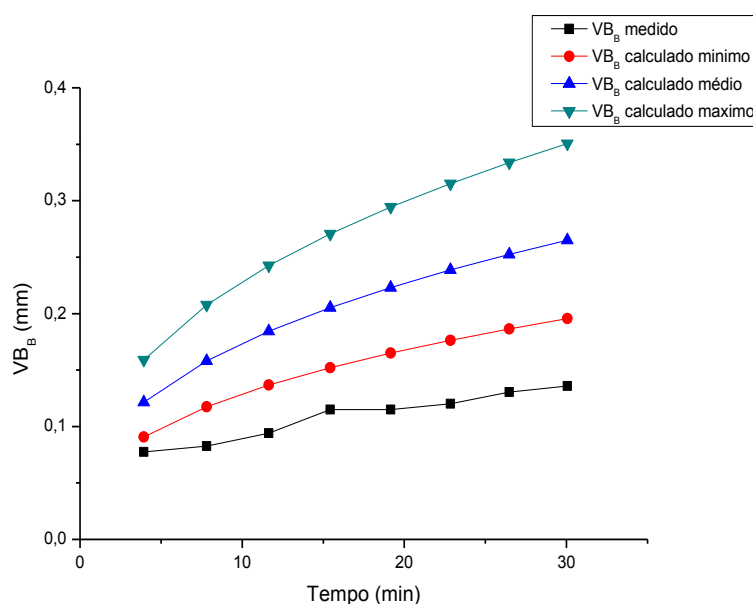


Figura 4.10 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o ensaio aleatório do material A. $v_c = 150,00$ (m/min), $a_p = 1,00$ (mm) e $f = 0,30$ (mm/volta)

4.2.2 Resultado da Equação de Taylor Expandida para o Material B

Para o cálculo dos coeficientes da fórmula de Taylor Expandida foram executados os 4 primeiros ensaios determinados pelo programa de otimização. Após o término do 4º ensaio, os coeficientes da equação foram calculados assim como o coeficiente de variação baseado nos desvios padrão inerentes. O programa também gerou uma 5ª condição de ensaio que foi executado até o critério de fim de vida da ferramenta de $VB_B = 0,3$ mm. Posteriormente os resultados foram alimentados no programa que novamente calculou os coeficientes da equação, o desvio padrão e o coeficiente de variação, para depois sugerir uma 6ª condição de ensaio. Após a 6ª condição ser executada o coeficiente de variação estabilizou e a equação foi considerada adequada e o teste foi encerrado. Todos os ensaios executados com seus respectivos valores de T (min) e VB_B (mm) estão demonstrados nos Anexo I. A Figura 4.11 mostra os coeficientes da fórmula de Taylor expandida obtidos após a realização do quarto, quinto e sexto ensaio. Após o sexto ensaio, todos os coeficientes tiveram uma redução, quando somente o coeficiente de tempo de usinagem teve pouca variação, mostrando que quanto maior o número de ensaios mais ajustada vai ficando a equação de Taylor expandida.

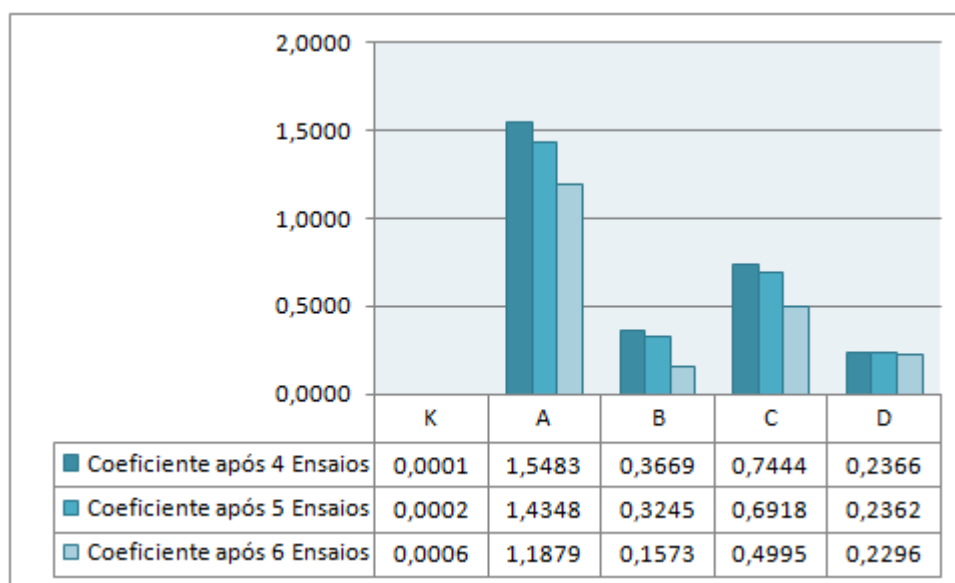


Figura 4.11 - Coeficientes da fórmula de Taylor Expandida para o material B

A Figura 4.12 mostra os desvios padrão dos coeficientes da fórmula de Taylor Expandida para o material B. Da mesma forma que os coeficientes diminuíram os desvios padrão também diminuíram para todos os coeficientes, menos para o coeficiente K, que teve seu desvio padrão ligeiramente aumentado, em um valor muito baixo.

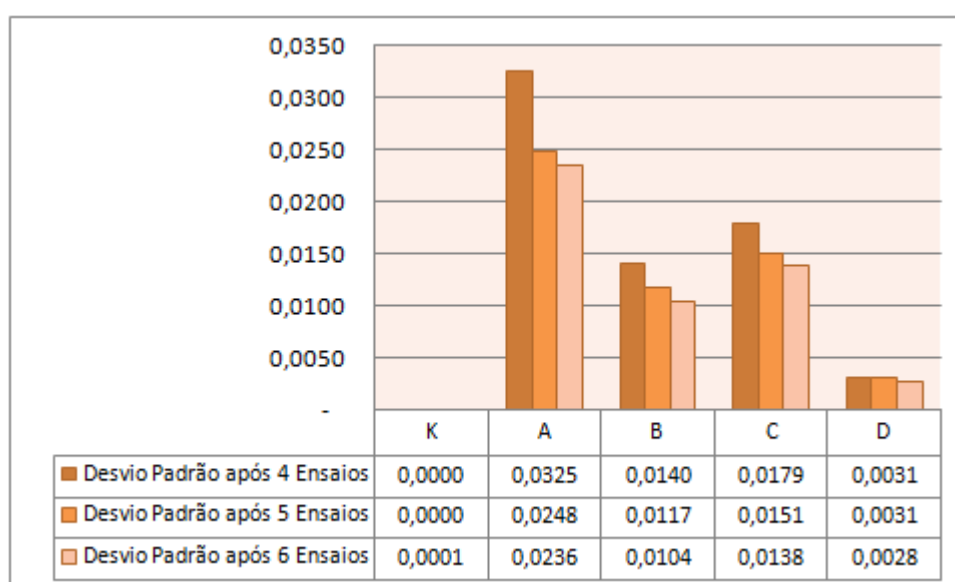


Figura 4.12 - Desvio Padrão dos Coeficientes da fórmula de Taylor Expandida para o material B

Para efeito de verificação da confiabilidade da equação, a partir do quarto ensaio o coeficiente de variação foi calculado baseado no desvio padrão como mostra a Figura 4.13. Como após o 6º ensaio o coeficiente de variação praticamente se estabilizou próximo a 18%, o teste foi dado por encerrado.

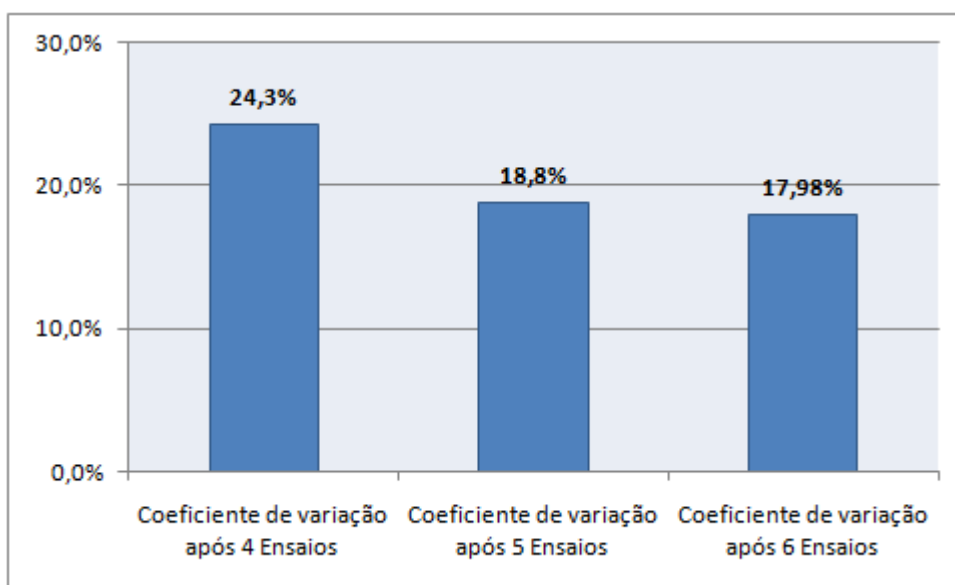


Figura 4.13 - Coeficiente de variação para os ensaios realizados no material B

Assim a fórmula de Taylor Expandida para o material B é:

$$VB_B = 0,0006 * v_c^{1,1879} * a_p^{0,1573} * f^{0,4995} * T^{0,2296} \quad (28)$$

Para o 1º ensaio a Figura 4.14 mostra as curvas do VB_B medido com o VB_B calculado mínimo em vermelho, o VB_B calculado médio em azul e o VB_B calculado máximo em verde. Os coeficientes mínimos e máximos foram calculados utilizando os desvios padrão dos coeficientes. Para o 1º ensaio o erro percentual absoluto médio foi de 12,6%.

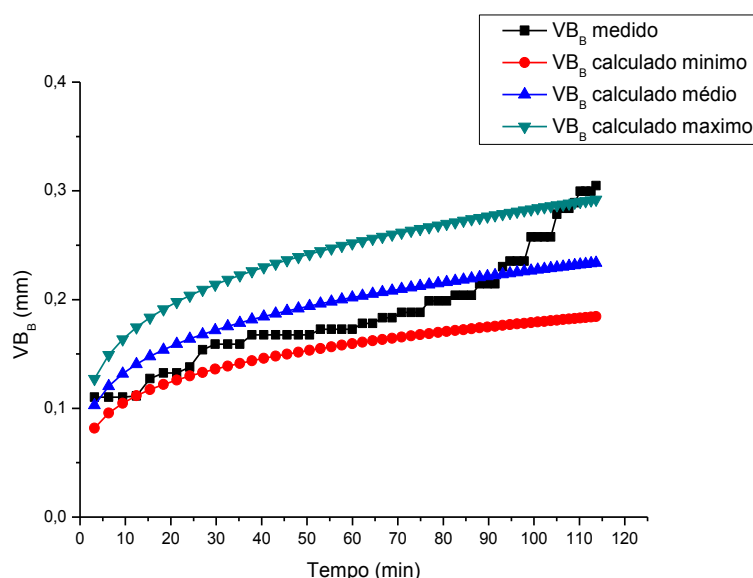


Figura 4.14 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 1º ensaio do material B. $v_c = 100,15$ (m/min), $a_p = 1,00$ (mm) e $f = 0,35$ (mm/volta)

Observa-se que após aproximadamente 90 minutos de teste houve um crescimento acentuado do desgaste medido, chegando a sair do limite de VB_B calculado máximo após os 110 minutos.

No 2º ensaio a vida da ferramenta foi curta chegando a 1,87 minutos de vida. Este desgaste acentuado, que proporcionou uma vida da ferramenta curta, proveniente de uma falha prematura da ferramenta (microlascamento, como se verá na análise dos desgastes futuramente). Este ensaio pode ser comparado com o 5º ensaio que tiveram praticamente as mesmas condições de corte, com a profundidade de corte 2,00 mm e avanço de 0,35 mm/volta para ambos, a velocidade de corte do 2º ensaio foi de 199 m/min enquanto que a do 5º ensaio foi de 200m/min. No 5º ensaio a vida da ferramenta foi superior, 3,00 minutos e o desgaste ficou dentro dos limites calculados pela fórmula de Taylor Expandida, ao contrário do 2º ensaio em que somente 1 ponto apresentou dentro dos limites calculados conforme ilustrado na Figura 4.15. Para o 2º ensaio o erro percentual absoluto médio é de 27,8%.

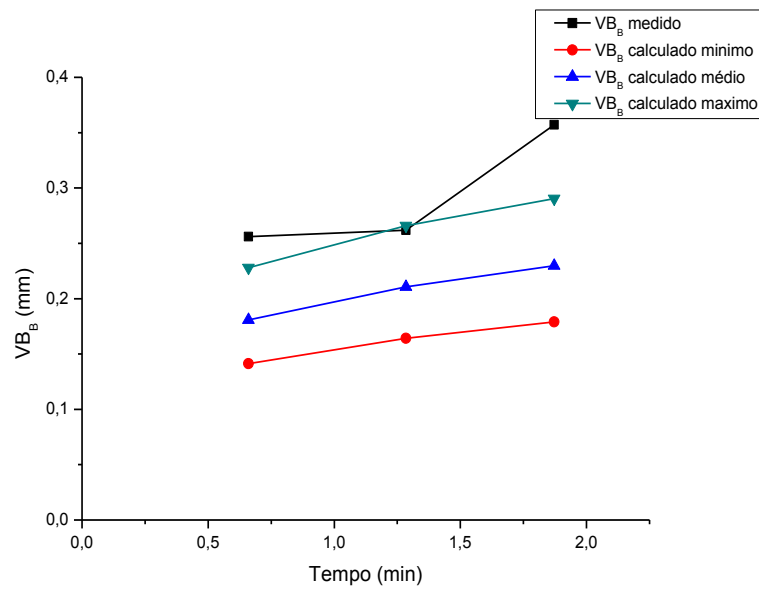


Figura 4.15 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 2º ensaio do material B. $v_c = 199,15$ (m/min), $a_p = 2,00$ (mm) e $f = 0,35$ (mm/volta)

O 3º ensaio está ilustrado na Figura 4.16. Seu erro percentual absoluto médio foi de 8,6%.

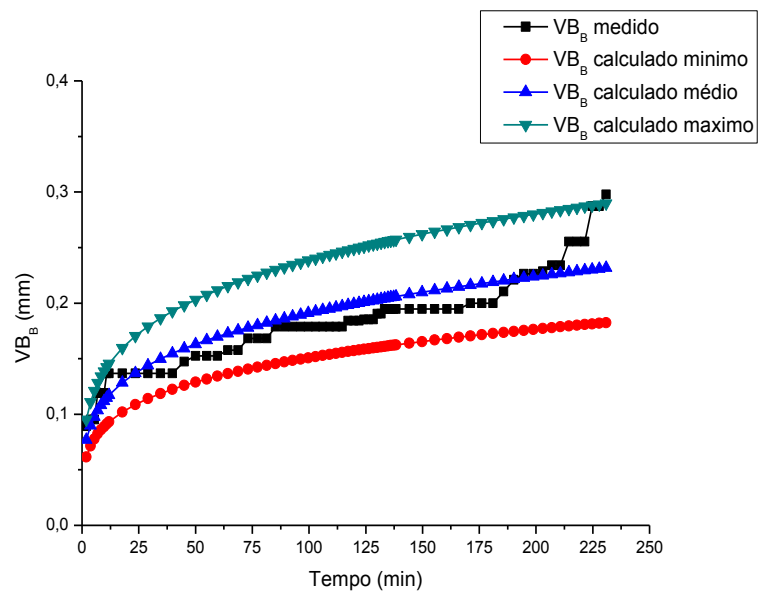


Figura 4.16 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 3º ensaio do material B. $v_c = 100,00$ (m/min), $a_p = 2,00$ (mm) e $f = 0,20$ (mm/volta)

Pode-se ver que para o 3º ensaio o último ponto saiu fora do limite máximo do VB_B calculado, porém a curva do VB_B medido ficou bem próxima a do VB_B calculado médio, com um erro baixo de 8,6%.

O 4º ensaio possui um erro percentual absoluto médio de 11% e está disposto na Figura 4.17. Conforme pode ser observada a curva de VB_B medido permaneceu grande parte do ensaio próximo ao VB_B calculado mínimo, mas sempre dentro do intervalo de máximo e mínimo.

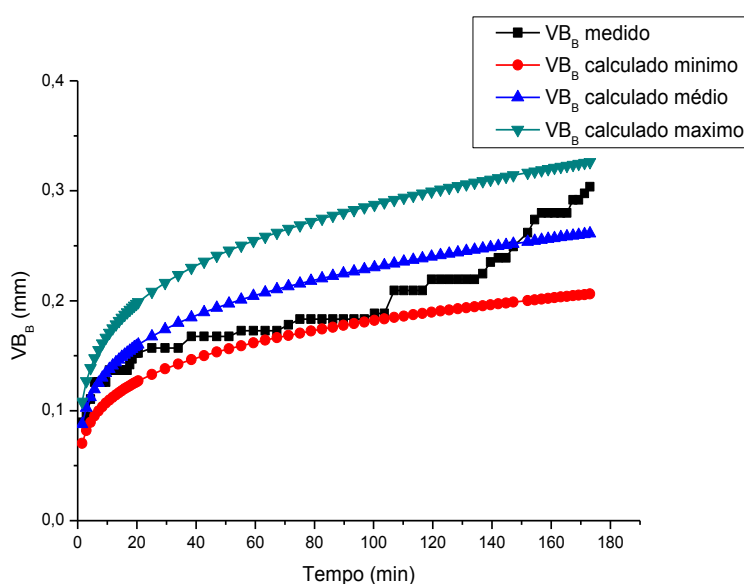


Figura 4.17 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 4º ensaio do material B. $v_c = 127,41$ (m/min), $a_p = 1,05$ (mm) e $f = 0,20$ (mm/volta)

O 5º ensaio, conforme comentado anteriormente, tem condições bem próximas das utilizadas no 2º ensaio. Isto se deve ao fato do programa de otimização entender que são números diferentes, porém para a avaliação do desgaste são condições muito próximas de serem realizadas. Porém o ensaio foi executado e está disposto na Figura 4.18. Aqui a vida foi superior àquela obtida no segundo ensaio, o que pode ser explicado pelo lascamento na aresta de corte ter ocorrido somente no terceiro passe, enquanto que na ferramenta utilizada para o 2º ensaio, durante o primeiro passe, já sofreu um lascamento. Para o 5º ensaio o erro percentual médio foi de 14,33%.

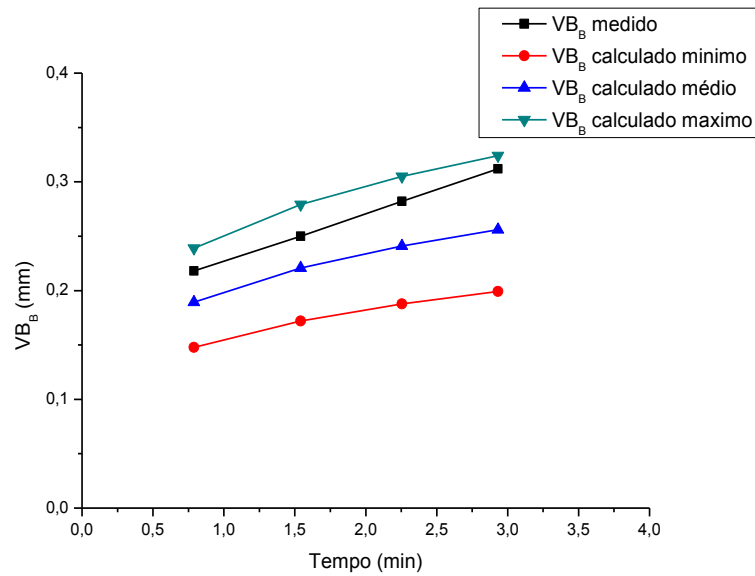


Figura 4.18 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 5º ensaio do material B. $v_c = 200,00$ (m/min), $a_p = 2,00$ (mm) e $f = 0,35$ (mm/volta)

A Figura 4.19 mostra o 6º e último ensaio realizado. Este apresentou um erro percentual absoluto médio de 8,31%.

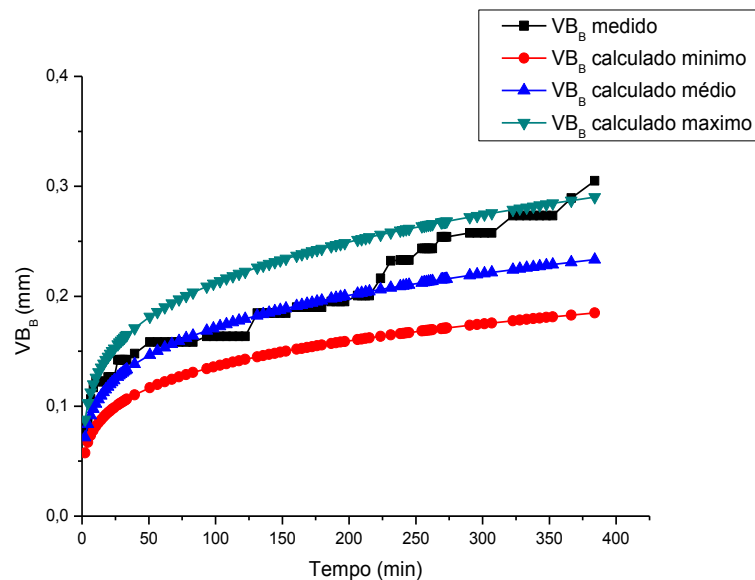


Figura 4.19 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o 6º ensaio do material B. $v_c = 100,00$ (m/min), $a_p = 1,00$ (mm) e $f = 0,20$ (mm/volta)

No 6º ensaio os últimos dois pontos saíram dos limites de desgaste do VB_B calculado pela fórmula de Taylor Expandida.

Para efeito de verificação da fórmula foi realizado um ensaio aleatório, ou seja, sem que a condição tenha sido criada pelo programa computacional: $v_c = 140$ m/min; $f = 0,3$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm. Este ensaio está ilustrado na Figura 4.20 e teve um erro percentual absoluto médio de 5,19%.

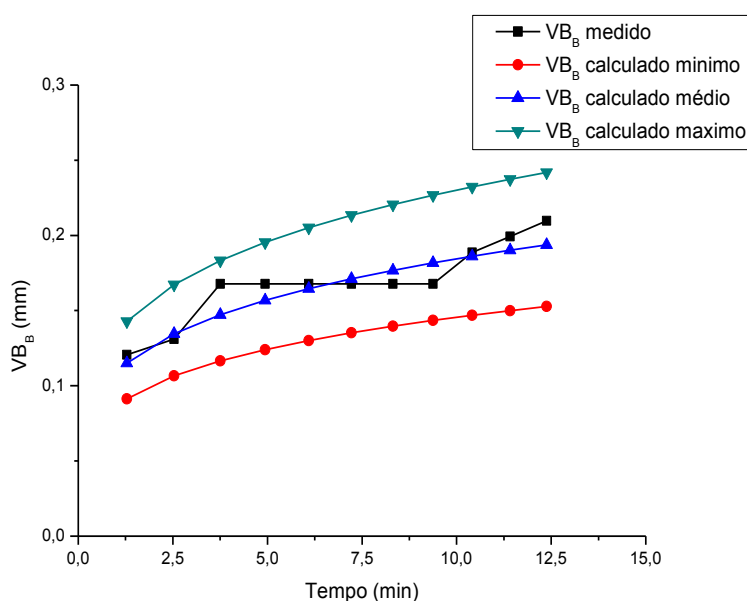


Figura 4.20 - Gráfico das curvas de VB_B medido e VB_B calculado para o ensaio aleatório do material B. $v_c = 140,00$ (m/min), $a_p = 1,00$ (mm) e $f = 0,30$ (mm/volta)

O ensaio aleatório não foi até o fim de vida da ferramenta, pois se tratava apenas de uma verificação da fórmula de Taylor Expandida. Neste caso a fórmula se mostrou eficiente em determinar a vida da ferramenta, já que o VB_B medido permaneceu próximo ao VB_B calculado durante todo o ensaio.

Em comparação com o material A o material B teve erros percentuais um pouco maiores, nos erros calculados em relação aos ensaios executados. Porém quando analisado o erro percentual absoluto médio dos ensaios de verificação, ou seja, da condição aleatória da qual não foi gerada pelo programa computacional, o material B apresentou um erro de 5,19% enquanto que o material A teve um erro de 88%. Isto evidencia que a curva de Taylor Expandida está bem definida para o material B, porém para o material A ainda necessita de mais ensaios para chegar a sua condição final, o que não foi possível como comentado

anteriormente, pela falta de material. Milan (1999) encontrou um erro percentual de 15% para o fresamento do aço VP20 e 29% para um aço VP20 UF1, enquanto que Santos (1996), encontrou um erro percentual na ordem de 40% no fresamento de um aço ABNT1045.

4.2.3 Comparativo da Vida da Ferramenta entre o Material A e o Material B

Para comparar os materiais a Figura 4.21 mostra os 4 primeiros ensaios de vida para a Taylor Expandida que tiveram as mesmas condições de corte para ambos os materiais.

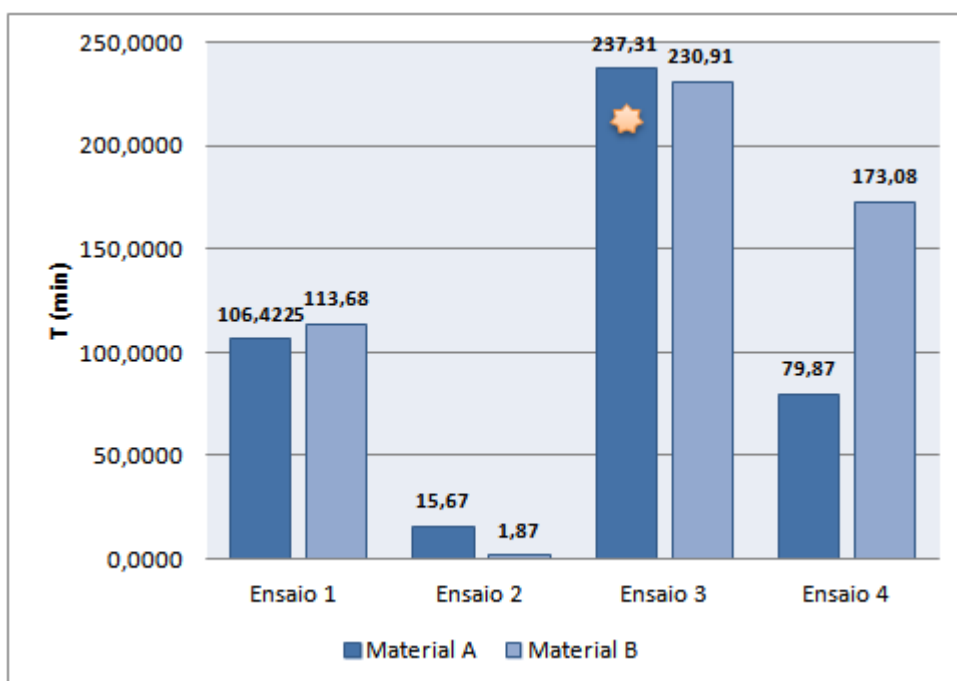


Figura 4.21 - Comparativo de vida da ferramenta entre o material A e material B. Ensaio 1º ($v_c = 100,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm), ensaio 2º ($v_c = 199,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm), ensaio 3º ($v_c = 100,00$ m/min, $f = 0,20$ e $a_p = 2,00$ mm), ensaio 4º ($v_c = 127,41$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,05$ mm). Todos os ensaios chegaram ao fim de vida de $VB_B = 0,3$ mm exceto para o material A que no ensaio 3 chegou a um $VB_B = 0,2159$ mm por motivo de falta de material

O material A nos ensaios em que a profundidade de corte foi maior ($a_p = 2,0000$ mm) levou a um resultado melhor que o material B. No ensaio 1 o material A teve um tempo de vida um pouco menor em relação ao material B. No ensaio 2 em que empregou-se os maiores valores de velocidade de corte, avanço e profundidade de corte, o material B teve o

pior resultado desgastando a ferramenta em menos de dois minutos. No ensaio 3 o material A teve um melhor desempenho, pois o tempo de vida da ferramenta foi maior em relação ao material B e o ensaio somente alcançou o VB_B de 0,2159 mm, já que o material acabou e não foi possível terminar o teste. No ensaio 4 o material A teve um desempenho inferior ao material B tendo a sua vida limitada a aproximadamente 80 minutos, enquanto o material B chegou a 173 min. Mesmo o material A sendo superior no ensaio 3, para ambos os materiais foi a condição de corte que obteve o maior tempo de vida da ferramenta.

Para uma melhor comparação entre os materiais a Figura 4.22 mostra as curvas de evolução do desgaste no tempo para o ensaio 1 na usinagem de ambos os materiais. Para o material A em preto, o desgaste acelerado no início chega por perto dos 20 minutos, em que a aresta de corte se acomoda e a taxa de desgaste se torna mais constante, até atingir um tempo de usinagem próximo de 80 minutos em que a taxa de desgaste aumenta consideravelmente chegando ao final da vida da ferramenta próximo aos 110 minutos. O material B não tem a curva evolutiva do material A, mas em 1 minuto de usinagem o desgaste já está em 0,1 mm. Até os 80 minutos o desgaste cresce a uma taxa muito pequena e constante, após iniciar um aumento mais perceptível e crescente quando aos 113 minutos chega ao desgaste estipulado como critério de fim de vida de 0,3 mm. Para o material A observa-se a presença do desgaste de entalhe que está longe de atingir um critério de fim de vida recomendado pela Norma ISO 3685 (1993) de 1,00 mm para este tipo de desgaste e, portanto, o desgaste de flanco médio VB_B foi sempre o parâmetro usado para plotar as curvas e nas condições do ensaio 1 a vida foi mais curta para este material.

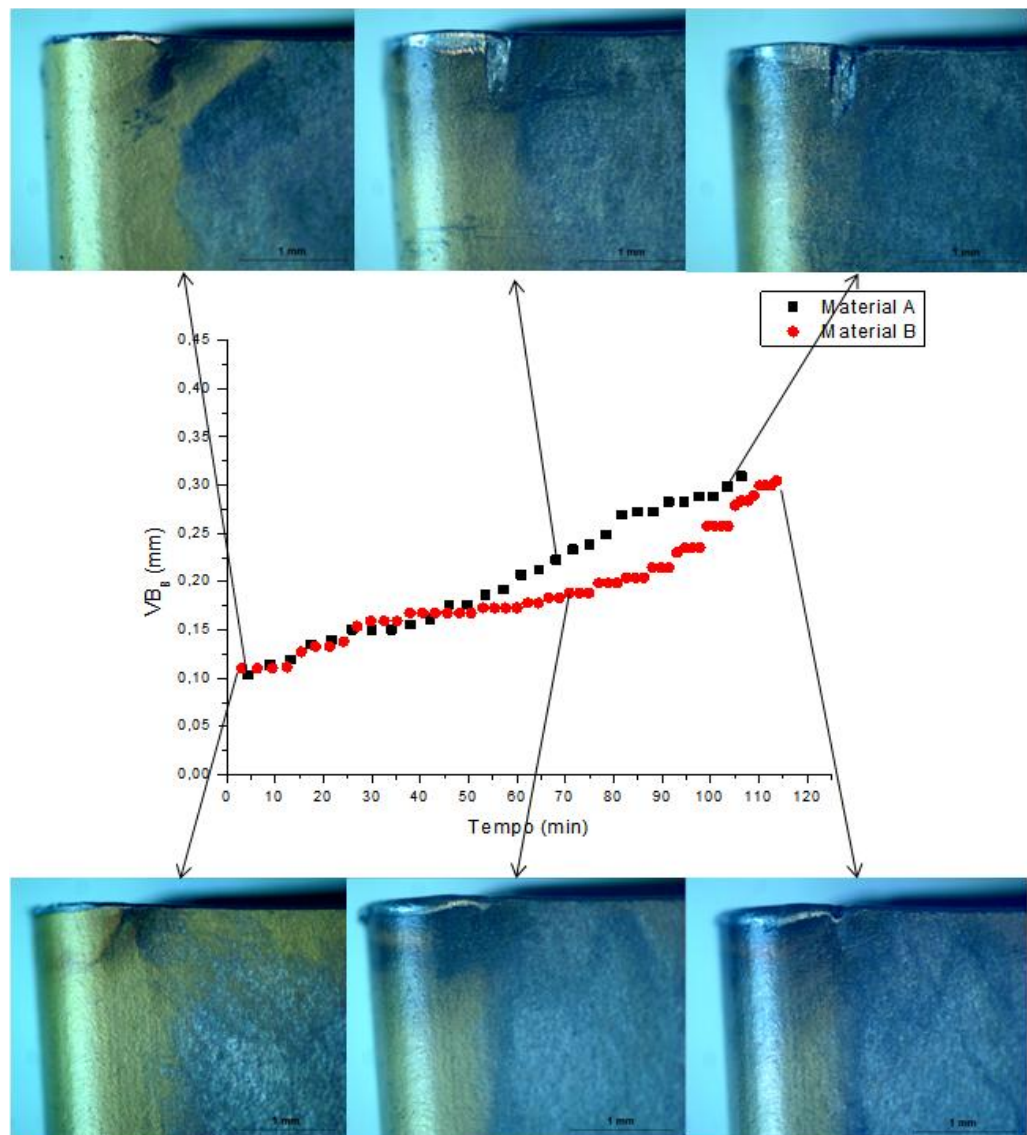


Figura 4.22 - Comparativo de vida entre os materiais A e B para o ensaio 1. Condições de corte: $v_c = 100,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm

No ensaio 2 a Figura 4.23 ilustra a evolução do desgaste para ambos os materiais. A ferramenta que usinou o material A, que teve uma vida maior, até os 8 minutos apresentou um desgaste crescente, ficando em uma taxa praticamente constante de desgaste até os 13 minutos quando a ferramenta teve um desgaste acelerado e chegou ao seu fim de vida aos 15 minutos de tempo de usinagem. Com o material B não foi possível obter a curva característica de desgaste, pois em seu primeiro passe já alcançou o desgaste de 0,25 mm e aos 1,87 minutos já alcançou o seu fim de vida. No material B não houve a presença do desgaste de entalhe enquanto no material A foi possível observar o início deste tipo de desgaste, mas bem menos acentuado do que no ensaio 1. Analisando as fotos da

ferramenta utilizada no material B, observa-se que desde o início, no primeiro passe, há um lascamento na aresta, que cresceu no segundo passe e ultrapassou o critério de fim de vida no terceiro passe. Assim, a vida curta da ferramenta é função da presença desse lascamento, que comprometeu a integridade da aresta desde o início do ensaio.

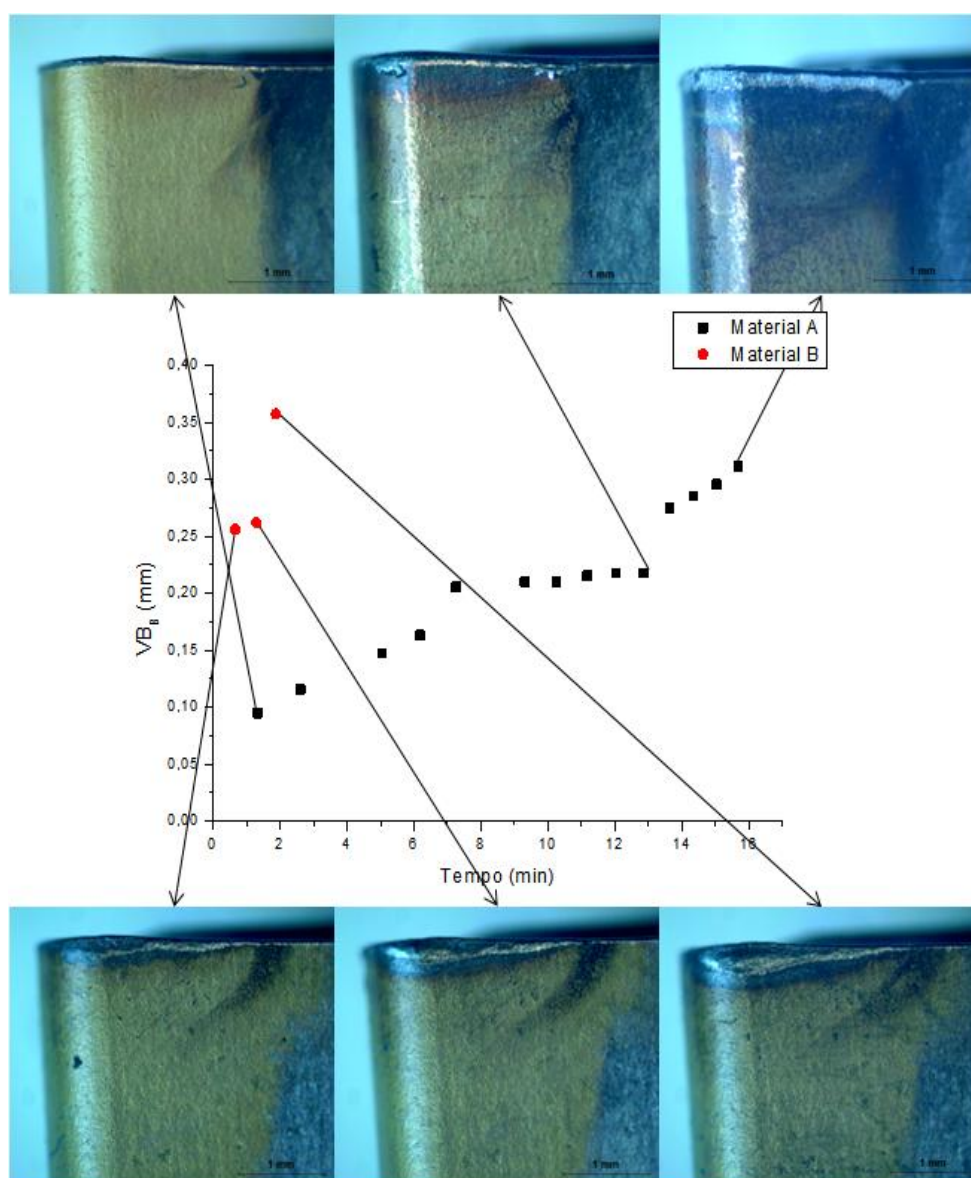


Figura 4.23 - Comparativo de vida entre os materiais A e B para o ensaio 2. Condições de corte: $v_c = 199,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm

A Figura 4.24 ilustra o comportamento da curva de desgaste para o material A e B durante o ensaio 3. A ferramenta que usinou o material A teve um desgaste crescente do início do corte até aproximadamente os 70 minutos de usinagem. A partir deste momento

sua taxa de desgaste se tornou pequena e praticamente constante, permanecendo assim até o ensaio ser interrompido, antes de atingir o critério de fim de vida, devido à falta de matéria prima para a sua continuidade. A ferramenta que usinou o material B apresentou uma taxa de desgaste inicial, até os 10 minutos de corte, elevada. Esta taxa diminui, e permanece mais ou menos constante, até aproximadamente os 200 minutos, quando volta a crescer e aos 230 minutos chegou ao fim de vida. A ferramenta que usinou o material A teve a presença significativa do desgaste de entalhe enquanto o mesmo não apareceu na usinagem do material B. Apesar da presença deste tipo de desgaste, para alimentar o programa para gerar a equação expandida de Taylor, os resultados considerados foram para o desgaste de flanco médio VB_B .

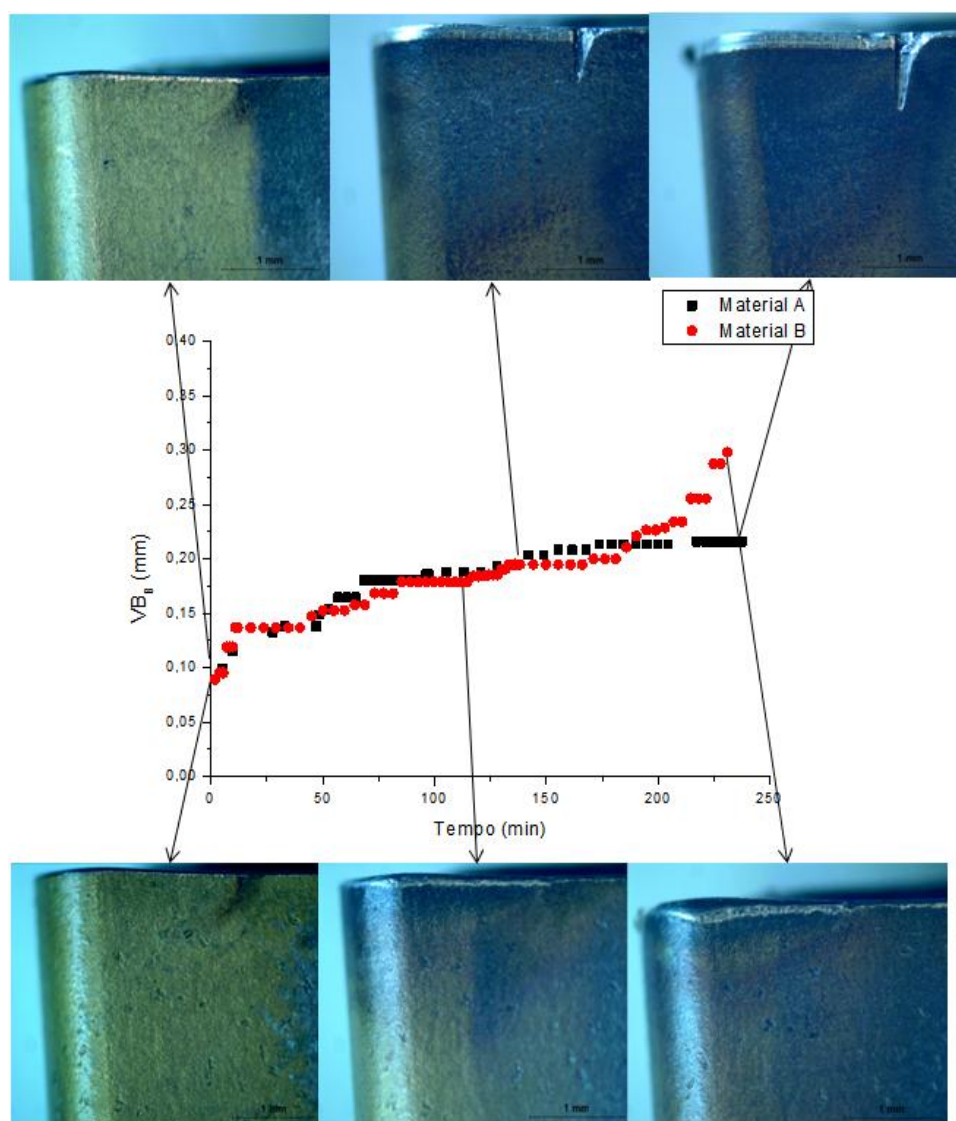


Figura 4.24 - Comparativo de vida entre os materiais A e B para o ensaio 3. Condições de corte: $v_c = 100,00$ m/min, $f = 0,20$ e $a_p = 2,00$ mm

A Figura 4.25 ilustra a evolução de desgaste ocorrido nas ferramentas usadas para a usinagem de ambos os materiais durante o ensaio 04. A ferramenta que usinou o material A apresentou um desgaste crescente, com uma taxa maior inicialmente até aproximadamente os 20 minutos de tempo de usinagem, quando há uma pequena desaceleração do desgaste, voltando a crescer em aproximadamente 70 minutos para atingir fim de vida aos 80 minutos de usinagem, aproximadamente. A ferramenta que usinou o material B teve seu desgaste acentuado inicialmente também até os 20 minutos, quando a partir daí permanece com uma taxa constante de desgaste até aproximadamente os 140 minutos, voltando a acelerar e chegando ao fim de vida aos 173 minutos. Para o ensaio 04 também o desgaste de entalhe se fez presente somente para a aresta que usinou o material A.

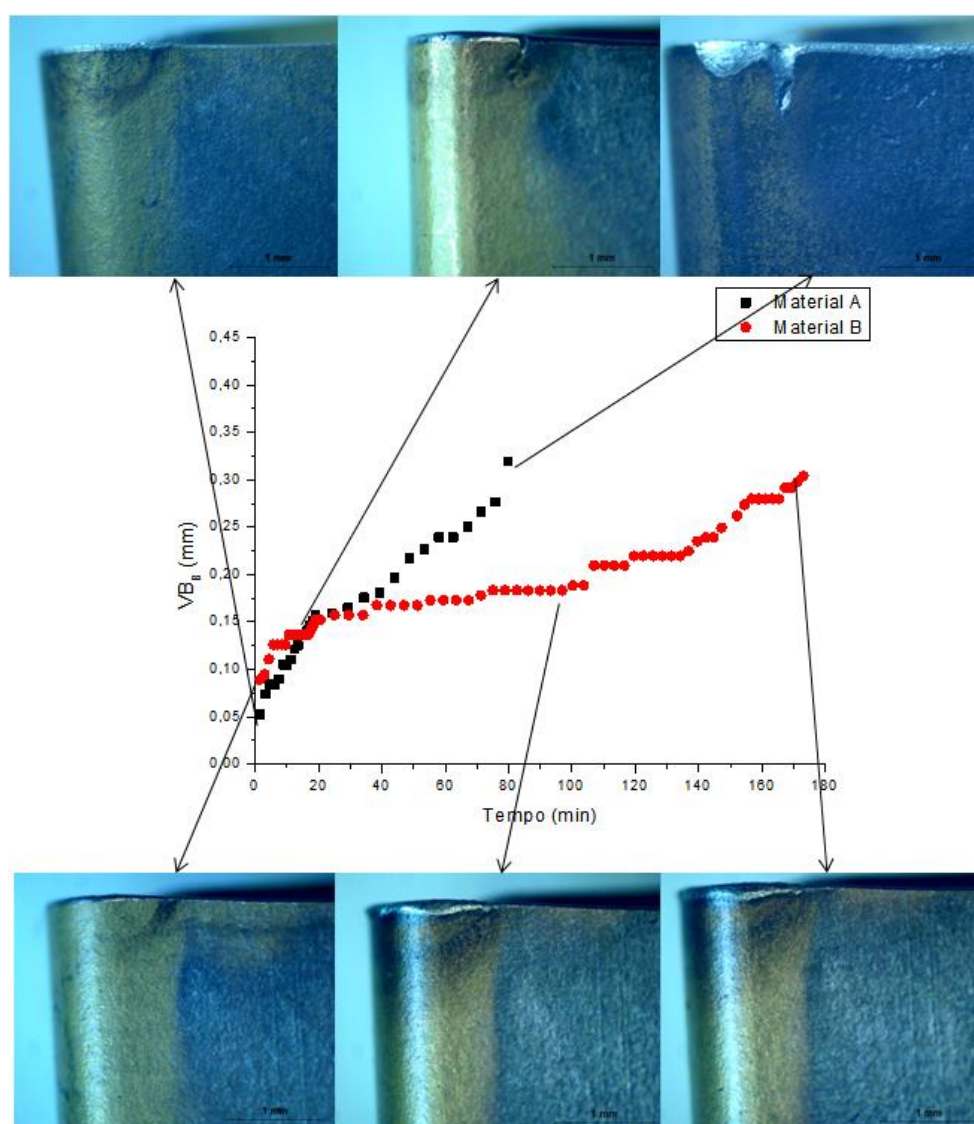


Figura 4.25 - Comparativo de vida entre os materiais A e B para o ensaio 4. Condições de corte: $v_c = 127,41$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,05$ mm

Para praticamente todos os ensaios foi encontrada uma progressão do desgaste da ferramenta seguindo um padrão de três estágios: o desgaste inicial rápido, o desgaste uniforme gradual e o desgaste acelerado no final, caracterizando a famosa curva em “S” (SHAO; LIU; QU, 2007; RICHETTI *et al.*, 2004).

A Figura 4.26 mostra a curva de tempo de vida em função da velocidade de corte para ambos os materiais. Esta curva foi projetada utilizando a fórmula de Taylor Expandida, para o avanço de 0,2 mm/volta e profundidade de corte de 1,0 mm, com desgaste fixado em um $VB_B = 0,3$ mm. Em velocidades menores o material B apresenta um maior tempo de vida da ferramenta e em velocidades maiores o material A é quem apresenta uma maior vida da ferramenta, indicando que em altas velocidades de corte a taxa de desgaste das ferramentas que usinaram o material A é menos acelerado que na usinagem do material B.

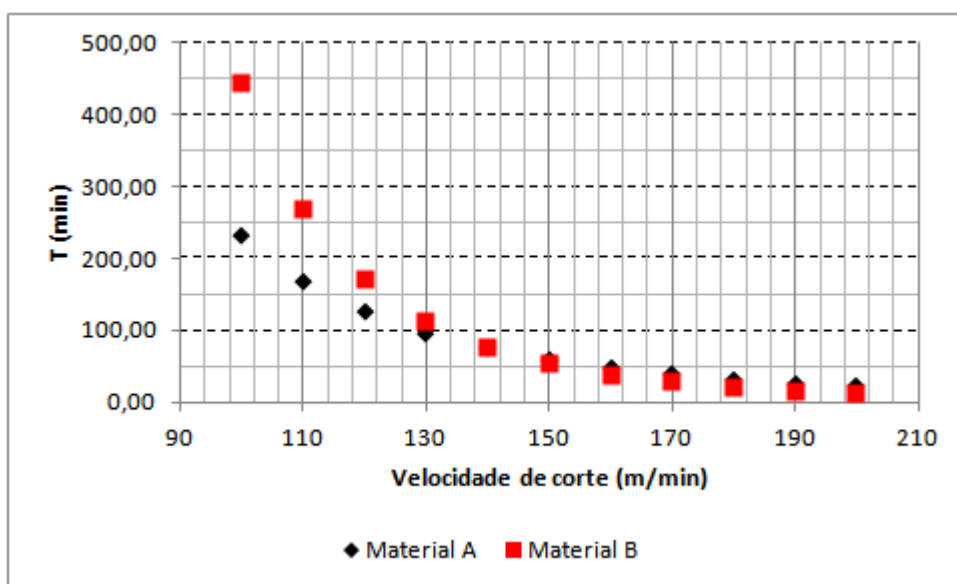


Figura 4.26 - Tempo de vida da ferramenta em função da velocidade de corte para ambos os materiais. Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm

Para ambos os materiais, com o aumento da velocidade de corte aumenta a taxa de desgaste da ferramenta, como prediz a equação de Taylor, que tem sempre o coeficiente negativo de velocidade de corte, porém no caso da Taylor Expandida com o VB_B como variável dependente o coeficiente da velocidade de corte tem sempre o valor positivo (FERRARESI, 2003; MACHADO *et al.*, 2011). Kumar e Choudhury (2008) usinaram um aço inoxidável SS202 e observaram que a altas velocidades de corte uma área de contato menor foi obtida na interface cavaco-ferramenta. Isso fez com que a concentração de altas

temperaturas de corte ficasse muito perto da ponta reduzindo a resistência da ferramenta e aumentando a taxa de desgaste.

Fang e Zhang (1996) também obtiveram resultados parecidos quando tornearam um aço inoxidável 18Cr8Ni com uma ferramenta de metal duro. A uma velocidade de corte de 200,00 m/min, um a_p de 1,00 mm e um avanço de 0,19 mm/volta, obtiveram uma vida de 12 minutos de corte.

A Figura 4.27 ilustra a curva de Taylor expandida para o tempo de vida da ferramenta em função da variação do avanço para ambos os materiais, para uma velocidade de corte de 150 m/min e uma profundidade de corte de 1,00 mm. Semelhantemente com o que ocorreu com a variação da velocidade de corte, com avanços menores o material B apresenta vidas maiores nas ferramentas, invertendo-se a comparação para avanços maiores.

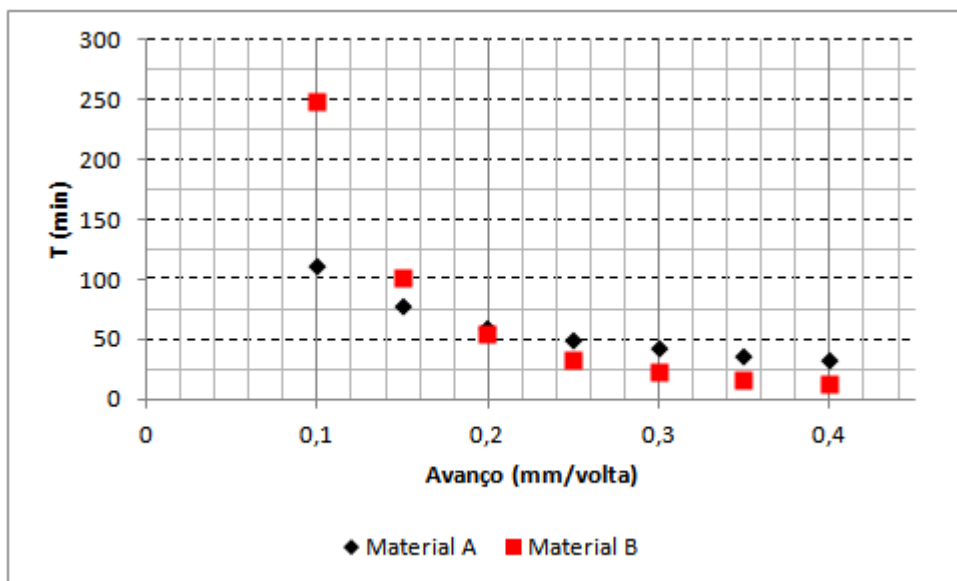


Figura 4.27 - Tempo de vida da ferramenta em função do avanço para ambos os materiais. Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $a_p = 1,00$ mm

De acordo com Kumar e Choudhury (2008) o desgaste aumenta tanto com o aumento do avanço e a profundidade do corte e isto se deve por dois motivos: aumento das forças de corte que enfraquece a ferramenta; e a maior temperatura de corte gerada devido ao aumento da taxa de deformação plástica reduzindo a dureza da ferramenta.

A Figura 4.28 ilustra a curva de Taylor expandida para o tempo de vida da ferramenta em função da variação da profundidade de corte para ambos os materiais, para

uma velocidade de corte de 150 m/min e um avanço de 0,20 mm/volta. Similarmente como ocorreu com a variação da velocidade de corte e do avanço, as curvas de vida dos dois materiais se cruzam, invertendo a ordem de comparação. Em pequenas profundidades o material B apresenta maior vida nas ferramentas e em profundidades maiores a classificação se inverte. A diferença aqui é a curva de vida do material A apresentar um coeficiente de a_p negativo, isto é, para este material, o aumento da profundidade de corte implica em um aumento na vida da ferramenta. Isto garante um maior afastamento das curvas e, também, uma maior influência da profundidade de corte. Normalmente, quanto maior a profundidade de corte, menor é o tempo de vida da ferramenta de corte, como ocorreu na usinagem do material B. Para o material A quanto maior a profundidade de corte maior foi o tempo de vida da ferramenta.

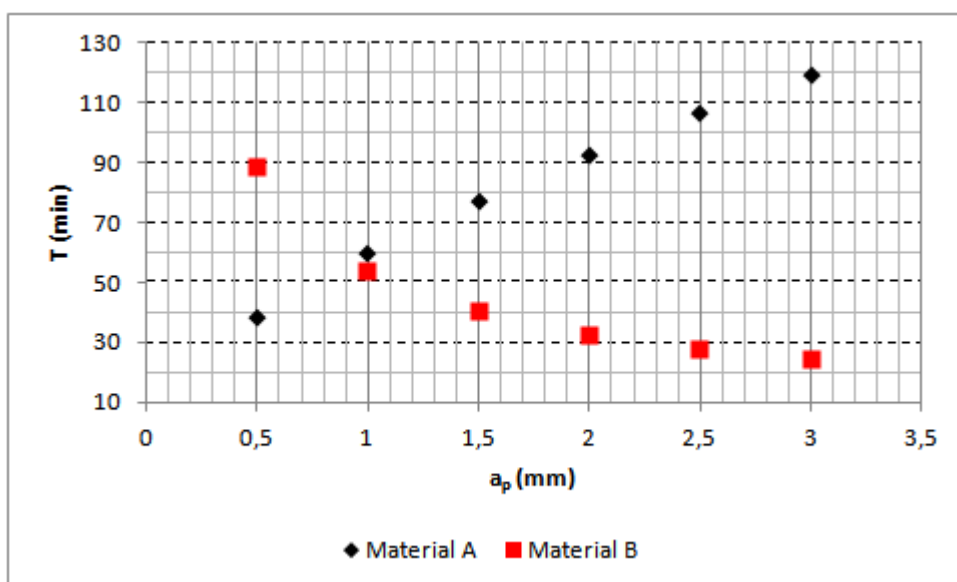


Figura 4.28 - Tempo de vida da ferramenta em função da profundidade de corte para ambos os materiais. Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,20$ mm/volta

Este comportamento da curva quando usinado o material A pode ser explicado pelo encruamento do material durante a usinagem, quando uma maior a profundidade de corte é usada, mais longe a ferramenta fica da zona encruada causada pelo passe anterior, aumentando assim a vida da ferramenta. Neste trabalho não se mediram tensões residuais nem variação de microdureza nas camadas subsuperficiais da peça após a usinagem, portanto, a explicação é apenas uma sugestão, ficando pendente de confirmação. Segundo Meyers e Chawla (1982) o encruamento ocorre em um material cristalino que se deforma plasticamente pelo movimento das discordâncias e estas interagem diretamente entre si e

com outras imperfeições. Essa interação leva a uma redução na mobilidade média da discordância que é acompanhada por uma necessidade de maior tensão para realizar o movimento da discordância, isto é, para continuar a deformação plástica. Quando um sólido cristalino real é deformado plasticamente, este torna-se mais resistente e uma tensão maior ainda é necessária para produzir uma deformação adicional. Em aços inoxidáveis, principalmente os austeníticos, é comum o encruamento, que também pode ocorrer nos martensíticos, como os aqui usinados. Possivelmente o material A é mais sensível ao fenômeno.

4.3 Resultados da Caracterização do Desgaste da Ferramenta

Em todos os ensaios observa-se a presença de material aderido na aresta de corte e na aresta de saída da ferramenta. Para que o mecanismo de desgaste fosse caracterizado, foi necessário atacar quimicamente as ferramentas com uma solução de HCl. Jianxin *et al.* (2011) tornearam um aço inoxidável endurecido por precipitação Cr12Mn5Ni4Mo3A com uma ferramenta de metal duro e o material aderente também era visível em toda a área da região da cratera, indicando adesão forte entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta. O mesmo ocorreu quando Akasawa *et al.* (2003) usinaram os aços inoxidáveis SUS303, SUS303Cu, SUS304 e SUS316L.

A Figura 4.29 mostra o perfil da superfície de folga da ferramenta, mostrando a ocorrência de desgaste de flanco e desgaste de entalhe para o ensaio 1 do material A. O ensaio 1 teve como condições de corte $v_c = 100,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm.

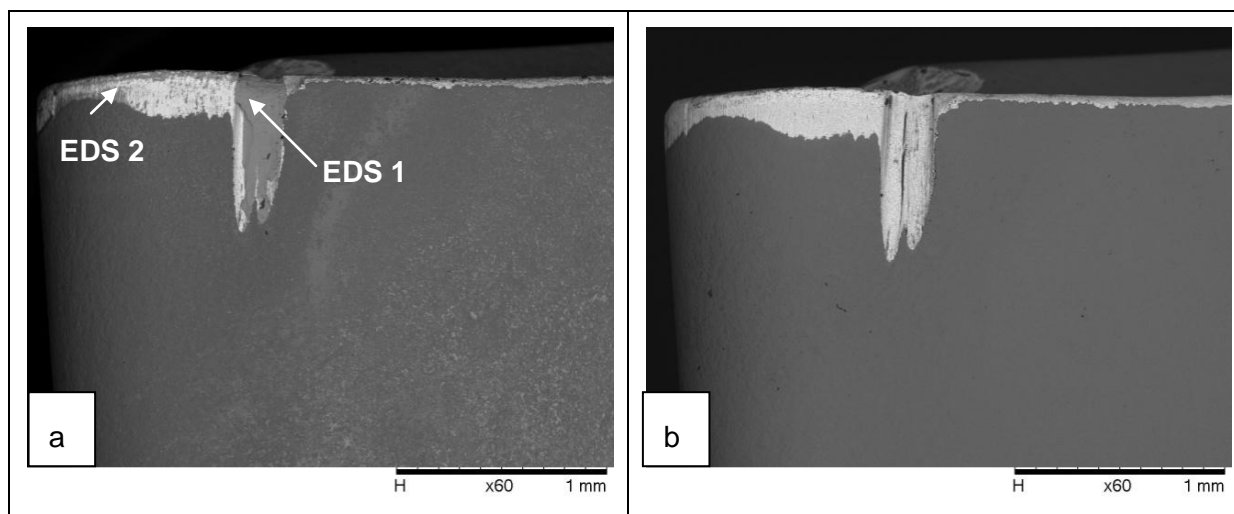


Figura 4.29 - Superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material A para o ensaio de vida 1 ($v_c = 100,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm). a) sem ataque químico; b) depois de ataque químico

Na Figura 4.29 a trata-se da ferramenta sem ataque químico, enquanto na Figura 4.29 b trata-se da ferramenta que sofreu o ataque químico com uma solução de HCL para retirar o material aderido, evidenciados pelos resultados dos ensaios de EDS 1 e EDS 2 apresentados na Tabela 4.3. Nesta mesma tabela aparece o resultado do ensaio de EDS 3, cujo local da análise está indicado na Figura 4.30.

Tabela 4.3 - EDS realizado na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material A no ensaio de vida 1

COMPOSIÇÃO QUÍMICA (WT%)								
EDS	Cr	C	Mg	Fe	O	Co	W	Ti
1	7,739	7,507	-	47,258	37,264	-	-	0,233
2	5,760	7,381	1,090	12,186	35,966	1,441	36,177	-
3	4,517	9,469		3,458	39,542	0,991	42,023	

A Figura 4.30, mostra detalhes do desgaste desta mesma ferramenta utilizada no ensaio 1 na usinagem do material A após ataque químico. Na figura Figura 4.30 a pode-se ver em detalhe a ponta da ferramenta e em Figura 4.30 b uma ampliação da região do flanco. Nestas figuras há evidências da presença do mecanismo de desgaste por abrasão, devido à presença de sulcos paralelos, na direção de fluxo de material (CAMPOS, 2004;

CORRÊA *et. al.*, 2005). Segundo Trent e Wright (2000), devido à elevada dureza do carboneto de tungstênio o desgaste abrasivo não é considerado um desgaste significativo quando se utiliza uma ferramenta de metal duro, porém superfícies desgastadas às vezes mostram ranhuras acentuadas que sugerem ação abrasiva, e estas podem ser resultado de fragmentos de grão ou até mesmo grãos inteiros de carboneto quebrados da superfície da ferramenta que são arrastados junto ao fluxo de material da peça ou cavaco, criando sulcos e removendo material da ferramenta. Kumar; Durai; Sornakumar (2006) tornearam um aço inoxidável martensítico SS410 e concluíram que a abrasão foi o principal mecanismo de desgaste de flanco e é caracterizada pelo desenvolvimento de ranhuras e sulcos na direção de deslizamento da ferramenta sobre uma superfície recém-usinada. A gravidade de abrasão pode ser aumentada nos casos em que o material da peça contém inclusões duras, ou quando houver resíduos da peça ou do cavaco na ferramenta, nas interfaces cavaco/ferramenta/peça.

Acima da área que sofreu mais evidentemente o desgaste abrasivo, há também uma área mais lisa característica da presença de mecanismo de desgaste difusivo (TRENT; WRIGHT, 2000), embora Gu *et al.* (1999) informam se tratar do mecanismo de micro – *attrition*, por apresentar leves riscos. Neste mecanismo os autores afirmam que a aparência lisa é criada por segmentos de material da peça usinada, aglutinados na superfície de flanco da ferramenta, com grãos de carboneto de tungstênio e de cobalto na mesma altura durante o processo de desgaste sem qualquer grão de carboneto saliente, para fora da superfície de flanco. Isto pode ser comprovado pelo EDS 3 disposto na Tabela 4.3 que indica a presença de ferro, cromo, cobalto e tungstênio.

Ainda nas Figura 4.30a e Figura 4.30b, pode-se ver na aresta de corte da ferramenta, uma superfície com aparência de material arrancado, que segundo Nordin; Venkatesh; Sharif (2007) é característica do mecanismo de desgaste adesivo (que Trent e Wright (2000) chamam de *attrition*), resultado do arrancamento de grãos da ferramenta, quando o material aderido escorrega sobre a superfície.

As Figura 4.30c e Figura 4.30d mostram em detalhe a área do entalhe, que são originados na região de deslizamento da borda do cavaco na aresta de corte da ferramenta (TRENT; WRIGHT, 2000). Para Grzesik (2008), este é um problema característico de materiais que têm uma alta taxa de encruamento e costumam gerar altas temperaturas na ponta da ferramenta, sendo muitas vezes atribuída à abrasão provocada pela alta dureza dos cavacos em forma de dente de serra. Kumar; Durai; Sornakumar (2006), ao tornearem um aço inoxidável martensítico SS410, caracterizaram como a abrasão e a adesão como os principais mecanismos envolvidos no desgaste de entalhe, no qual os grãos individuais ou

seus pequenos agregados são apreendidos das superfícies de ferramentas e são levados pelo lado de baixo do cavaco.

Observando as figuras, pode-se dizer que o entalhe está dividido ou há dois entalhes na superfície de folga da ferramenta, sendo o primeiro uma área mais lisa, menos rugosa do que o segundo com as mesmas características de difusão (ou *micro - attrition*, como sugere GU *et al.*, 1999). No segundo entalhe há presença de sulcos, indicando a ocorrência do mecanismo de desgaste abrasivo. A taxa de desgaste nestas regiões de deslizamento depende muito mais da interação química entre os materiais do que da dureza do material da ferramenta (TRENT; WRIGHT, 2000).

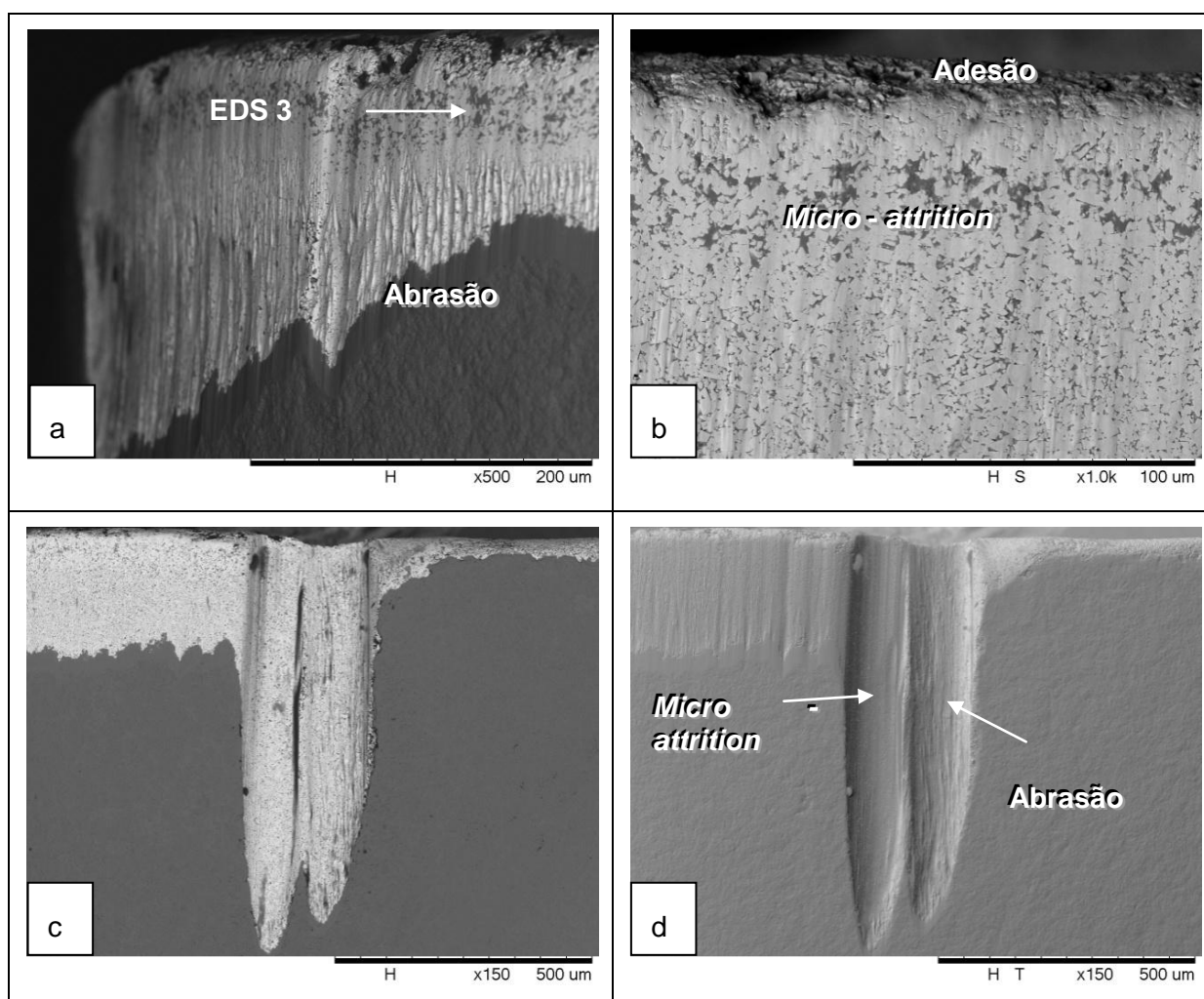


Figura 4.30 - Detalhe dos mecanismos de desgaste presentes na superfície de folga da ferramenta utilizada para usinar o material A no ensaio de vida 1 ($v_c = 100,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm). a) ponta da ferramenta; b) detalhe da aresta e superfície de folga; c) e d) desgaste de entalhe

Na superfície de saída, observam-se desgastes distintos, conforme ilustra a Figura 4.31. Na Figura 4.31b pode-se ver na borda uma superfície com aspecto de material arrancado característico do mecanismo de desgaste por adesão, enquanto que para dentro da superfície notam-se riscos paralelos indicando a ocorrência de abrasão ou até mesmo um lascamento proveniente da ação do cavaco, que ao ser atritado com a superfície da ferramenta. Na Figura 4.31d é apresentada a ampliação do detalhe indicado na Figura 4.31c, onde de acordo com o resultado da análise de EDS apresentado na Tabela 4.4 há material do cavaco aderido. Nesta figura há a coexistência de três regiões diferentes, uma rugosa (adesão), uma lisa (difusão, que Gu *et al.* (1999) considerou se tratar de *micro-attrition*) e sulcos paralelos (abrasão). Isto implica na existência simultânea de três mecanismos distintos em diferentes regiões da superfície de saída da ferramenta.

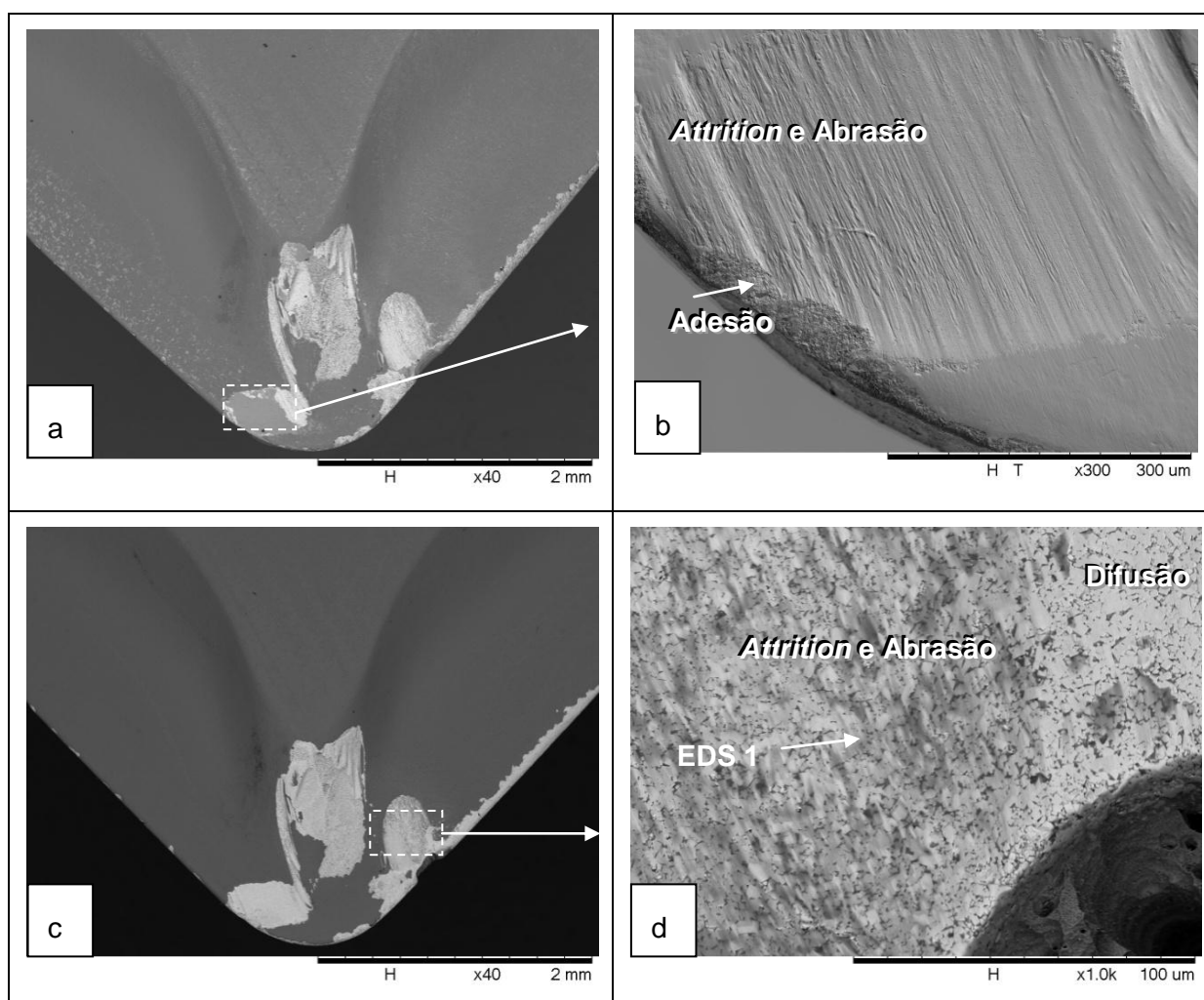


Figura 4.31 - Detalhe dos mecanismos de desgaste presentes na superfície de saída da ferramenta utilizada para usinar o material A no ensaio de vida 1 ($v_c = 100,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm). a) visão geral da superfície de saída da ferramenta sem

ataque químico; b) detalhe indicado em a; c) visão geral da superfície após ataque químico; d) ampliação da região identificada em c

Tabela 4.4 - EDS realizado na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material A no ensaio 1

COMPOSIÇÃO QUÍMICA (WT%)								
EDS	Cr	C	Mg	Fe	O	Co	W	Ti
1	2,348	6,656	0,763	3,736	34,051	6,542	45,450	0,453

A Figura 4.32 mostra o desgaste de flanco da ferramenta no ensaio de vida 1 para o material B. Na Figura 4.32a, a ferramenta está sem ataque químico e a Figura 4.32b é a ferramenta já com ataque químico para retirar o material aderido.

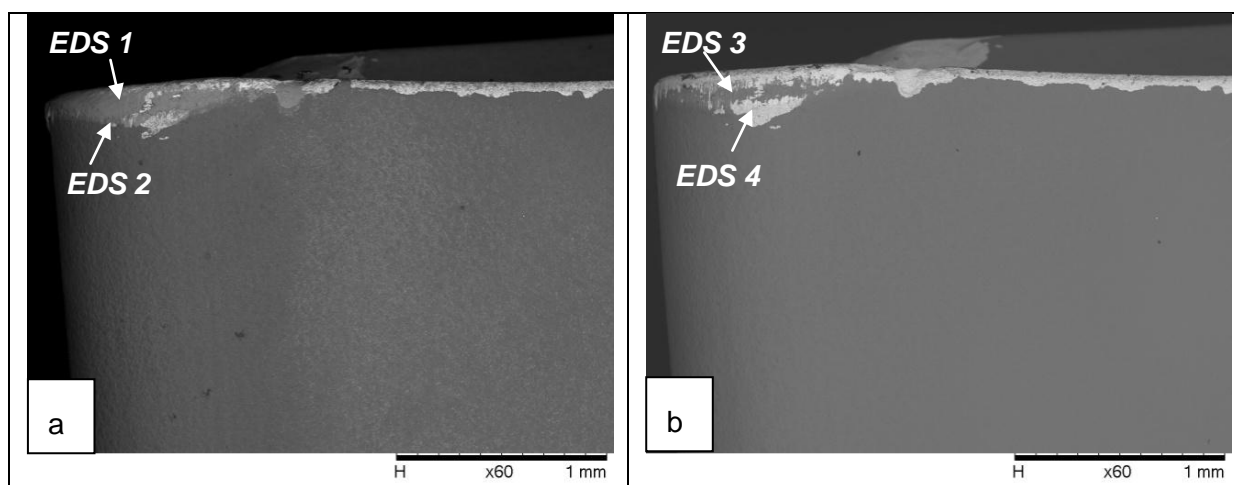


Figura 4.32 - Superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material B para o ensaio de vida 1 ($v_c = 100,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm). a) sem ataque químico; b) com ataque químico

O resultado das análises de EDS das áreas indicadas na Figura 4.32 está disposto na Tabela 4.5. O EDS 1 mostra uma grande quantidade de material aderido, enquanto o EDS 2 mostra o revestimento da ferramenta que é TiC. O EDS 3 e 4 mostram que a região escura trata-se do revestimento da ferramenta, e a região branca trata-se do substrato da ferramenta, ou seja, a ferramenta não teve um desgaste por igual, pois no meio do desgaste

na superfície de flanco há uma faixa de revestimento da ferramenta. Os outros pontos de EDS apresentados se referem àqueles indicados na Figura 4.33.

Tabela 4.5 - EDS realizado na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material B no ensaio de vida 1

COMPOSIÇÃO QUÍMICA (WT%)													
EDS	Cr	C	Mg	Ni	Fe	O	Co	W	Ti	Mo	Al	Si	S
1	6,815	6,215	-	2,817	48,969	34,774	-	-	0,410	-	-	--	-
2	3,036	4,927	0,885	9,228	4,369	56,582	-	-	20,380	-	0,381	0,211	-
3	-	1,926	-	12,19 4	0,389	58,256	-	-	27,236	-	-	-	-
4	-	8,091	-	-	0,804	36,441	1,267	52,483	0,914	-	-	-	-
5	0,928	12,675	-	-	0,603	54,788	0,403	2,521	27,005	-	-	-	1,076
6	0,735	12,204	-	-	0,954	46,449	0,948	29,612	4,676	4,422	-	-	-
7	0,513	7,180	-	5,762	0,473	55,468	-	1,563	27,291	1,751	-	-	-

Para um estudo mais detalhado dos mecanismos de desgaste, as áreas desgastadas devem ser ampliadas, o que se faz na Figura 4.33. Na Figura 4.33a são mostrados detalhes da ponta da ferramenta em que claramente aparecem os sulcos paralelos em grande parte do revestimento da ferramenta, conforme os resultados do EDS 05 evidenciando o mecanismo de desgaste por abrasão. A Figura 4.33b apresenta um detalhe onde observa-se a aresta principal de corte e o flanco da ferramenta, em que aparece uma faixa de revestimento no meio do desgaste de flanco, conforme se comprova pelo resultado do EDS 7. Na área em que o revestimento ainda está presente pode-se ver os sulcos paralelos característicos do desgaste por abrasão enquanto um pouco abaixo já se observa uma área áspera, com característica de arrancamento de grãos da ferramenta, sendo classificado como desgaste por adesão. Na Figura 4.33c está um detalhe do flanco da ferramenta, no final da profundidade de corte, onde um pequeno entalhe começa a se desenvolver. A Figura 4.33d trata-se de uma ampliação do desgaste, próximo ao entalhe, onde se observa a perda da aresta de corte por adesão, uma vez que o aspecto é de asperezas provenientes de perdas de grãos de carbonetos que compõem a ferramenta. Abaixo da aresta observa-se uma área bem polida, indicativa da presença do mecanismo de desgaste difusivo.

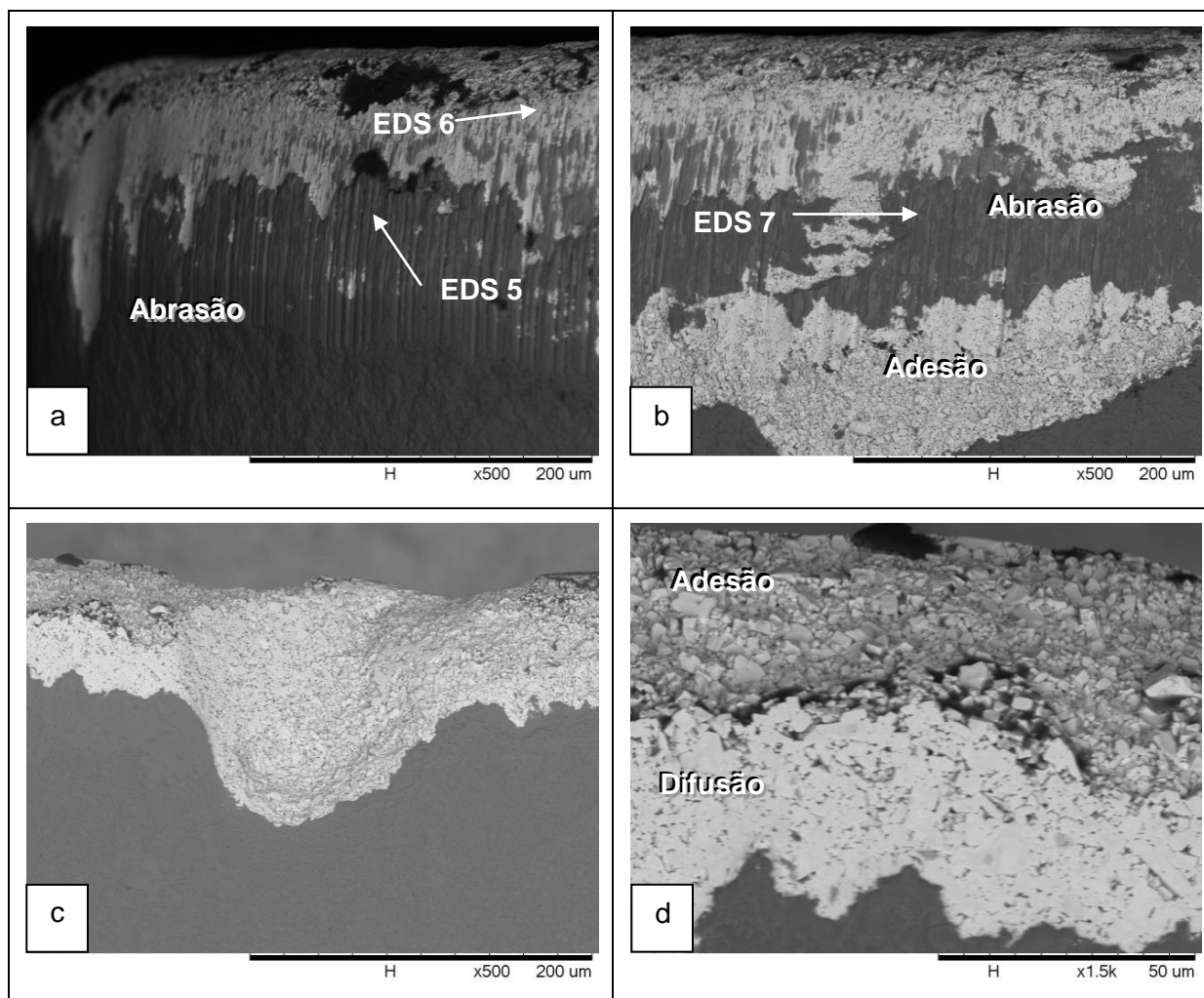


Figura 4.33 - Detalhe dos mecanismos de desgaste presentes na superfície de folga da ferramenta utilizada para usinar o material B no ensaio de vida 1 ($v_c = 100,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm). a) ponta da ferramenta; b) detalhe do flanco; c) entalhe; d) ampliação da região próxima ao entalhe

A Figura 4.34 mostra a superfície de saída da mesma ferramenta apresentada na Figura 4.33. Na Figura 4.34a a ferramenta se encontra sem ataque químico, com material aderido, enquanto que na Figura 4.34b a ferramenta já sofreu ataque químico, para retirar o material da peça. A Figura 4.34c mostra uma vista próxima a ponta da ferramenta, em que o revestimento de TiC (de acordo com EDS 1 da Tabela 4.6) apresenta riscos paralelos, característicos de desgaste por abrasão. Mais próximo à ponta, a superfície está com aparência áspera, característica de arrancamento de grãos, proveniente do desgaste por adesão. Na Figura 4.34d mostra a região na parte de cima (superfície de saída) do pequeno desgaste de entalhe, em que se observam duas áreas distintas, a primeira com superfície lisa, comum em desgaste difusivo, e a segunda, com superfície áspera proveniente do

desgaste por adesão, mesmos mecanismos observados também na superfície de folga da ferramenta.

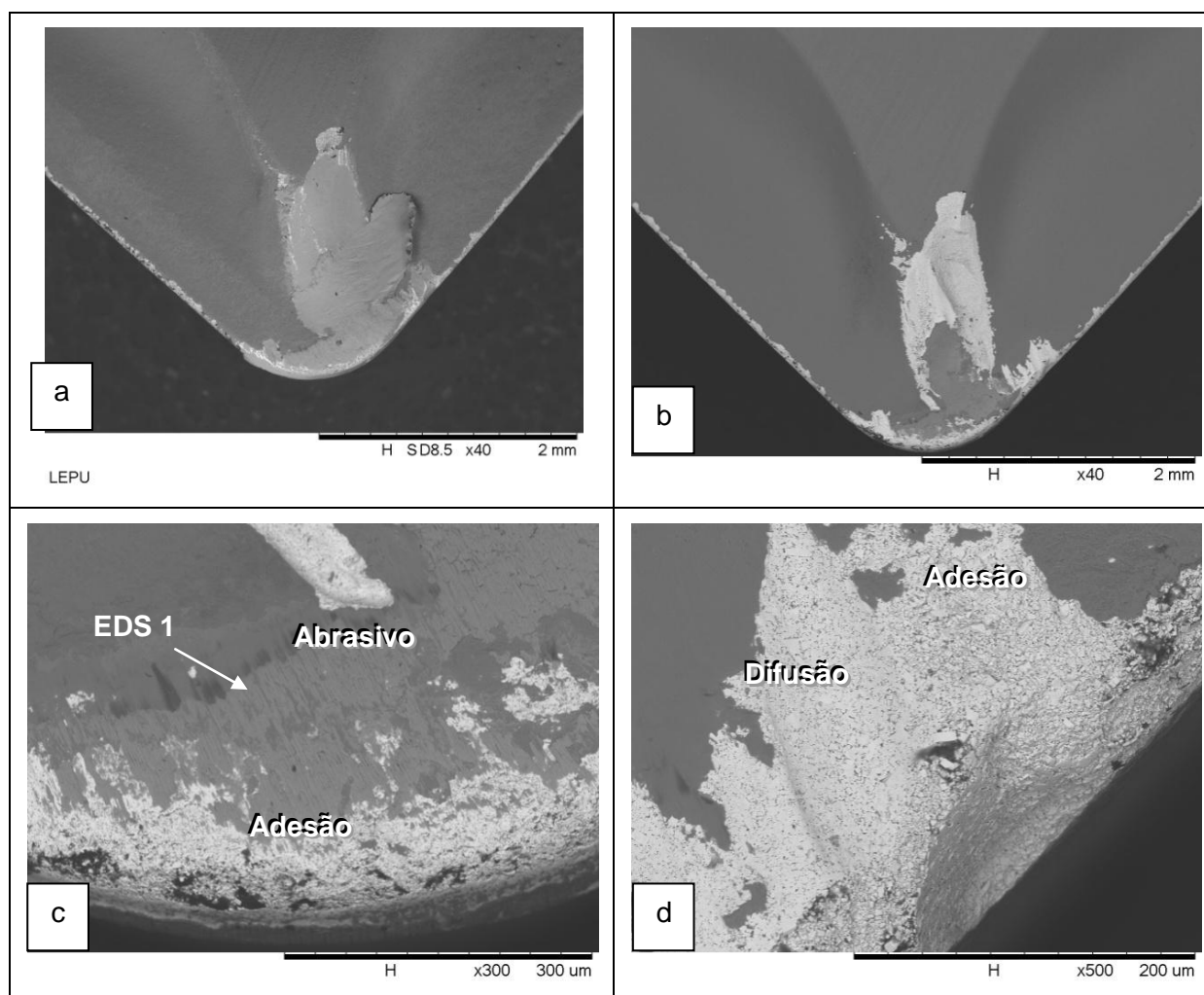


Figura 4.34 - Detalhe dos mecanismos de desgaste presentes na superfície de saída da ferramenta utilizada para usinar o material B no ensaio de vida 1 ($v_c = 100,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm). a) vista geral sem ataque químico; b) vista geral após ataque químico; c) detalhe da região do raio de ponta; d) detalhe do final da profundidade de corte

Tabela 4.6 - EDS realizado na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material B no ensaio de vida 1

COMPOSIÇÃO QUÍMICA (WT%)						
EDS	Cr	C	Mo	Fe	O	Ti
1	1,115	8,521	5,733	0,755	49,358	34,519

A Figura 4.35 ilustra a superfície de folga da ferramenta de metal duro utilizada na usinagem do material A durante o ensaio de vida 02 com condições de corte: $v_c = 199,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm. A Figura 4.35a mostra a ferramenta antes do ataque químico, que ainda está com material aderido. Na Figura 4.35b a ferramenta já sofreu ataque químico para remoção do material da peça sendo possível visualizar as características que ajudam a identificar os mecanismos de desgaste presentes, quando ampliados, como exemplificado nas Figura 4.35c e Figura 4.35d.

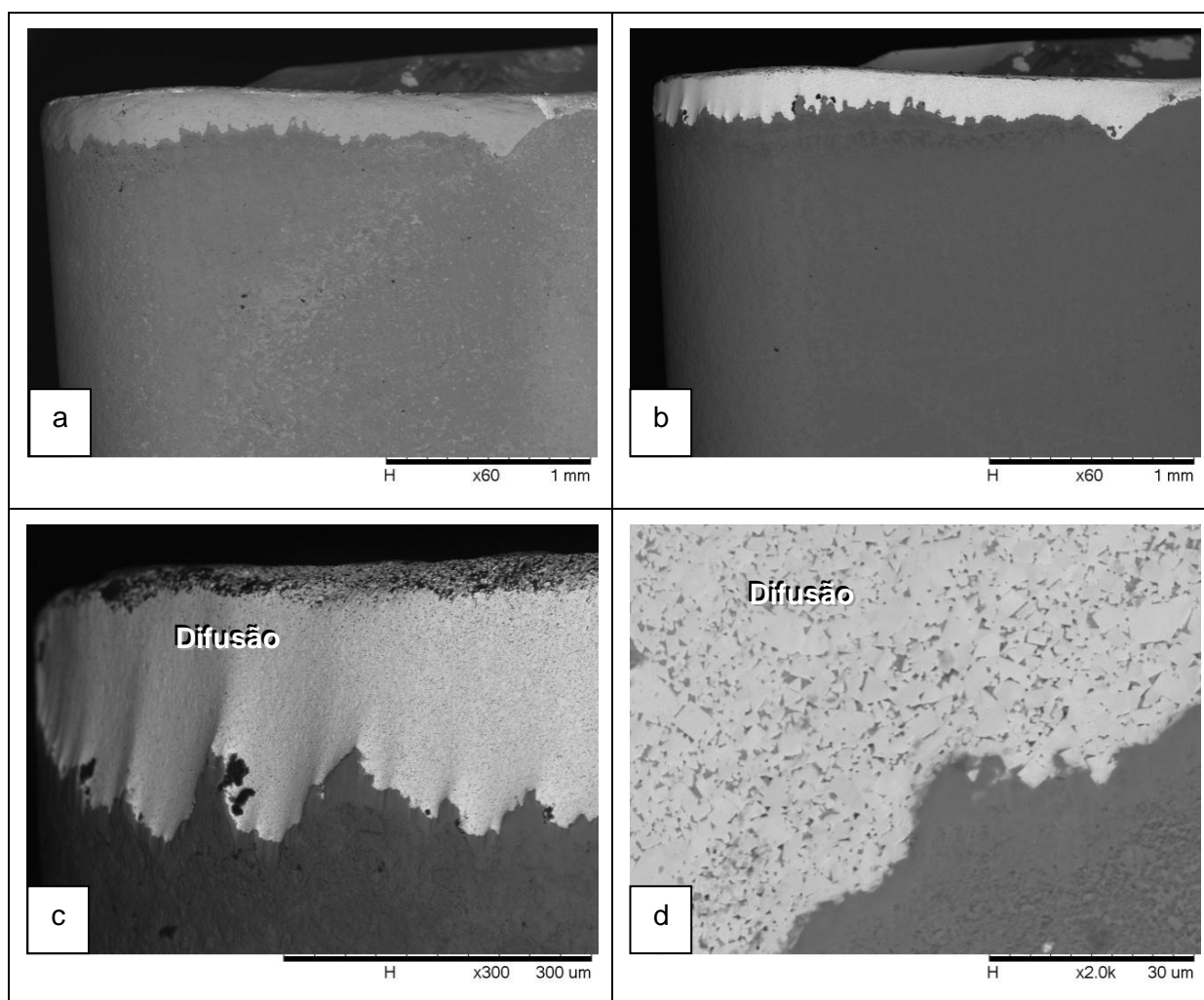


Figura 4.35 - Superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material A para o ensaio de vida 02 ($v_c = 199,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm). a) vista geral sem ataque químico; b) vista geral após ataque químico; c) detalhe da ponta de corte; d) ampliação da região do entalhe

Na Figura 4.35c observa-se a ponta da ferramenta, com uma superfície bastante lisa, característica do desgaste difusivo. Nesta foto há presença de algumas ondulações

indicando que a taxa de desgaste não foi uniforme, possivelmente causado por diferentes quantidades ou diferentes pressões que os materiais aderidos exercem contra a superfície da ferramenta. A Figura 4.35d é uma ampliação da região desgastada, no final da profundidade de corte, onde um entalhe está iniciando a se formar. O aspecto liso, portanto, indica a presença de desgaste difusivo.

A Figura 4.36 ilustra a superfície de saída da ferramenta utilizada para usinar o material A no ensaio de vida 2. Em Figura 4.36a é a ferramenta sem ataque, enquanto que na Figura 4.36b é a superfície já com ataque químico para retirar o material aderido. A Figura 4.36c e Figura 4.36d trazem em detalhe ampliado em 2000 x os detalhes da superfície nas regiões indicadas pelas setas da Figura 4.36b, onde o aspecto de uma superfície lisa leva à conclusão da presença de desgaste difusivo.

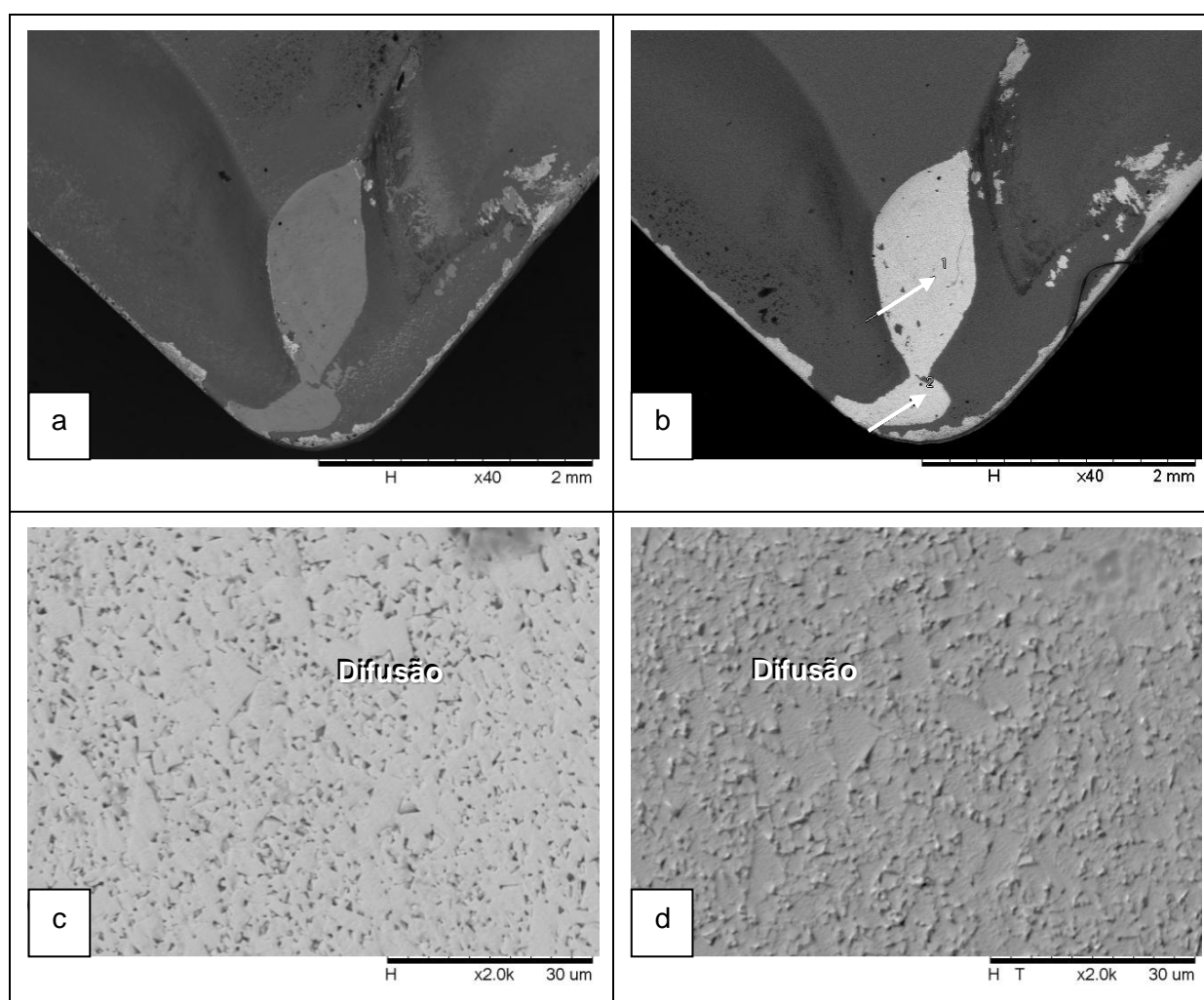


Figura 4.36 - Superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material A para o ensaio de vida 2 ($v_c = 199,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm). a) vista geral

sem ataque químico; b) vista geral após ataque químico; c) ampliação da região próxima à aresta; ampliação da região um pouco mais afastada da aresta

A Figura 4.37 ilustra a superfície de flanco da ferramenta utilizada para usinar o material B durante o ensaio de vida 2. A Figura 4.37a mostra a ferramenta antes do ataque químico enquanto que Figura 4.37b mostra a ferramenta após sofrer ataque químico. A Figura 4.37c ilustra a ponta da ferramenta e a Figura 4.37d mostra o detalhe de uma região do flanco da mesma.

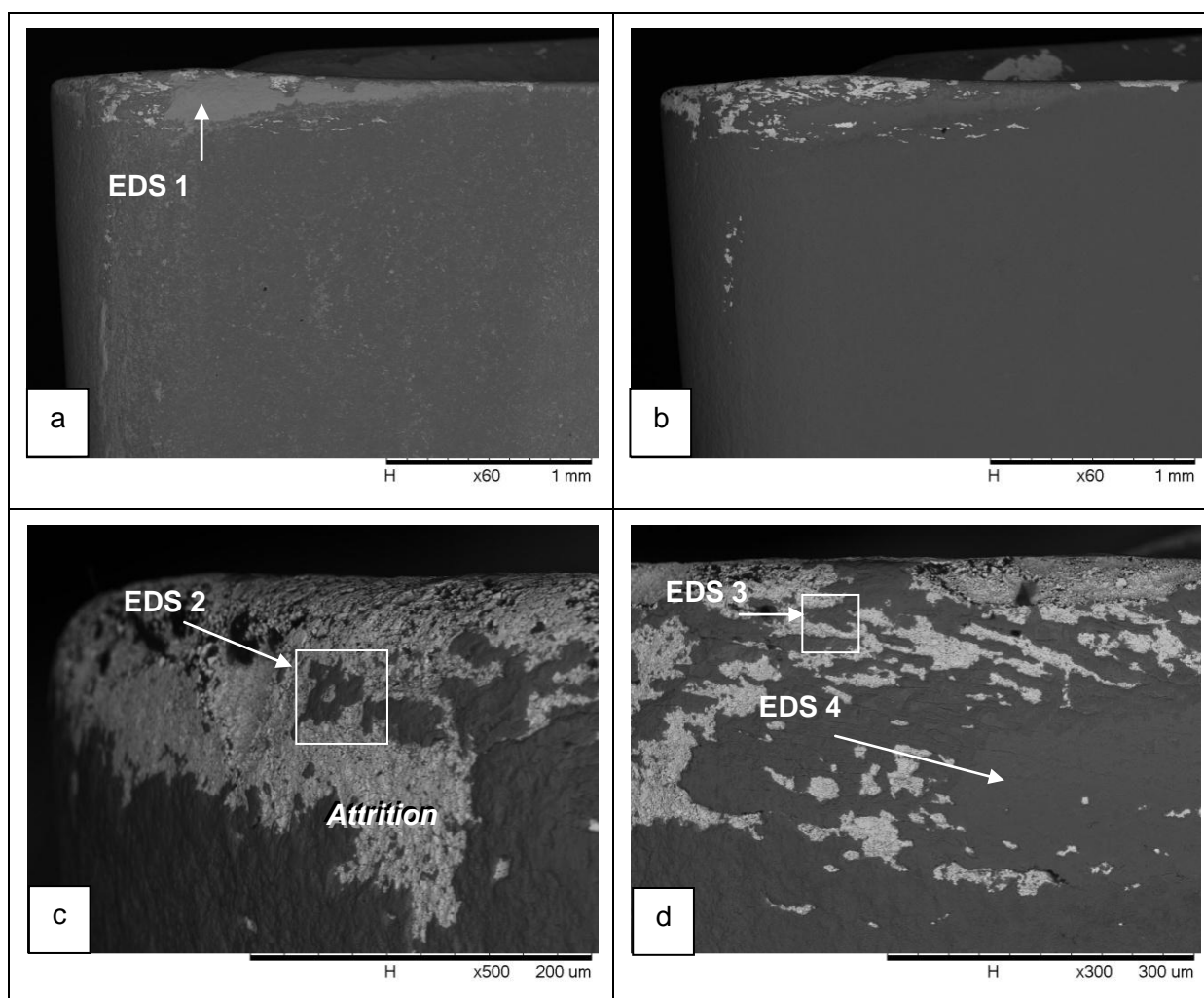


Figura 4.37 - Superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material B para o ensaio de vida 2 ($v_c = 199,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm). a) vista geral sem ataque químico; b) vista geral após ataque químico; c) detalhe da ponta de corte; d) detalhe do flanco

Os resultados dos ensaios por EDS realizados (Tabela 4.7) mostram que o flanco da ferramenta apresenta áreas com desgaste do revestimento e outras com revestimentos (TiC, TiCN e TiN) ainda na cobertura. No EDS 1 é confirmado material aderido, pois há uma alta concentração de ferro. A superfície em que se encontra o substrato exposto tem uma aparência áspera sugerindo que houve grãos arrancados e arrastados, promovendo o mecanismo de desgaste adesivo ou por *attrition*.

Tabela 4.7 - EDS realizado na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material B no ensaio de vida 2

COMPOSIÇÃO QUÍMICA (WT%)												
EDS	Cr	C	Mo	Fe	O	Co	W	Ti	N	S	Si	Ni
1	5,361	12,118		34,302	45,821			0,400		0,230	0,168	1,600
2	0,847	10,162	-	-	51,565	0,843	25,358	6,767	4,459	-		
3	0,298	6,645	-	-	52,152	0,878	15,641	18,123	6,263	-		
4	0,650	4,276	-	1,038	52,346	-	-	35,640	5,515	0,535		

A Figura 4.38 ilustra a superfície de saída da ferramenta utilizada para usinar o material B durante o ensaio de vida 2. A Figura 4.38a mostra a ferramenta sem ataque enquanto que a Figura 4.38b mostra a ferramenta após sofrer ataque químico para retirada do material aderido. A Figura 4.38c mostra em detalhe ampliado a ponta da ferramenta e os locais onde foram feitas análises por EDS para identificar os elementos presentes, cujos resultados são apresentados na Tabela 4.8, indicando respectivamente, que se tratam do revestimento (TiC, TiCN, TiN) com um pouco ainda de material aderido e do substrato. A Figura 4.38d mostra o detalhe indicado pela seta na Figura 4.38b. Tanto na Figura 4.38c quanto na Figura 4.38d, a aparência da superfície é rugosa, característica de desgaste por adesão ou *attrition*.

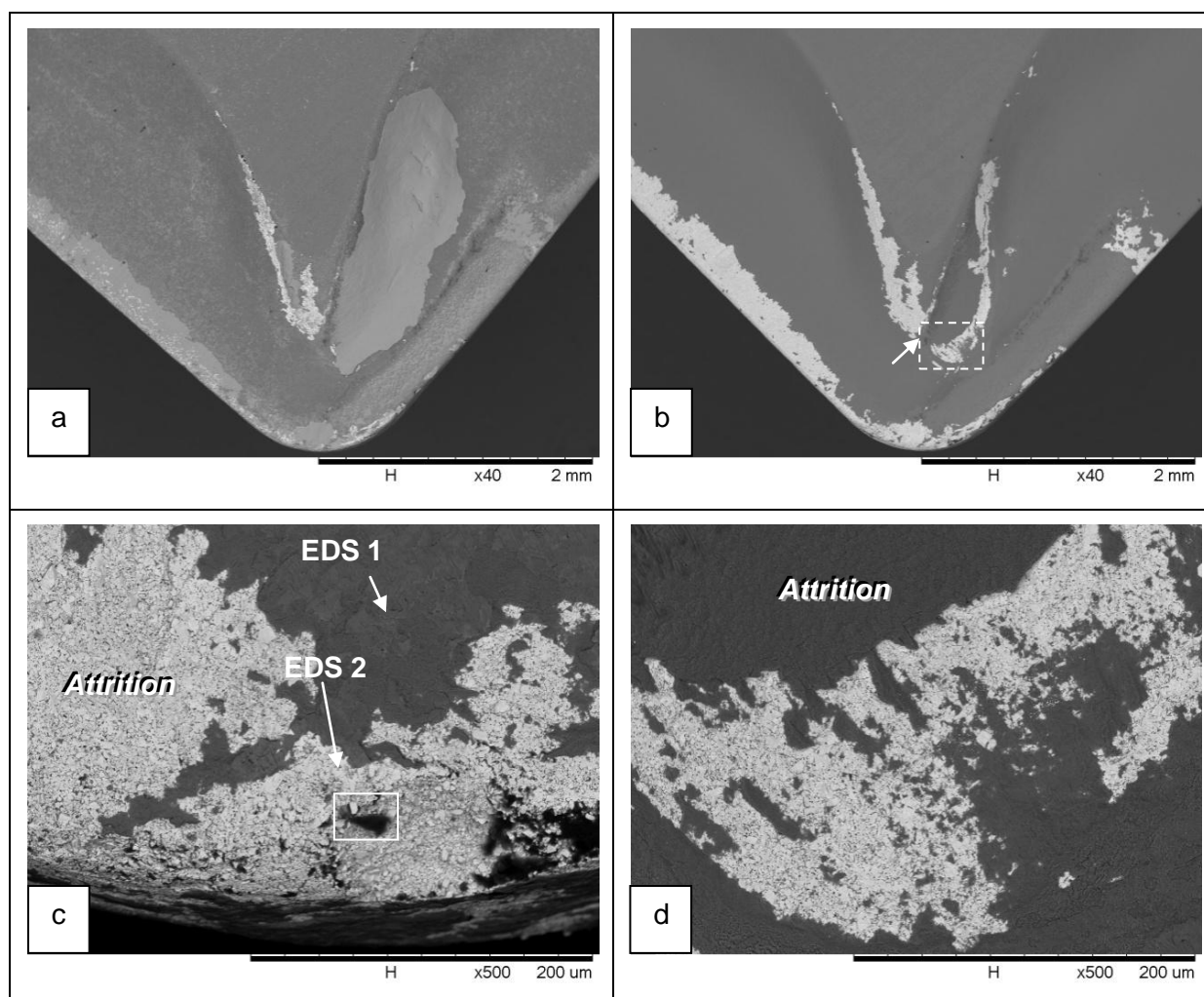


Figura 4.38 - Superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material B para o ensaio de vida 2 ($v_c = 199,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm). a) vista geral sem ataque químico; b) vista geral após ataque químico; c) detalhe do ponta de corte; d) ampliação da região indicada pela seta em b

Tabela 4.8 - EDS realizado na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material B no ensaio de vida 2

COMPOSIÇÃO QUÍMICA (WT%)												
EDS	Cr	C	Mn	Fe	O	Co	W	Ti	N	S	Si	Al
1	2,943	4,810	0,606	1,268	52,038	-	-	32,135	4,906	1,049	0,245	-
2	1,231	10,519	-	-	42,891	1,496	38,362	4,586	-	-	-	0,916

A Figura 4.39 ilustra a superfície de folga da ferramenta utilizada para usinar o material A no ensaio de vida 3 com as seguintes condições de corte: Condição de corte: $v_c = 100,00$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm. A Figura 4.39a ilustra a ferramenta sem ataque químico enquanto que na Figura 4.39b a ferramenta já sofreu o ataque. A Figura 4.39c mostra em detalhe a ponta da ferramenta na aresta secundária, em que se pode observar o entalhe secundário, além de sulcos paralelos, indicando a predominância do desgaste abrasivo. A Figura 4.39d apresenta a superfície de flanco em detalhe, onde pode-se observar uma região mais lisa, característica do mecanismo de desgaste difusivo, que Gu *et al.* (1999) rotulou de *micro-attribution* por apresentar leves riscos. As Figura 4.39e e Figura 4.39f mostram a superfície do entalhe presente na superfície de folga da ferramenta. Há a presença dos desgastes por arrancamento de material (*attrition*), desgaste abrasivo e nas regiões lisas, a difusão. Os resultados das análises por EDS são apresentados na Tabela 4.9 indicando que ainda há material aderido e revestimentos presente em todos os pontos avaliados.

Tabela 4.9 - EDS realizado na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material A no ensaio 3

COMPOSIÇÃO QUÍMICA (WT%)														
EDS	Cr	C	Mn	Fe	O	Co	W	Ti	N	Si	Al	Na	K	Ca
1	12,985	4,138	8,250	4,773	39,917	-	15,780	0,600	-	12,306	0,320	0,435	0,227	0,268
2	0,267	5,377	-	-	57,661	0,316	4,255	22,726	9,398	-	-	-	-	-
3	-	11,539	-	-	47,317	-	26,803	14,340	-	-	-	-	-	-

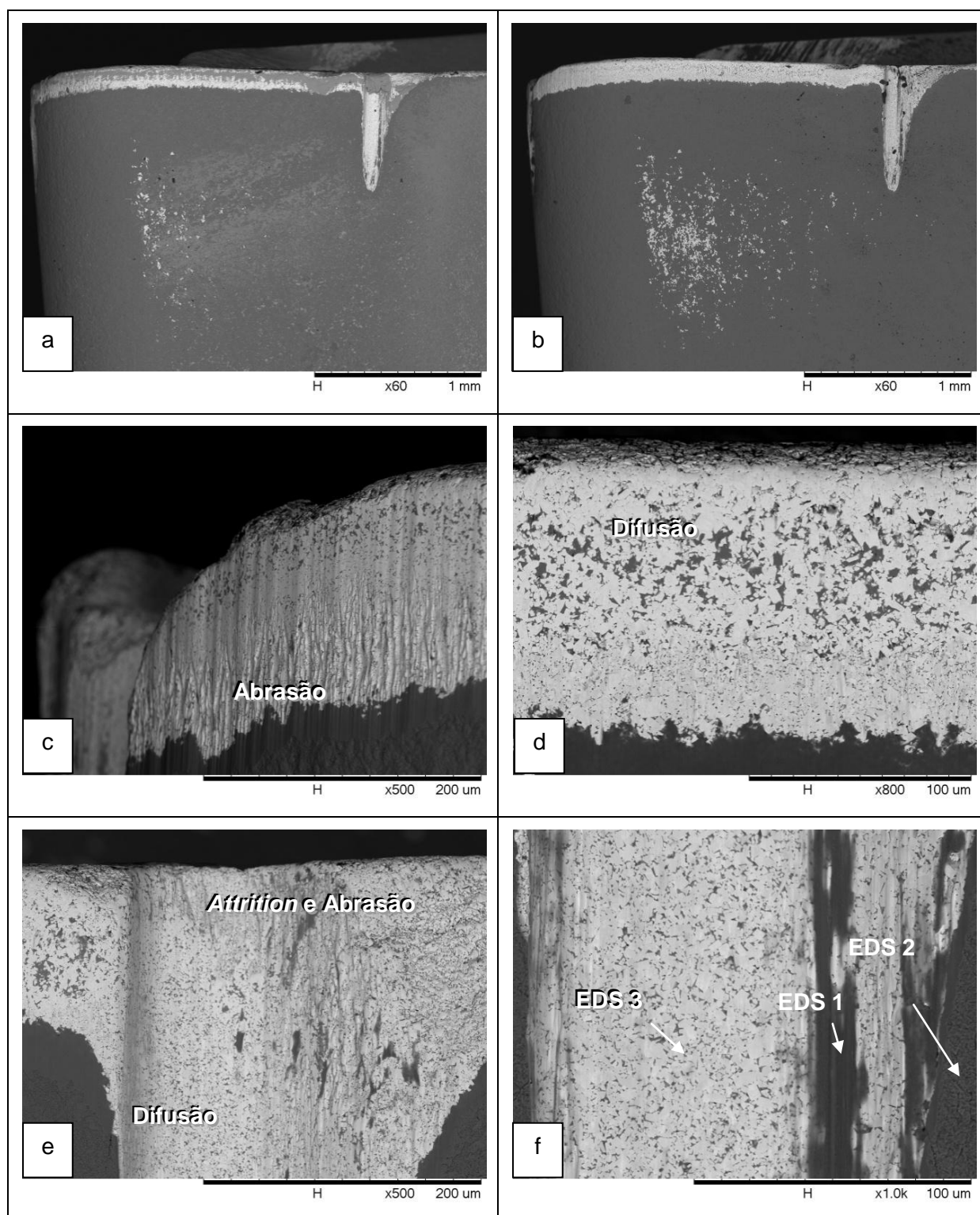


Figura 4.39 - Superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material A para o ensaio de vida 3 ($v_c = 100,00$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm). a) vista geral antes do ataque químico; b) vista geral depois do ataque químico; c) detalhe da superfície de folga secundária; d) ampliação da superfície de folga principal; e) entalhe na superfície de folga principal; f) detalhe do desgaste de entalhe

A Figura 4.40 mostra a superfície de folga e de saída da ferramenta utilizada para usinar o material B durante o ensaio de vida 3 com as condições de corte: $v_c = 100,00$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm. Esta ferramenta sofreu um lascamento devido ao cavaco ter enrolado na placa do torno e no porta ferramenta, mas proporcionou uma vida longa (mais de 230 min). Como resultado da avaria a região desgastada é pequena. A Figura 4.40a apresenta a ferramenta sem ataque enquanto que na Figura 4.40b a ferramenta já sofreu ataque químico para retirada do material aderido. A Figura 4.40c mostra a superfície de saída da ferramenta, e a Figura 4.40d mostra o flanco da ferramenta. Pode-se ver que no flanco há uma região lisa característica do desgaste difusivo, enquanto na borda da ferramenta a característica da superfície é de arrancamento de material, constatação do desgaste por adesão.

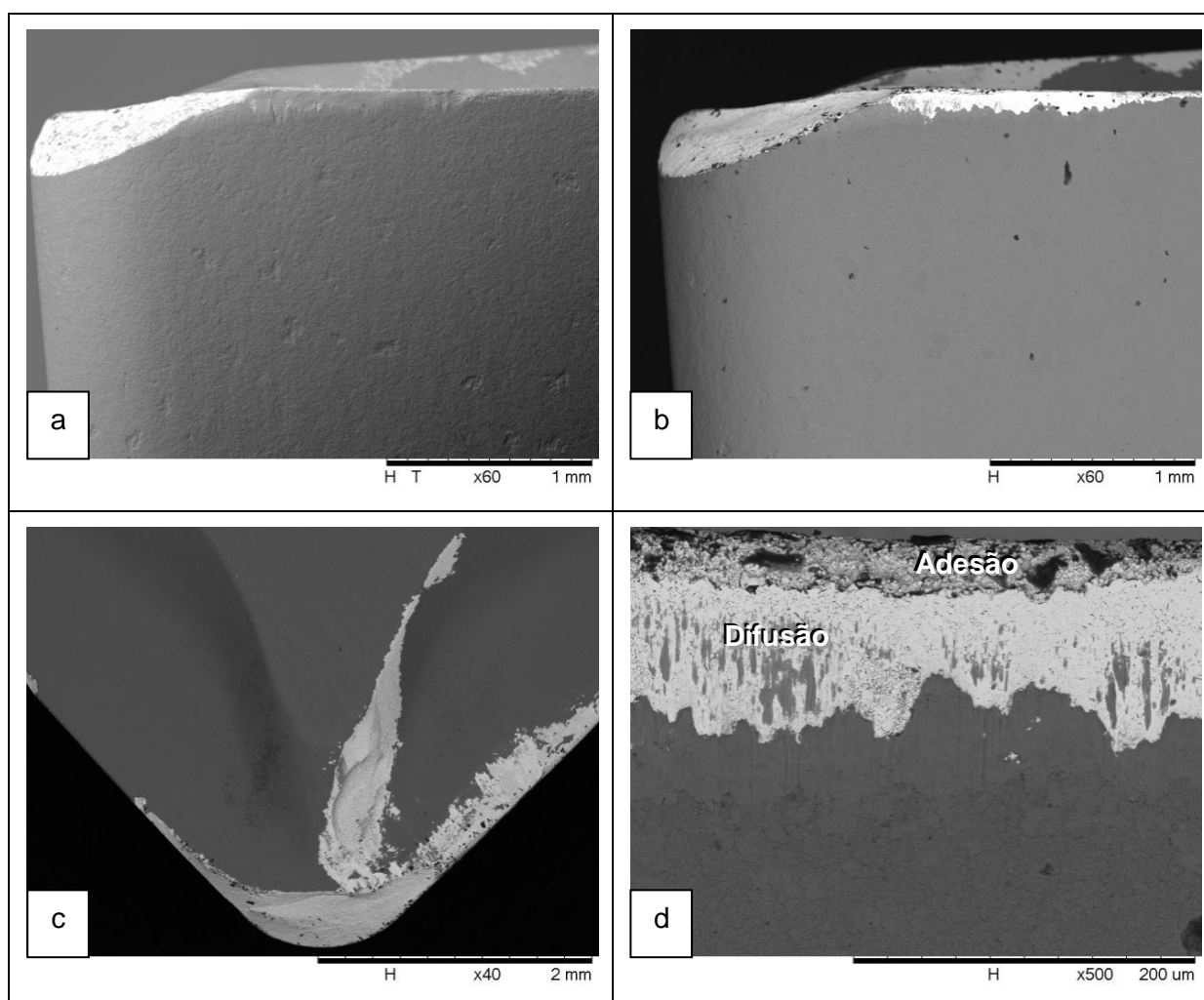


Figura 4.40 - Superfície de folga e de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material B para o ensaio de vida 03 ($v_c = 100,00$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm).a)

vista geral da superfície de folga antes do ataque químico; b) mesma superfície, depois do ataque químico; c) vista geral da superfície de saída; detalhe da superfície de folga

A Figura 4.41 ilustra a superfície de folga da ferramenta utilizada para usinar o material A durante o ensaio de vida 4, com as seguintes condições de corte: $v_c = 127,41$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,05$ mm. A Figura 4.41a e Figura 4.41b mostram a ferramenta com e sem ataque químico respectivamente. Nota-se que nesta condição a ferramenta apresentou dois desgastes de flanco máximo. A Figura 4.41c mostra em detalhe a ponta da ferramenta em que, devido a presença nítida de sulcos paralelos em vasta região de desgaste, constata-se predominância do mecanismo de desgaste abrasivo. O resultado da análise por EDS 1 (Tabela 4.10) indica se tratar do substrato da ferramenta. A Figura 4.41d mostra o detalhe do primeiro desgaste de flanco máximo, indicado na Figura 4.41b. Nesta figura o aspecto liso indica a presença do mecanismo de desgaste difusivo, que Gu *et al.* (1999) considera *micro-attrition*, pela presença de leves asperezas. A Figura 4.41e e Figura 4.41f mostram a região do segundo desgaste de flanco máximo que apresenta que apresenta regiões lisas e ásperas, características respectivamente do desgaste difusivo e desgaste por *attrition*. O resultado do EDS 2 indica uma região que ainda contém parte do revestimento TiC da ferramenta.

Tabela 4.10 - EDS realizado na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material A no ensaio 4

COMPOSIÇÃO QUÍMICA (WT%)							
EDS	Cr	C	Fe	O	Co	W	Ti
1	0,498	19,130	0,516	57,215	0,419	22,060	-
2	-	16,336	-	56,993	-	10,672	15,999

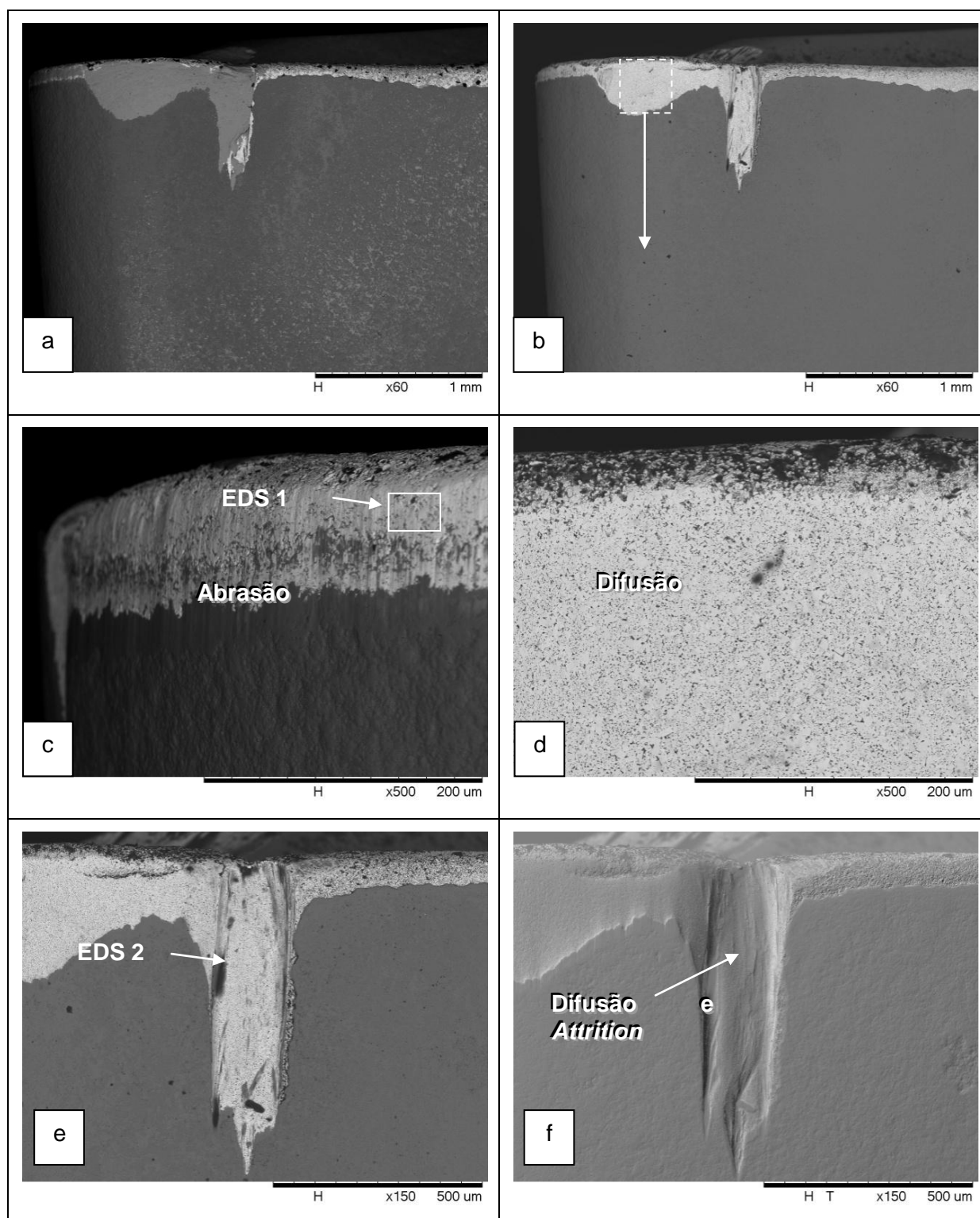


Figura 4.41 - Superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material A para o ensaio de vida 4 ($v_c = 127,41$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,05$ mm). a) vista geral antes do ataque químico; b) vista geral depois do ataque químico; c) detalhe da ponta da ferramenta; d) ampliação da região indicada em b; e) desgaste de flanco máximo; f) idem

A Figura 4.42 ilustra a superfície de saída da ferramenta utilizada para usinar o material A durante o ensaio 4. A Figura 4.42a e Figura 4.42b mostram respectivamente a superfície sem ataque e após o ataque químico. A Figura 4.42c mostra a vista de cima da área onde se encontra o entalhe na aresta secundária da ferramenta. Pode - se ver um risco ou sulco mais nítido, proveniente provavelmente de uma ação abrasiva do cavaco. No restante da área, a superfície se apresenta lisa, característica do desgaste difusivo. O resultado da análise por EDS 1 (Tabela 4.11) indica que mesmo depois do ataque, restou ainda material da peça aderido. A Figura 4.42d mostra a vista de cima do entalhe da aresta primária, em que mesmo após o ataque a ferramenta ainda apresentou uma grande quantidade de material aderido, conforme o resultado da análise por EDS 2 apresentado na Tabela 4.11.

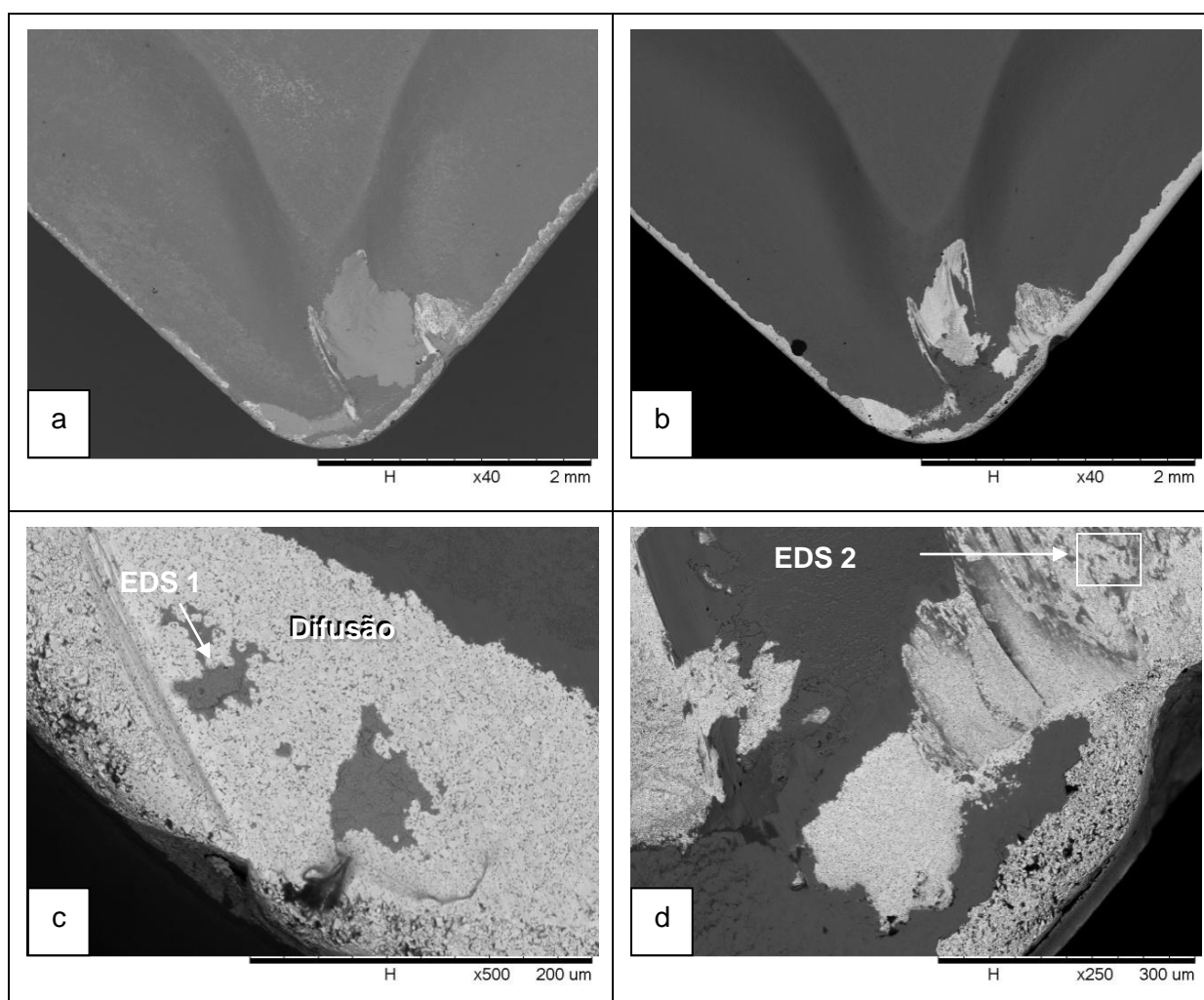


Figura 4.42 - Superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material A para o ensaio de vida 4 ($v_c = 127,41$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,05$ mm). a) vista geral

antes do ataque químico; b) vista geral após o ataque químico; c) detalhe da região da aresta secundária; detalhe da região da aresta primária

Tabela 4.11 - EDS realizado na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material A no ensaio 4

COMPOSIÇÃO QUÍMICA (WT%)								
EDS	Cr	C	Fe	O	Co	W	Ti	Mn
1	10,249	4,079	52,421	31,290		1,560	0,402	
2	12,028	4,690	1,935	31,930	3,058	42,898	0,778	2,684

A Figura 4.43 mostra a superfície de folga da ferramenta utilizada para usinar o material B durante o ensaio de vida 4 com as seguintes condições de corte: $v_c = 127,41$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,05$ mm. A Figura 4.43a e Figura 4.43b mostram respectivamente, a ferramenta sem e com ataque químico. A Figura 4.43c mostra a ponta da ferramenta, em que se observam detalhes que indicam presença de mecanismos de desgaste difusivo e abrasivo. Não se descarta a possibilidade de ainda conter uma pequena deformação plástica da aresta de corte, mas confirmação disto exigiriam outras análises, como por exemplo, a utilização de um perfilômetro. A Figura 4.43d mostra em detalhe o flanco em que além dos desgastes mencionados há também na borda da ferramenta uma superfície característica de arrancamento de material, indicando a presença de desgaste por adesão. Os resultados das análises por EDS 1 e 2 apresentados na Tabela 4.12 indicam a presença de revestimento TiC na área de desgaste de flanco da ferramenta.

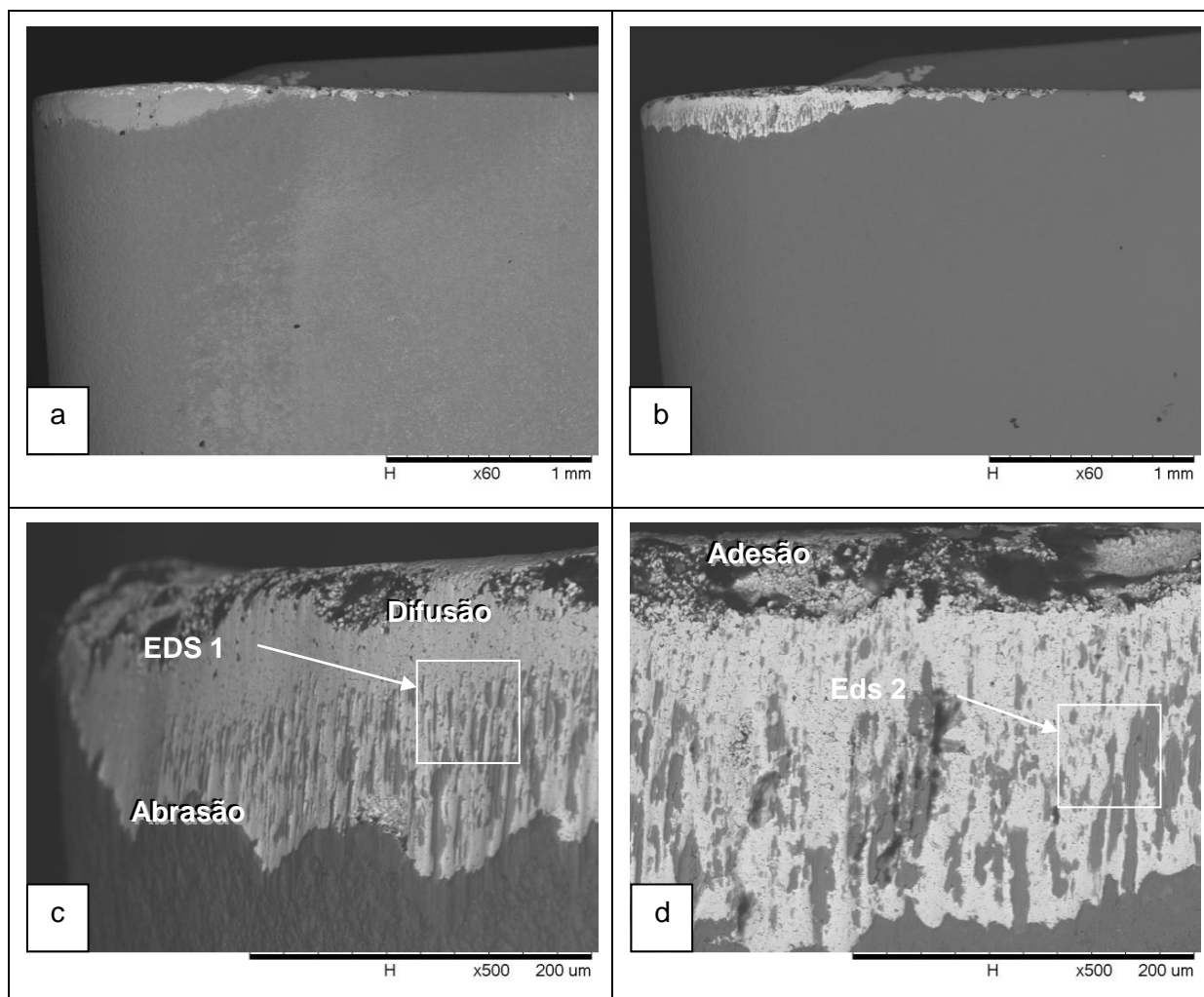


Figura 4.43 - Superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material B para o ensaio de vida 4 ($v_c = 127,41$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,05$ mm). a) vista geral antes do ataque químico; b) vista geral depois do ataque químico; c) detalhe da ponta de corte; d) detalhe da superfície de flanco

Tabela 4.12 - EDS realizado na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material B no ensaio 4

COMPOSIÇÃO QUÍMICA (WT%)								
EDS	Cr	C	Fe	O	Co	W	Ti	S
1	0,700	11,388	0,802	45,883	0,941	33,056	5,690	1,540
2	1,179	8,471	1,520	44,443	1,369	25,752	14,528	2,737

A Figura 4.44 mostra a superfície de saída da ferramenta utilizada para usinar o material B durante o ensaio de vida 4. A Figura 4.44a e Figura 4.44b mostram respectivamente a ferramenta sem e com ataque químico para retirada do material aderido. A Figura 4.44c mostra a ponta da ferramenta em que, pelos riscos presentes no revestimento de TiC há o envolvimento do mecanismo de desgaste por abrasão. Figura 4.44d mostra a parte de cima do entalhe, onde é nítida a presença de uma área rugosa, característica do desgaste por adesão.

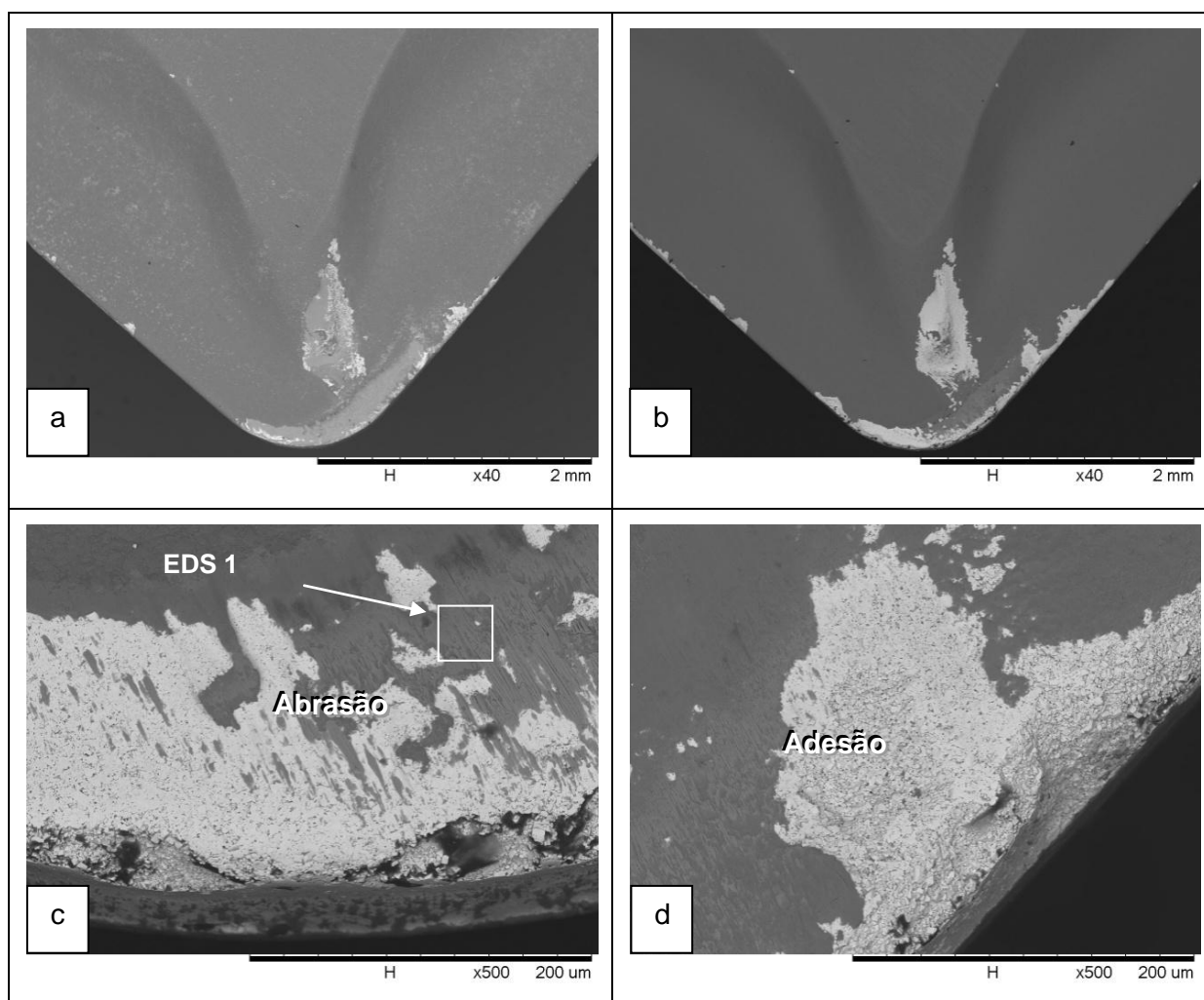


Figura 4.44 - Superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material B para o ensaio de vida 4 ($v_c = 127,41$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,05$ mm). a) vista geral sem ataque químico; b) vista geral após ataque químico; c) detalhe da ponta de corte; detalhe do entalhe

Tabela 4.13 - EDS realizado na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material B no ensaio 4

COMPOSIÇÃO QUÍMICA (WT%)							
EDS	Cr	C	Fe	O	W	Ti	S
1	1,689	7,829	1,312	49,751	1,730	35,146	2,544

Pode se ver que o material A teve a presença mais constante do desgaste de entalhe enquanto que o material B somente para as condições do ensaio 1. Possivelmente, o material A encruou mais que o material B, já que a borda de cavaco encruada apresentaria durezas maiores, promovendo um maior aquecimento nesta região, ao ponto de causar o entalhe por onde passou, já que para Shaw; Thurman; Arlgren (1966), o entalhe é formado pelas bordas encruadas nas laterais do cavaco, envolvendo os mecanismos de adesão, arrancamento (*attrition*) e abrasão.

A Tabela 4.14 apresenta um resumo das análises de desgaste feitas nas ferramentas utilizadas na usinagem dos materiais A e B.

Tabela 4.14 - Resumo dos mecanismos de desgastes observados nas ferramentas de corte utilizadas para a usinagem dos materiais A e B, nos ensaios 1 a 4

Ensaio	Material A		Material B	
	Superfície de Folga	Superfície de saída	Superfície de Folga	Superfície de saída
Ensaio 1 ($v_c = 100,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm)	Abrasão Difusão Adesão	Abrasão Difusão Adesão	Abrasão Difusão Adesão	Abrasão Difusão Adesão
Ensaio 2 ($v_c = 199,15$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm)	Difusão	Difusão	Adesão	Adesão
Ensaio 3 ($v_c = 100,00$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 2,00$ mm)	Abrasão Difusão Adesão	Não Avaliado	Difusão Adesão	Não avaliado
Ensaio 4 ($v_c = 127,41$ m/min, $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,05$ mm)	Abrasão Difusão Adesão	Difusão	Abrasão Difusão Adesão	Abrasão Adesão

Para o ensaio 1, houve a presença dos principais mecanismos de desgaste como abrasão, difusão e adesão ou *attrition*, para ambos os materiais, tanto na superfície de folga como na superfície de saída da ferramenta. No ensaio 2 onde as condições de corte foram as mais elevadas, houve uma diferença, enquanto o material A teve predominância do desgaste difusivo, o material B apresentou desgaste adesivo, o que segundo Machado *et al.* (2011) acontece geralmente em velocidades de corte mais baixas, o que não ocorreu neste caso. No ensaio 3, a diferença foi que o material A apresentou o desgaste de abrasão além dos desgastes de difusão e adesão que apareceram também no material B. Já para o ensaio 4 na superfície de folga os materiais apresentaram os mesmos mecanismos de desgaste, porém na superfície de saída a predominância do material A foi do mecanismo de desgaste difusivo enquanto para o material B foi o adesivo e abrasivo. Para o material A o mecanismo de desgaste difusivo e o abrasivo tiveram maior incidência sobre a ferramenta enquanto que para o material B os mecanismos de desgaste mais ativos foram o de adesão ou *attrition*. e o difusivo.

4.4 Resultados da Força de Usinagem

4.4.1 Comportamentos das Componentes da Força de Usinagem

A Figura 4.45 ilustra o comportamento das componentes da força de usinagem: força de corte (F_c), força de avanço (F_f) e a força passiva (F_p) pela velocidade de corte, quando se varia a velocidade de corte, para o material A.

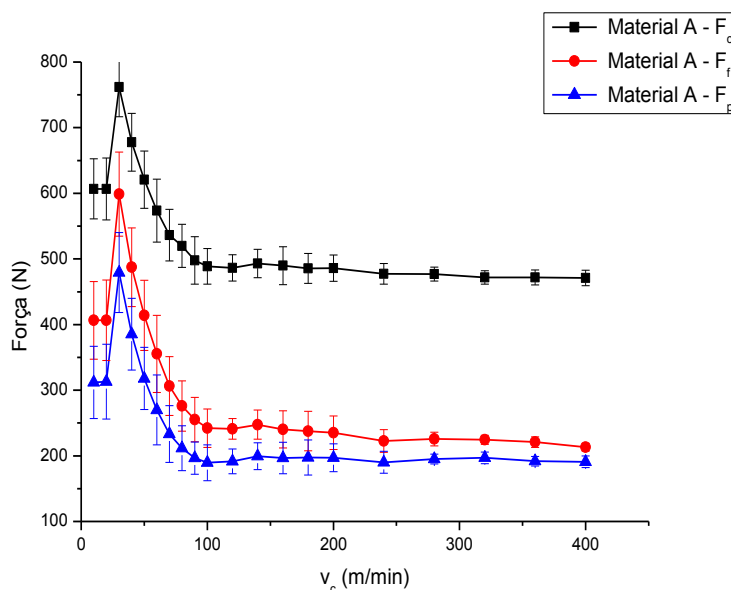


Figura 4.45 - Variação das componentes da força de usinagem: F_c , F_f e F_p pela velocidade de corte (m/min) para o material A. Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm

Do gráfico pode se ver que a APC está presente nas velocidades entre 10 e 30 m/min, sendo que em 30 m/min a velocidade crítica, onde a APC desaparece, é atingida, com as forças de usinagem apresentando o maior valor de pico. Segundo Trent e Wright (2000), a presença da APC geralmente diminui as forças no campo de velocidade que está atuando (no caso de 10 a 30 m/min), pois ela atua como se fosse uma ferramenta com área de contato restrito, reduzindo efetivamente a zona de fluxo, que é a maior restrição para o escorregamento do cavaco.

O maior desvio padrão presente nas velocidades de corte mais baixas também podem ser atribuídas a APC, já que quanto mais próxima da velocidade crítica, a APC se torna instável, chamado por Machado *et al.* (2011) de regime instável, em que existe uma frequência de aparecimento e desaparecimento da APC. Mesmo depois do desaparecimento da APC, as baixas velocidades de corte promovem um corte mais instável, que vai melhorando à medida que a velocidade aumenta, apresentando desvios padrão bem menores em velocidades acima de 100 m/min. Jiang *et al.* (1996) estudaram o comportamento das forças de usinagem no torneamento de dois aços inoxidáveis, um austenítico AISI316 e outro duplex AISI2205 e justificou a alta variação nas forças de corte presentes no aço inoxidável austenítico à baixa velocidade de corte, com base nas

observações da morfologia macroscópica dos cavacos, sendo a variação causada pela maior formação de cavacos serrilhados presentes no aço austenítico.

A Figura 4.46 ilustra a variação da força de corte (F_c), força de avanço (F_f) e a força passiva (F_p) pela velocidade de corte para o material B.

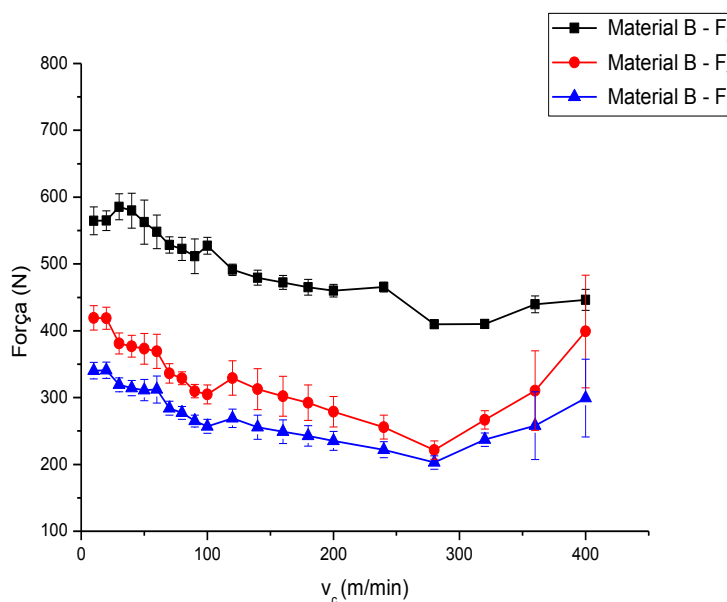


Figura 4.46 - Variação das componentes da força de usinagem: F_c , F_f e F_p pela velocidade de corte (m/min) para o material B. Condições de corte : $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm

O material B também apresentou a APC em torno de 10 a 30 m/min, tendo como 30 m/min a velocidade crítica, em que a APC desaparece. A diferença é o menor efeito nas forças na usinagem do material B, que possivelmente está relacionado às dimensões da APC em cada caso, o que também pode ser visto na Figura 4.47 que mostra as curvas para ambos os materiais, podendo melhor compará-los.

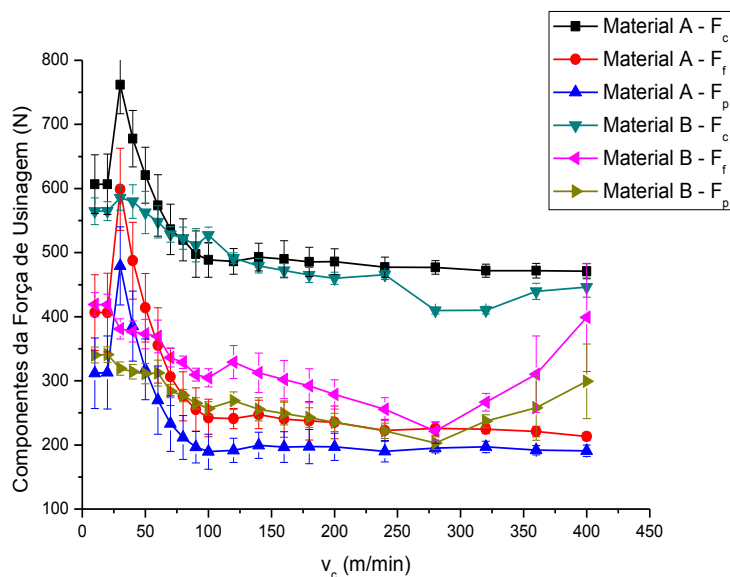


Figura 4.47 - Variação das componentes da força de usinagem: F_c , F_f e F_p pela velocidade de corte (m/min) para o material A e material B. Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm

De acordo com a Figura 4.47 a componente de força de corte F_c do material B apresentou o mesmo comportamento que o material A, com a variação da velocidade de corte, isto é, quanto maior a velocidade de corte menor a força de corte, exceto para os dois maiores valores de velocidade (360 e 400m/min), quando se observa um ligeiro aumento desta componente para o material B. Isto acontece porque com o aumento da velocidade, há maior geração de calor, e o coeficiente de atrito na interface de cavaco/ferramenta diminui, resultando num aumento da inclinação do plano de cisalhamento e, portanto, reduzindo a área de corte, diminuindo a força de corte com o aumento da velocidade (KUMAR; CHOUDHURY, 2008). No material B a partir de 280 m/min tanto a força de avanço quanto a força passiva aumentaram, diferentemente como ocorreu na usinagem do material A, que manteve o mesmo perfil de diminuição da força até a velocidade de corte de 400m/min. O aumento das componentes de força de usinagem em velocidades de corte maiores, para o material B, pode estar relacionado a maiores desgastes da ferramenta, nestas condições.

A Figura 4.48 ilustra a variação das componentes da força de usinagem: força de corte (F_c), força de avanço (F_f) e a força passiva (F_p) pelo avanço, para o material A e material B.

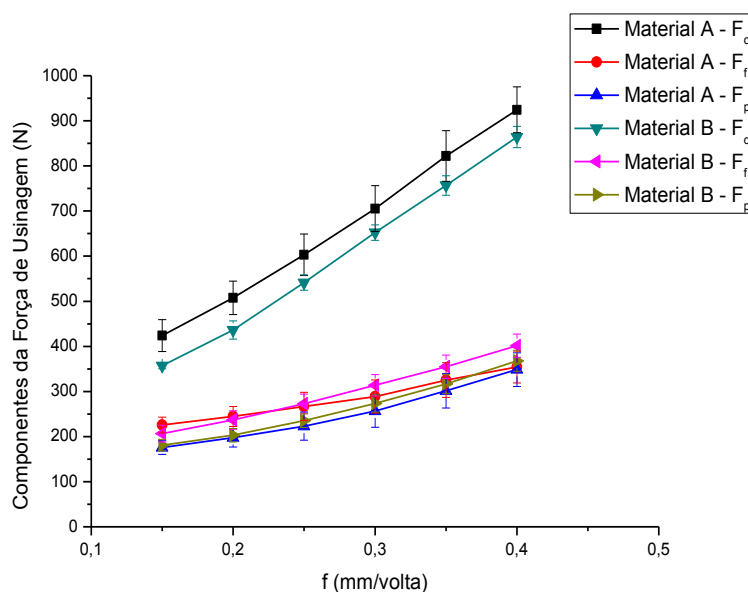


Figura 4.48 - Variação das componentes da força de usinagem: F_c , F_f e F_p pelo avanço (mm/volta), para o material A e material B. Condições de corte : $v_c = 150$ m/min e $a_p = 1,0$ mm

Quanto maior o avanço, ou a profundidade de corte maior será a força de corte devido ao aumento da área da secção de corte (FERRARESI, 2003). Fernández-Abia *et al.* (2012) tornearam um aço inoxidável austenítico AISI 303 em altas velocidades de corte e obtiveram um comportamento similar.

Na Figura 4.48 se observa que a força de avanço e a força passiva não aumentam na mesma escala que a força de corte. Segundo Ávila *et al.* (2004), isto é esperado durante a usinagem de materiais encruáveis como o aço inoxidável austenítico, pois empregando-se valores de avanço mais elevados a aresta de corte irá penetrar em uma região menos encruada da peça, o que resulta em forças mais baixas.

A Figura 4.49 ilustra a variação das componentes da força de usinagem: força de corte (F_c), força de avanço (F_f) e a força passiva (F_p) pela profundidade de corte para o material A e material B.

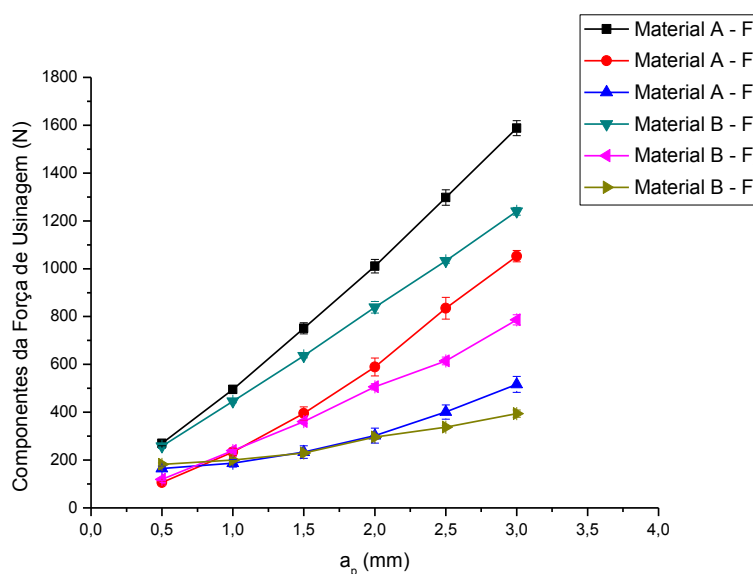


Figura 4.49 - Variação das componentes da força de usinagem: F_c , F_f e F_p pela profundidade de corte (mm) para o material A e material B. Condições de corte : $f = 0,20$ mm/volta e $v_c = 150$ m/min

Em todos os casos o material A apresentou forças maiores em relação ao material B. Isto também ocorreu para o grau de recalque, como se verá mais adiante, ou seja, em todos os casos o grau de recalque, em função da velocidade de corte, avanço e profundidade de corte, para o material A foi maior que para o material B. Isto mostra que quanto maior a deformação do cavaco, menor será o ângulo de cisalhamento e maior serão os esforços de corte necessários para cisalhar o material. Como o material B ofereceu uma menor resistência ao cisalhamento, juntamente com uma maior ductilidade já que os cavacos em sua maioria foram contínuos, o que segundo Machado *et al.* (2011) pode aumentar a área da seção de corte e aumentar a força de usinagem, não se mostrou significativo.

4.4.2 Cálculo dos Coeficientes de Kienzle

De posse dos dados de força de corte em relação à variação do avanço, foram calculados os coeficientes de Kienzle para uma velocidade de corte de 150 m/min e uma profundidade de corte de 1 mm. Os coeficientes de Kienzle estão dispostos na Tabela 4.15.

Tabela 4.15 - Coeficientes de Kienzle para o material A e material B

	$1 - m_c$	$K_{c1.1} \text{ (N/mm}^2\text{)}$
Material A	0,68	1876
Material B	0,74	1966

4.5 Resultados de Rugosidade da Superfície Usinada

Para descartar a influência do desgaste da ferramenta a aresta de corte foi monitorada e sempre que o desgaste de flanco médio VB_B chegou a 0,1 mm, a aresta foi trocada por uma nova. As Figura 4.50 e Figura 4.51 representam a variação da rugosidade com a variação da velocidade de corte para o material A e material B, respectivamente.

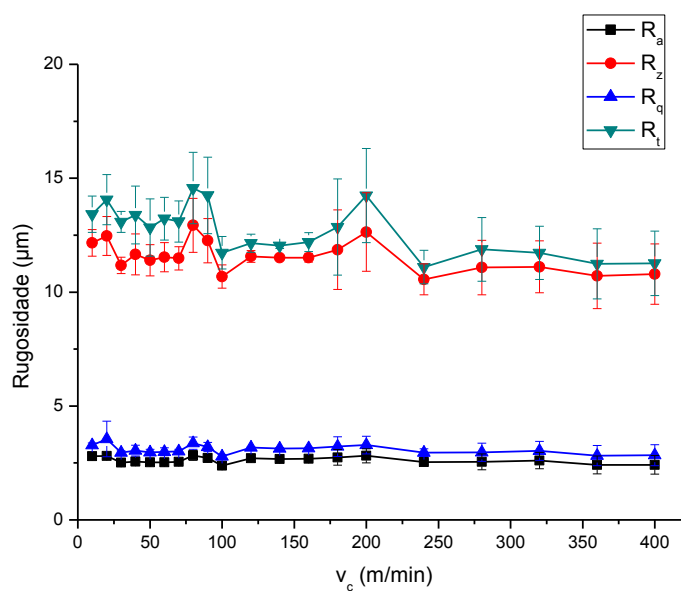


Figura 4.50 - Variação da rugosidade (R_a , R_z , R_q e R_t) pela velocidade de corte (m/min) para o material A. Condições de corte: $f = 0,20 \text{ mm/volta}$ e $a_p = 1,00 \text{ mm}$

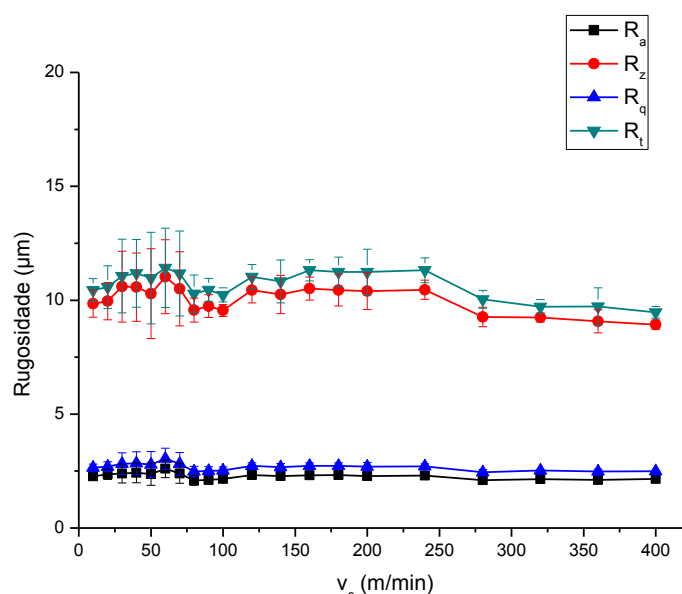


Figura 4.51 - Variação da rugosidade (R_a , R_z , R_q e R_t) pela velocidade de corte (m/min) para o material B. Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm

Para efeito de comparação a Figura 4.52 mostra o R_a obtido para ambos os materiais. Pelo gráfico pode-se concluir que devido ao grande desvio padrão do material B nas velocidades menores não há diferenças estatisticamente relevantes entre eles. Contudo a partir de 80 m/min percebe-se que o material B apresentou um menor valor de R_a em comparação com o material A. Esse alto desvio padrão ocorrido nas velocidades menores, se deve ao fato da ocorrência da APC, que de acordo com Metals Handbook (1989) é um fator que pode piorar a rugosidade, pois parte desta é cisalhada e permanece na superfície da peça piorando o acabamento. Mesmo depois da velocidade crítica, haverá maior vibração em baixas velocidades, tudo isto contribui para piorar a rugosidade da superfície usinada. Levando em consideração as médias dos valores, conforme o aumento da velocidade houve uma leve diminuição do parâmetro R_a . De acordo com Davim; Gaitonde; Karnik (2008), sugere que quando se aumenta a velocidade de corte, a rugosidade da superfície diminui devido ao aumento da temperatura que amolece o material, reduz as forças e melhora o desempenho de corte conduzindo a uma redução da rugosidade na superfície. Quando se opera fora da faixa de ocorrência da APC, o avanço e o raio da ponta da ferramenta explicam a maior parte da rugosidade na superfície da peça (THOMAS *et al.*, 1996). Além disso, em velocidades mais altas, o cavaco irá romper com menos deformação do material na ponta da ferramenta, o que por sua vez, mantém as propriedades de

superfície usinada e conduzem a uma melhor rugosidade (HAMDAN; SARHAN; HAMD, 2012).

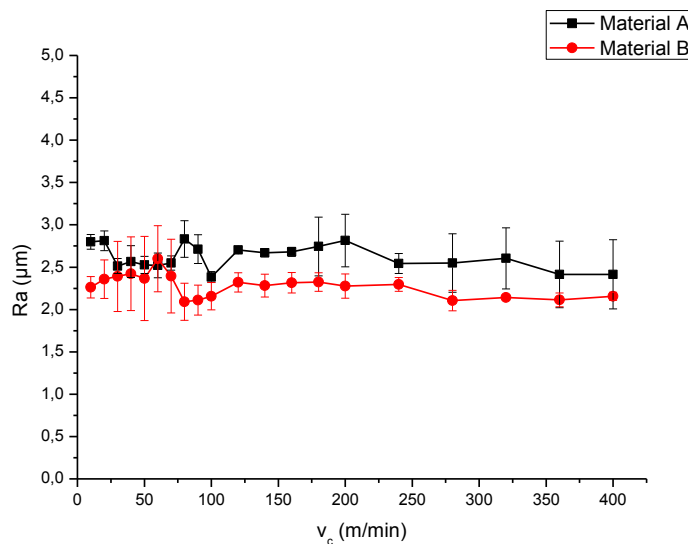


Figura 4.52 - Comparativo entre os materiais A e B da variação do R_a (μm) pela velocidade de corte (m/min). Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm

Os valores de R_q apresentaram o mesmo comportamento do R_a conforme Figura 4.53, porém com valores superiores.

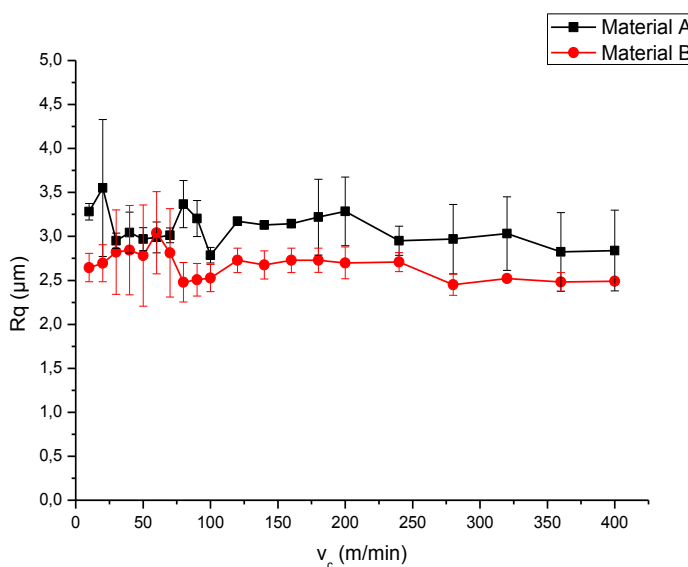


Figura 4.53 - Comparativo entre os materiais A e B da variação do R_q (μm) pela velocidade de corte (m/min). Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm

As gráficos de R_t e R_z estão contidos nas Figura 4.54 e Figura 4.55. Estes parâmetros são influenciados por qualquer defeito ou irregularidade na superfície da peça. Em ambos os gráficos o material A teve uma maior rugosidade em comparação com o material B, e por se tratar de uma média R_z apresentou valores inferiores a R_t .

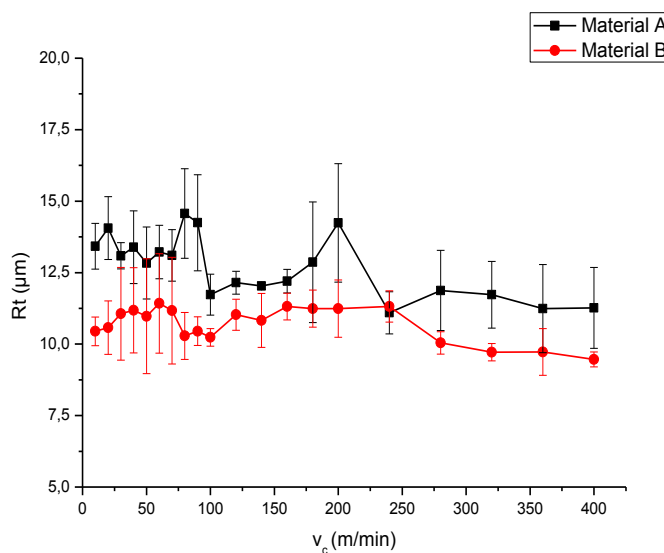


Figura 4.54 - Comparativo entre os materiais A e B da variação do R_t (μm) pela velocidade de corte (m/min). Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm

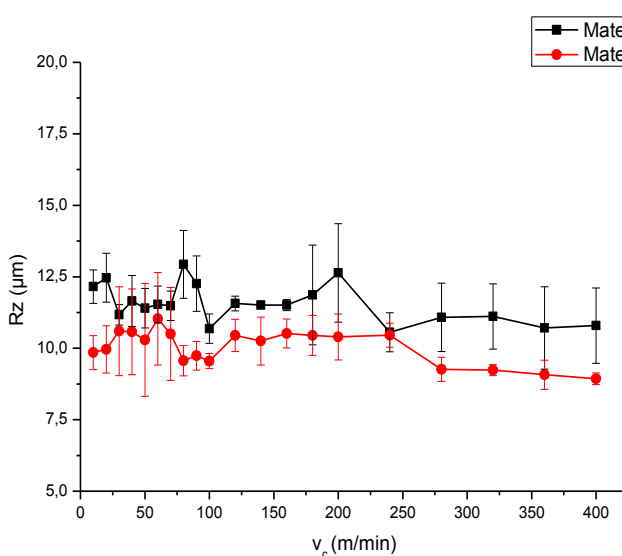


Figura 4.55 - Comparativo entre os materiais A e B da variação do R_z (μm) pela velocidade de corte (m/min). Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,00$ mm

A Figura 4.56 e a Figura 4.57 apresentam a variação da rugosidade com a variação do avanço para os materiais A e B respectivamente.

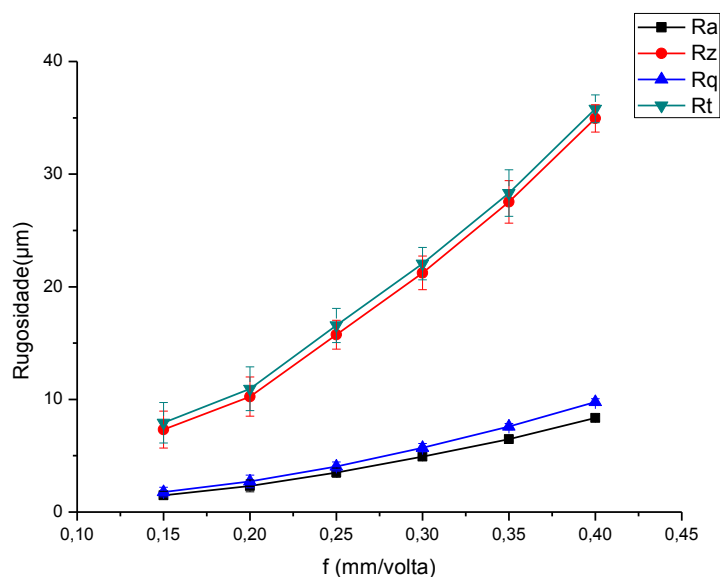


Figura 4.56 - Variação da rugosidade (R_a , R_z , R_q e R_t) pelo avanço (mm/volta) para o material A. Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $a_p = 1,00$ mm

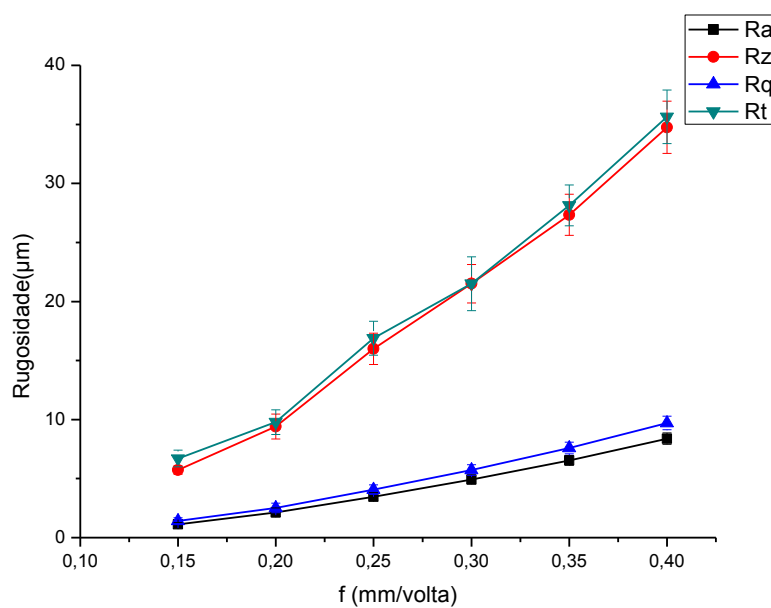


Figura 4.57 - Variação da rugosidade (R_a , R_z , R_q e R_t) pelo avanço (mm/volta) para o material B. Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $a_p = 1,00$ mm

A Figura 4.58 ilustra a variação do R_a com o aumento do avanço (mm/volta) para ambos os materiais, permitindo comparações. Os valores de R_a obtidos pelos materiais A e B, à medida em que se aumenta o avanço, são praticamente iguais, e maiores que o R_a calculado, que levou em conta o raio de ponta da ferramenta e o avanço escolhido. Observa-se que quanto maior o avanço, maiores são as diferenças entre o R_a medido e o R_a calculado. Esta diferença pode ser proveniente de vibrações durante o torneamento já que quanto maior o avanço maior a força necessária para o corte. De acordo com Machado *et al.* (2011), a rugosidade da superfície da peça usinada será teoricamente formada pelas marcas de avanço deixadas na peça, com isso o aumento do avanço tende a aumentar a altura dos picos e a profundidade dos vales, fazendo com que a rugosidade da superfície aumente.

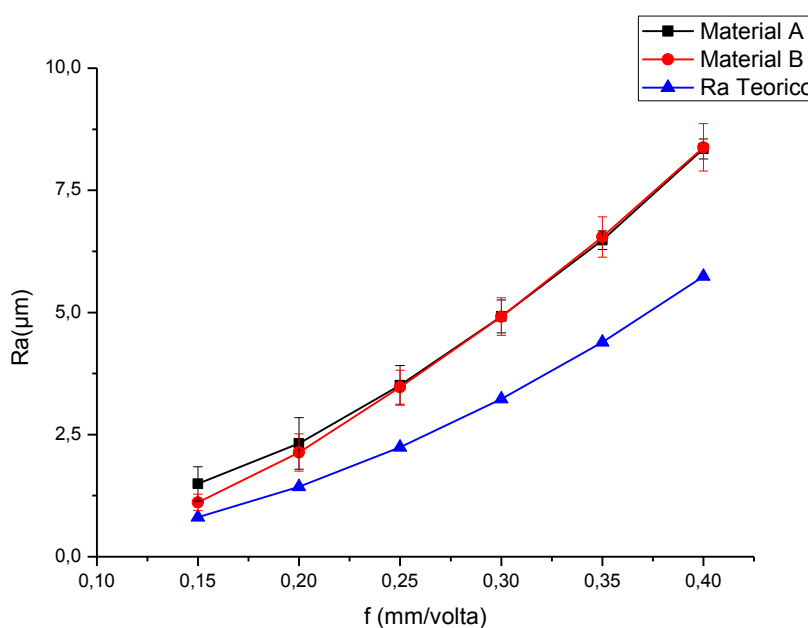


Figura 4.58 - Comparativo entre o R_a (μm) do material A, material B e o R_a calculado pelo avanço (mm/volta). Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $a_p = 1,00$ mm

Os valores de R_q estão dispostos na Figura 4.59 e os valores são também praticamente idênticos para ambos os materiais estudados.

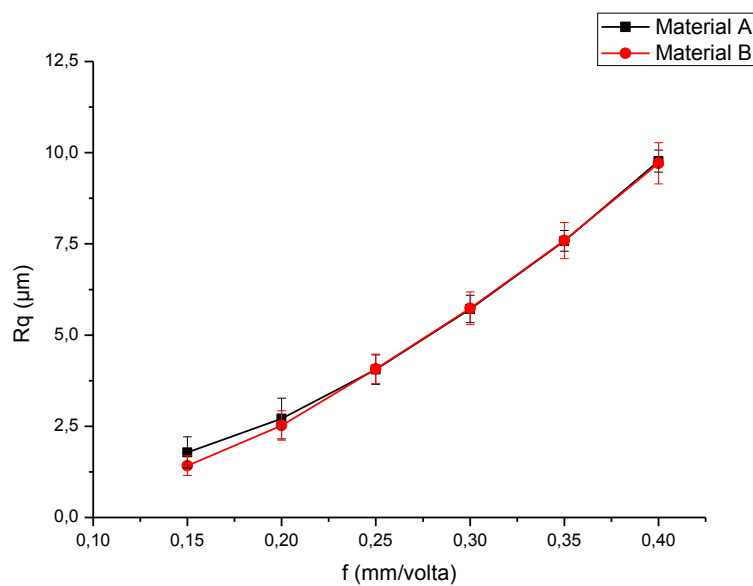


Figura 4.59 - Comparativo entre o R_q (μm) do material A e do material B pelo avanço (mm/volta). Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $a_p = 1,00$ mm

A Figura 4.60 e a Figura 4.61 representam respectivamente os valores de R_t e R_z para ambos os materiais em estudo, onde novamente se observa a semelhança de valores para ambos os materiais.

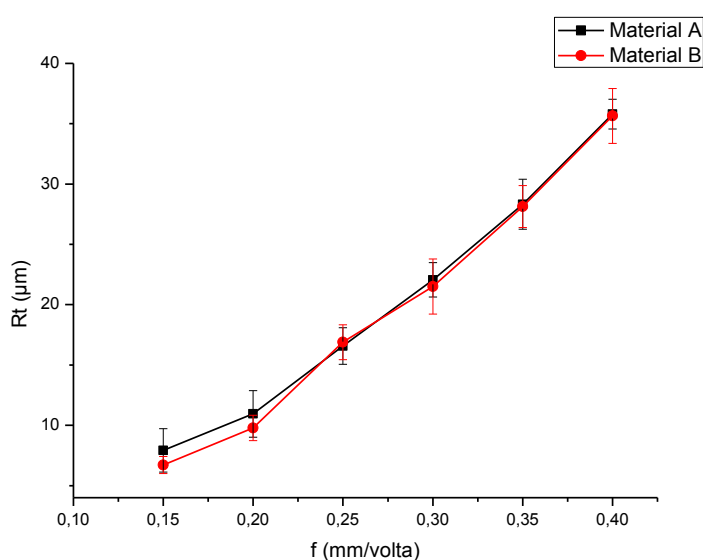


Figura 4.60 - Comparativo entre o R_t (μm) do material A e do material B pelo avanço (mm/volta). Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $a_p = 1,00$ mm

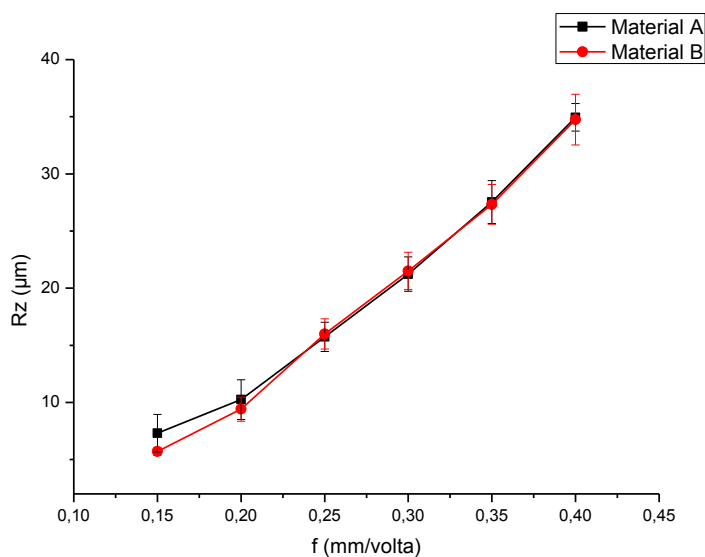


Figura 4.61 - Comparativo entre o R_z (μm) do material A e do material B pelo avanço (mm/volta). Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $a_p = 1,00$ mm

A Figura 4.62 e a Figura 4.63 apresentam a variação da rugosidade, quando se varia a profundidade de corte para os materiais A e B, respectivamente.

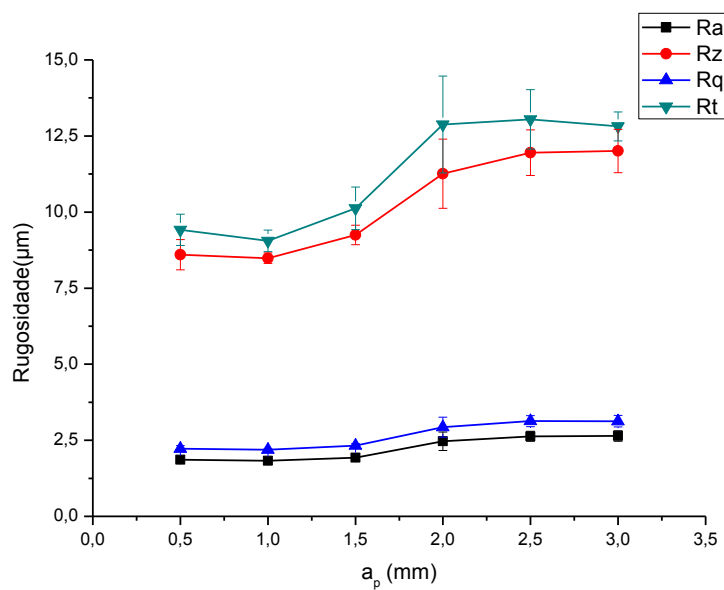


Figura 4.62 - Variação da rugosidade (R_a , R_z , R_q e R_t) pela profundidade de corte (mm) para o material A. Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,20$ mm/volta

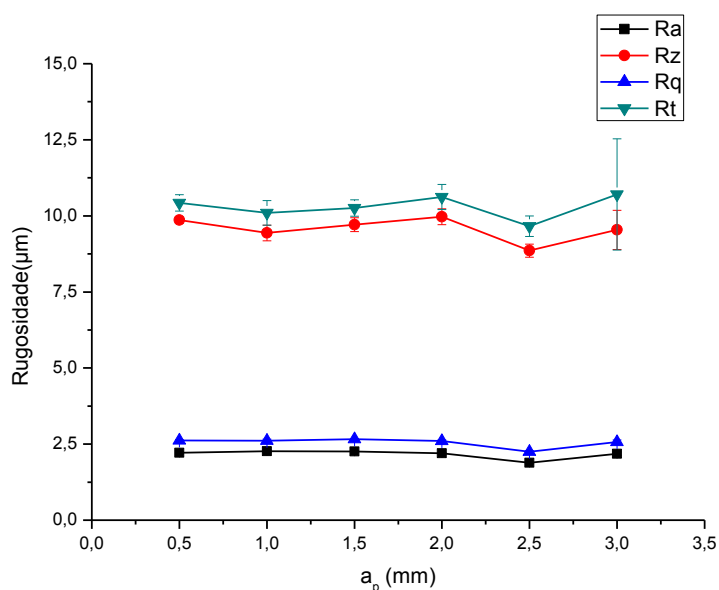


Figura 4.63 - Variação da rugosidade (R_a , R_z , R_q e R_t) pela profundidade de corte (mm) para o material B. Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,20$ mm/volta

A Figura 4.64 faz um comparativo do R_a obtido por ambos os materiais quando se varia a profundidade de corte. O material A, a partir de a_p de 2,00 mm teve um aumento em sua rugosidade, enquanto que para o material B o efeito foi contrário, tendo uma diminuição em seu R_a aumentando novamente no último valor de profundidade de corte estudado, de 3,00 mm. Se comparado com os dados obtidos no ensaio em que a variável foi a velocidade de corte, pode-se ver que o aumento da profundidade de corte para o material A foi mais significativo. Davim (2010) para um aço de livre corte mostrou que a profundidade de corte não afeta significativamente a rugosidade da peça, mesmo resultado encontrado por Thomas *et al.* (1996), quando usinou um aço AISI1018.

O aumento na rugosidade para o material A pode ser explicado pelo fato do aumento da profundidade de corte gerar um aumento nas forças e, portanto aumenta a deflexão gerada na peça, piorando o acabamento (MACHADO *et al.*, 2011).

Micheletti (1980) *apud* Diniz (1989) obteve a relação do Grau de Recalque e $R_{m\acute{a}x}$ com a variação da velocidade de corte, e observou que as curvas têm a mesma forma de crescimento, mostrando que a rugosidade é também dependente das deformações plásticas do cavaco. Fazendo esta mesma analogia, isto é, comparando o grau de recalque e o R_a obtidos em função da variação da profundidade de corte, observa-se que o grau de recalque

cresceu, à medida que se aumenta a_p até 2,00 mm, quando acima desse valor, houve uma pequena diminuição, para depois, nos próximos pontos aumentar consideravelmente, coincidindo com o ponto de inflexão da curva de R_a .

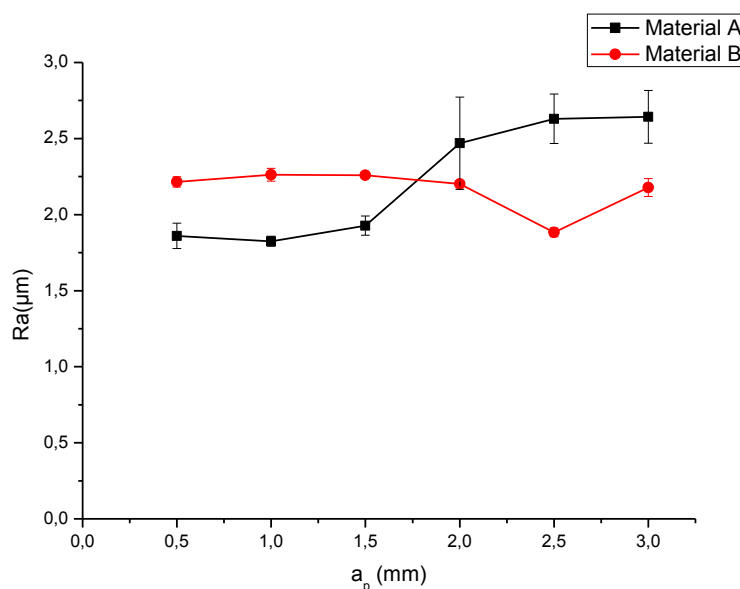


Figura 4.64 - Comparativo entre o R_a (μm) do material A e do material B pela profundidade de corte (mm). Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,20$ mm/volta

Ciftci (2006) avaliou dois aços inoxidáveis, um AISI 304 e um AISI 316, também utilizando uma ferramenta de metal duro com raio de ponta de 0,8 mm e revestimento TiN, com um avanço de 0,16 mm/volta e uma profundidade de corte de 1,60 mm. A uma velocidade de 180 m/min ele encontrou para ambos os materiais um R_a em torno de 4,25 μm , que, em comparação com os materiais estudados neste trabalho, é superior àqueles obtidos em qualquer profundidade de corte avaliada. O autor justificou os valores elevados pela alta ductilidade de ambos os materiais, que aumentam a tendência da formação da APC ou camada aderida.

A Figura 4.65 ilustra os valores obtidos na medição de R_q para ambos os materiais estudados. Como se pode observar o comportamento é semelhante ao apresentado para o R_a .

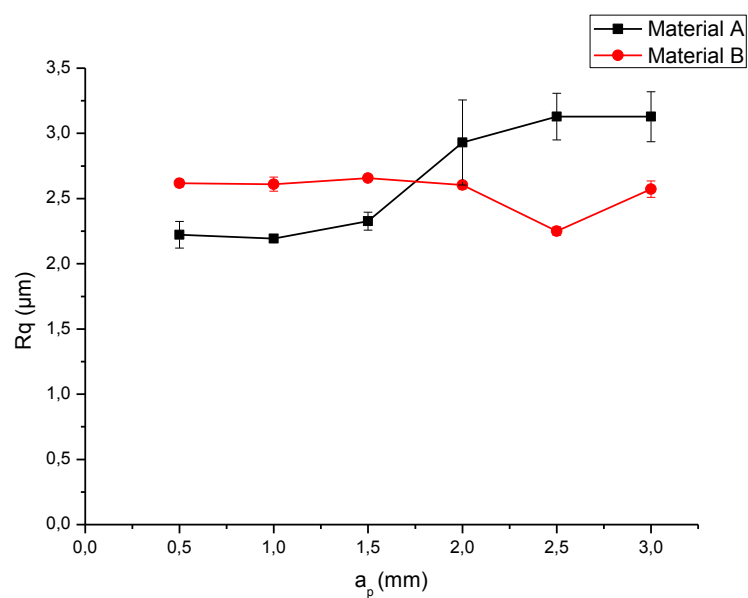


Figura 4.65 - Comparativo entre o R_q (μm) do material A e do material B pela profundidade de corte (mm). Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,20$ mm/volta

A Figura 4.66 e a Figura 4.67 ilustram o comportamento das curvas de R_t e R_q para ambos os materiais.

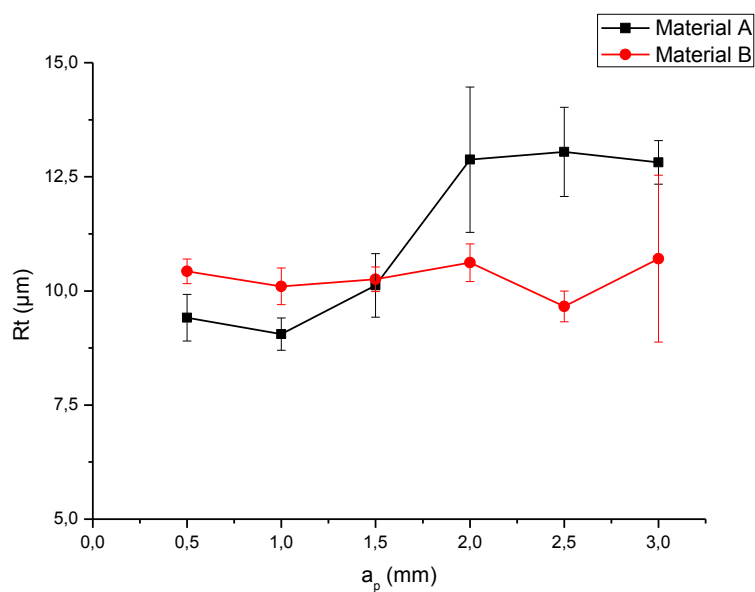


Figura 4.66 - Comparativo entre o R_t (μm) do material A e do material B pela profundidade de corte (mm). Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,20$ mm/volta

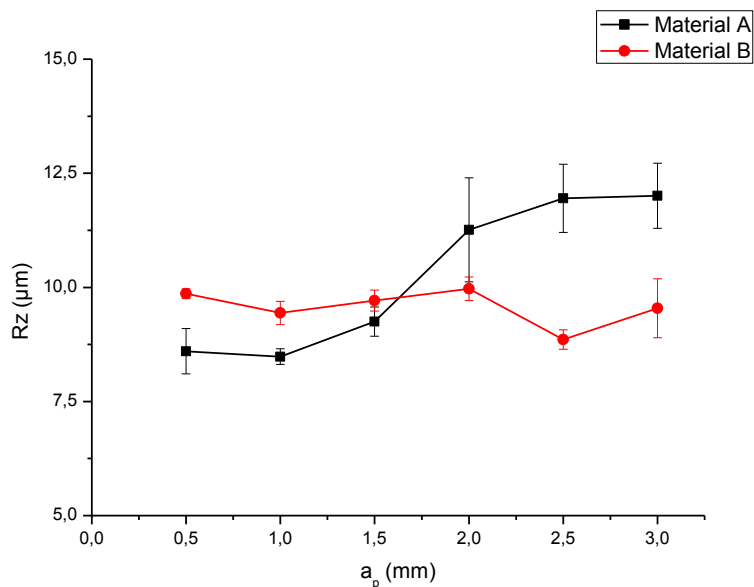


Figura 4.67 - Comparativo entre o R_z (μm) do material A e do material B pela profundidade de corte (mm). Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,20$ mm/volta

4.6 Resultados do Teste de Temperatura

A Figura 4.68 mostra o comportamento da temperatura na interface cavaco/ferramenta para o material A e material B. A temperatura variou entre 600°C a 950°C no campo de variação da velocidade de corte testada, para ambos os materiais. O valor da temperatura na interface cavaco/ferramenta está de acordo com o padrão de temperatura na usinagem de aços inoxidáveis austeníticos entre 600 e 900°C (TRENT; WRIGHT, 2000)

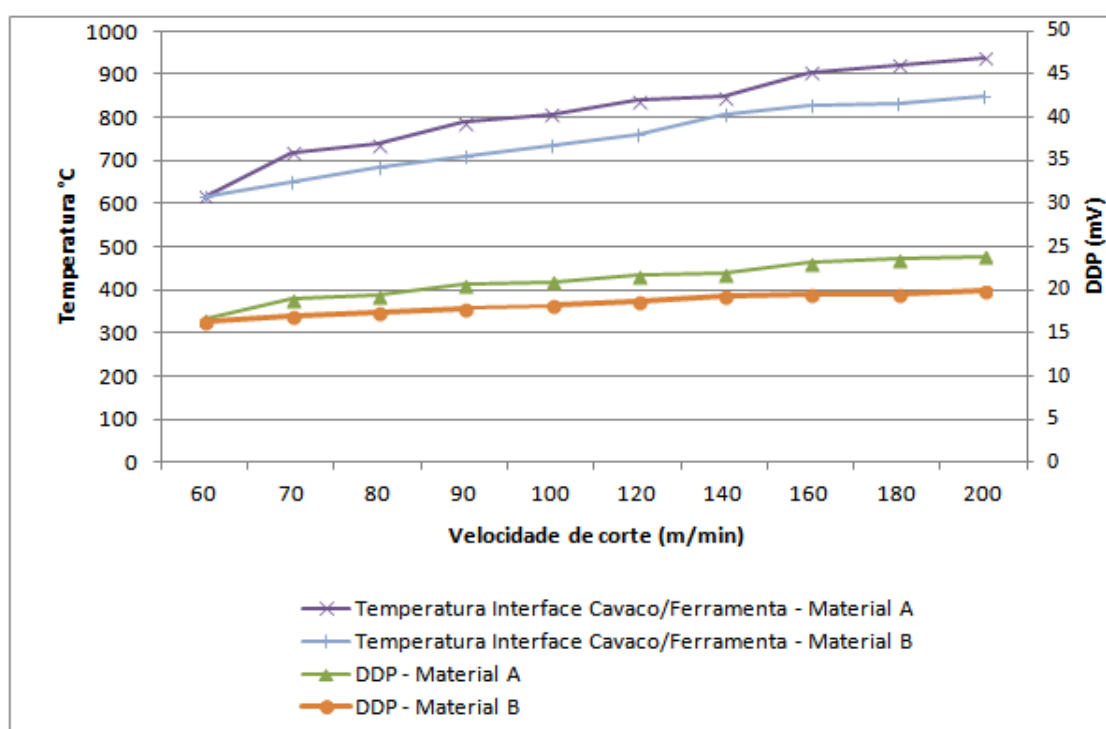


Figura 4.68 - Comportamento da temperatura e DDP em relação a velocidade de corte para o material A e material B

Quando comparado os materiais, o material A apresentou temperaturas maior em relação ao material B. Outeiro; Umbrello; Saoubi, (2006) desenvolveram um modelo numérico para predição da temperatura de corte na interface cavaco/ferramenta para um aço inoxidável austenítico AISI316L. O modelo apresentou uma temperatura máxima de 1100°C enquanto a medição experimental indicou uma temperatura máxima de 841°C para uma velocidade de 200m/min, o que é bem próximo do encontrado para o material A e material B.

Jianxin *et al.* (2011) mediu, por meio da termografia de infravermelhos, a temperatura da região de corte na interface cavaco/ferramenta durante o torneamento de um aço inoxidável endurecido por precipitação Cr12Mn5Ni4Mo3Al. O autor concluiu que a temperatura de corte aumenta com as aumento da velocidade de corte, e é maior do que 500°C, quando a velocidade de corte é superior a 140 m / min. A temperatura medida por estes autores é externa, o que implica em valores menores aos que atuam na interface cavaco-ferramenta, como medido neste trabalho.

4.7 Resultado da Análise dos Cavacos

Na Figura 4.69 está representada a forma dos cavacos para os dois materiais A e B, para avanços de 0,15 mm/volta até 0,40 mm/volta, sendo que a velocidade de corte e a profundidade de corte foram mantidas constantes, respectivamente em 150 m/min e 1,00 mm para ambos os materiais.

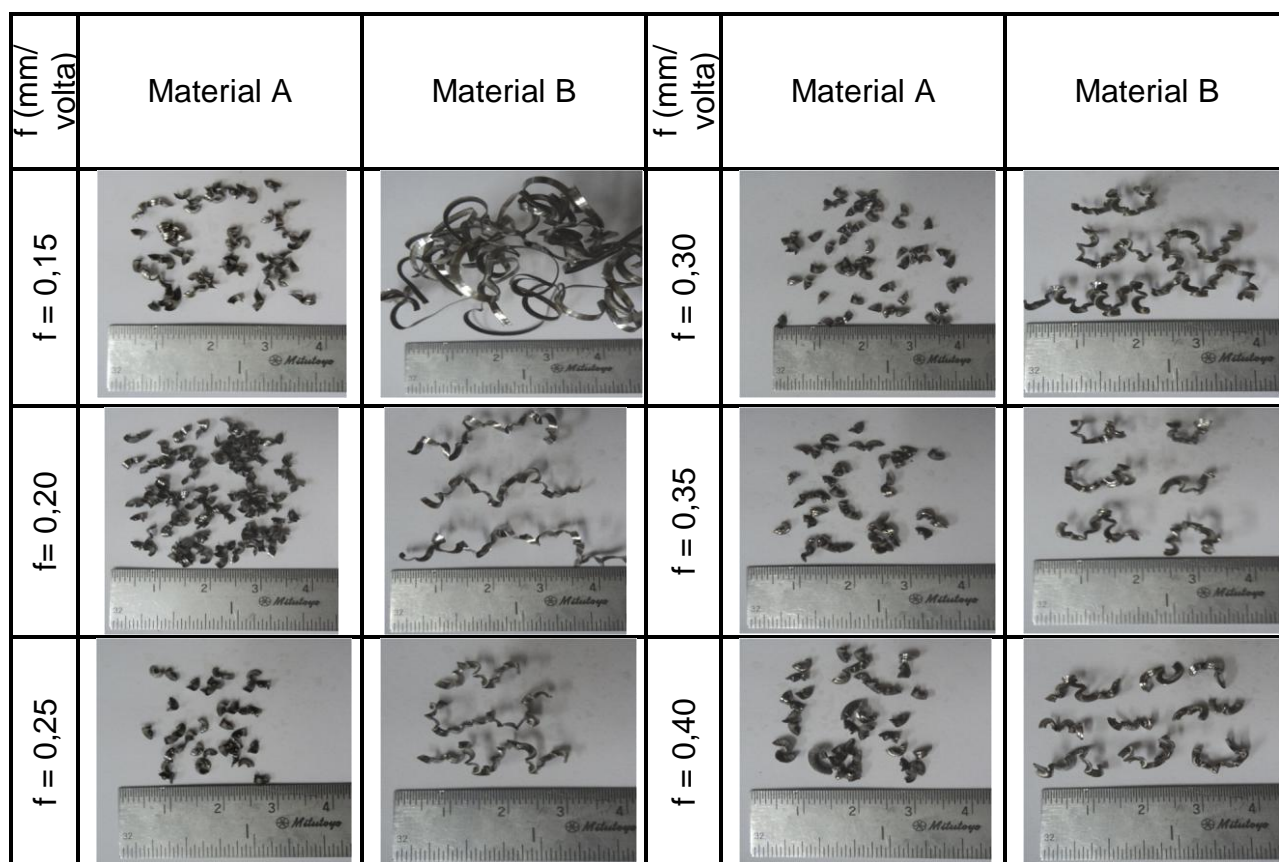


Figura 4.69 - Cavacos coletados após usinagem dos materiais A e B, em vários avanços (mm/volta)

Para o material A o avanço não alterou a forma do cavaco, permanecendo um cavaco tipo arco solto do avanço de 0,15 mm/volta até o de 0,40 mm/volta. Para o material B o cavaco apresentou o tipo fita emaranhado somente para o avanço de 0,15 mm/volta enquanto para os demais o cavaco tem a aparência de arcos conectados o que mostra que com o aumento do avanço há a tendência de se produzir cavacos mais curtos.

Noordin; Venkatesh; Sharif (2007) tornearam um aço inoxidável martensítico e concluíram que com uma alta velocidade de avanço os cavacos são classificados como arco

solto independente da velocidade de corte. Já para menores avanços cavacos helicoidais são formados para qualquer velocidade de corte.

Na Figura 4.70 são apresentados os cavacos coletados após a usinagem dos dois materiais A e B, para profundidades de corte variando de 0,5 mm até 3,0 mm, sendo que a velocidade de corte e o avanço foram mantidos constantes, respectivamente em 150 m/min e 0,20 mm/volta.

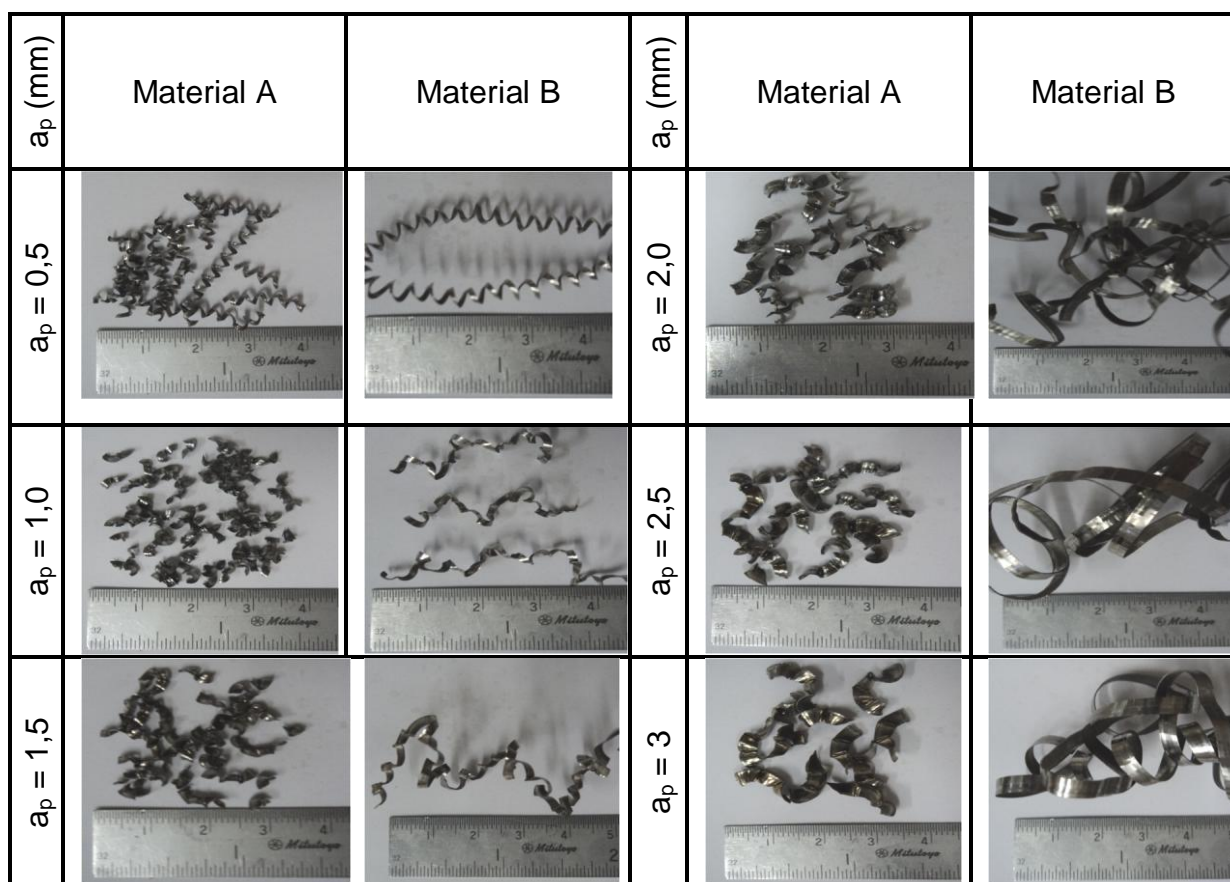


Figura 4.70 - Cavacos coletados após usinagem dos materiais A e B, em várias profundidades de corte (mm)

Para o material A, na profundidade de corte de 0,5 mm, o cavaco apresentou a forma de helicoidal curto. Para a profundidade de corte de 1,0 mm sua forma se alterou para arco solto e em 1,5 mm para arco conectado permanecendo assim até a profundidade de 3,0 mm. Para o material B com 0,5 mm de profundidade a forma do cavaco é de helicoidal longo, sendo alterada para arcos conectados com as profundidades de 1,0 e 1,5 mm. Nas profundidades de 2,0 até 3,0 mm a forma do cavaco se manteve em fita longa emaranhada.

Na Figura 4.71 e Figura 4.72 são apresentados os cavacos coletados após a usinagem dos dois materiais A e B, para velocidade de corte variando de 10 m/min até 400 m/min, sendo que a profundidade de corte e o avanço foram mantidos constantes, respectivamente em 1,0 mm e 0,20 mm/volta .

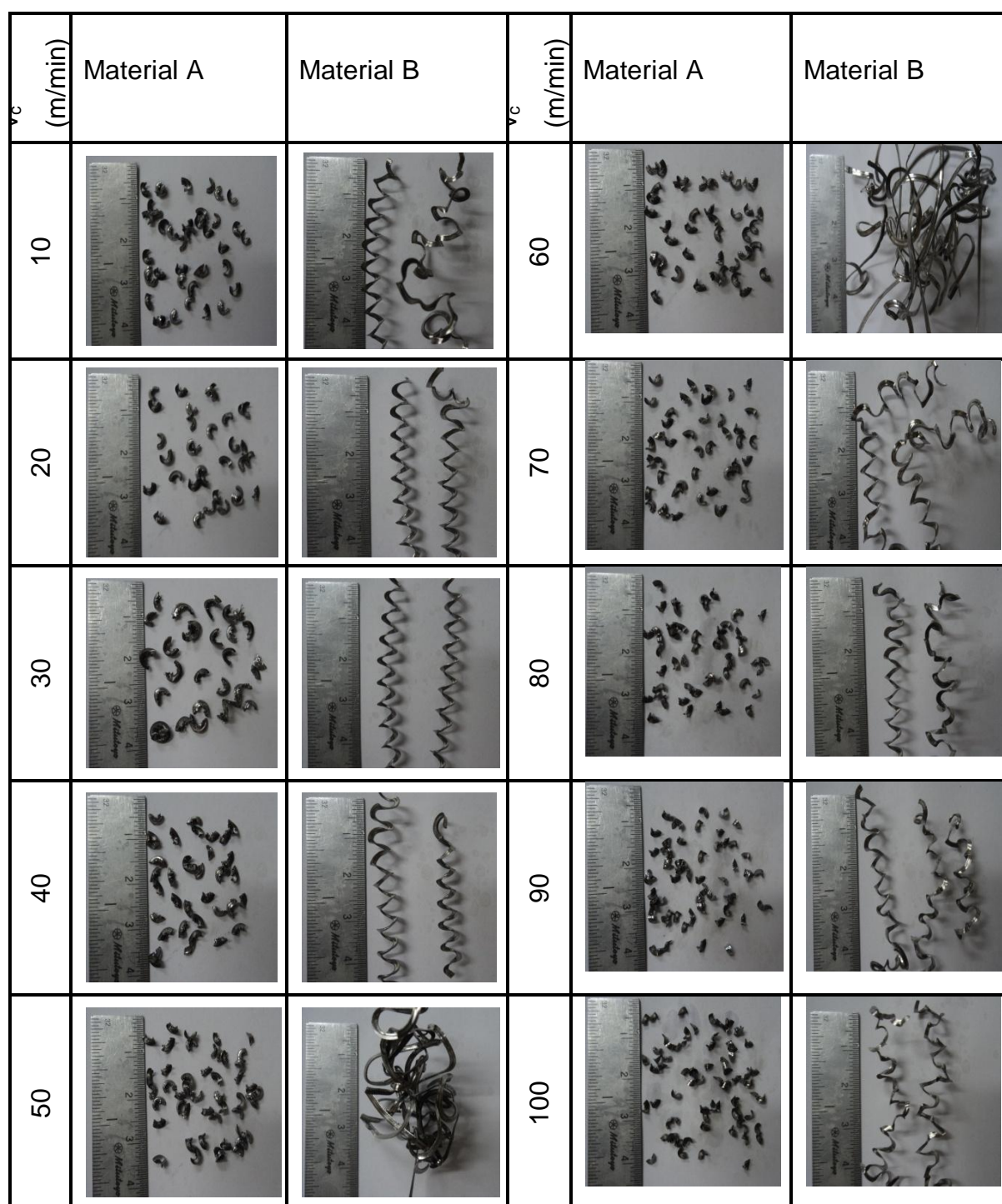


Figura 4.71 - Cavacos coletados após usinagem dos materiais A e B, em várias velocidades de corte (10 a 100 m/min)

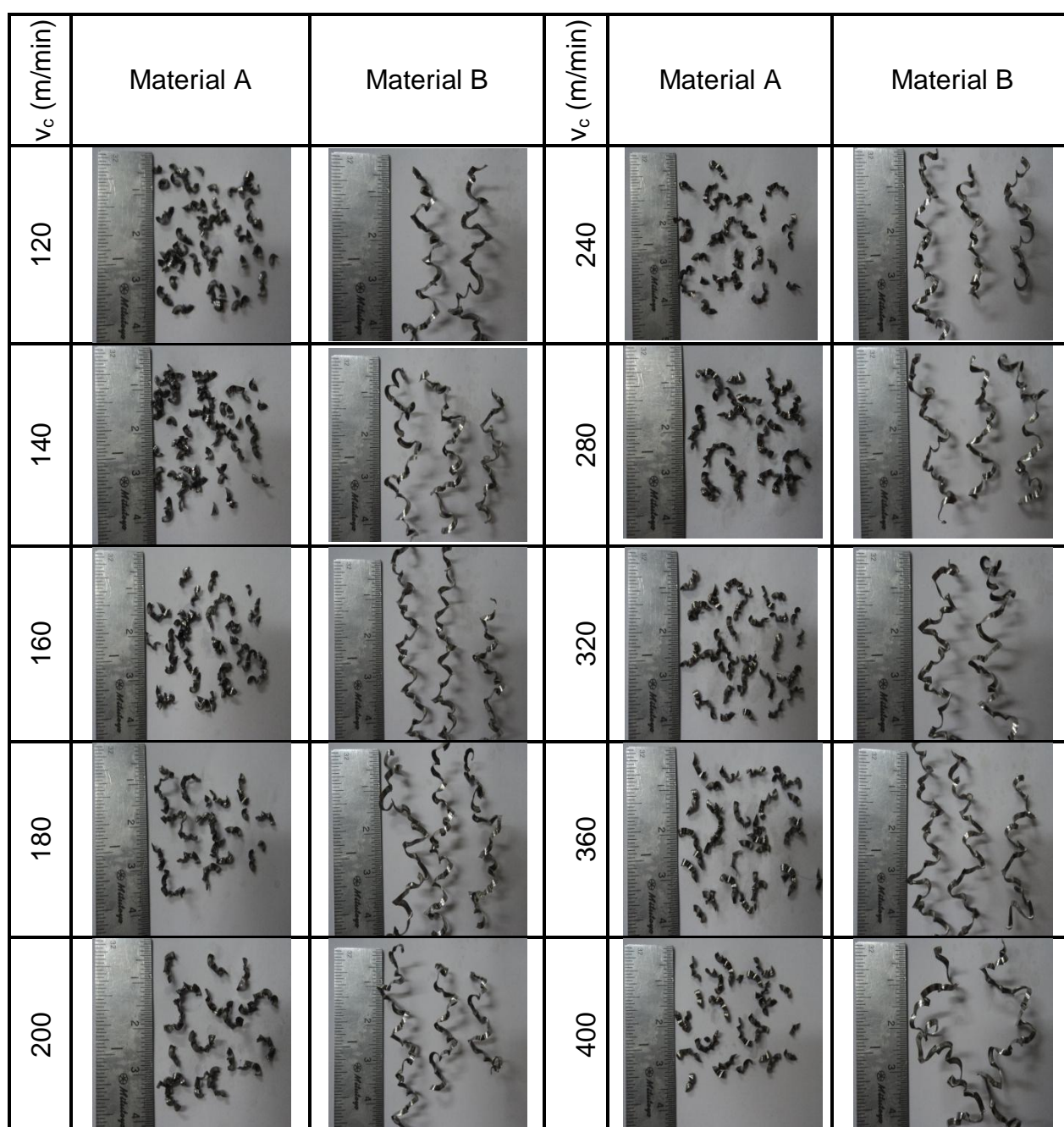


Figura 4.72 - Cavacos coletados após usinagem dos materiais A e B, em várias velocidades de corte (120 a 400 m/min)

Para o material A, da velocidade de corte de 10 a 90 m/min o cavaco apresentou a forma de arcos soltos, sendo que de 100 a 400 m/min sua forma se alterou para arcos conectados. Os cavacos do material B apresentaram uma maior variação da sua forma, com a variação da velocidade. Para uma velocidade de 10 até 40 m/min o cavaco do material B apresentou a forma de helicoidal longo, alterando-se para fita emaranhada de 50 a 60 m/min e voltando à forma helicoidal, ou arcos conectados longo de 70 até 400 m/min.

O material A apresentou de uma forma geral cavacos mais quebradiços em relação ao material B, porém de acordo com o ensaio de tração realizado, o material A apresenta uma ductilidade maior que o material B. Provavelmente o quebra cavaco foi mais eficiente durante a usinagem do material A.

O grau de recalque calculado a partir da medição da espessura dos cavacos, quando se variou o avanço para os dois materiais A e B está apresentado na Figura 4.73. A faixa de avanço foi de 0,15 mm/volta até 0,40 mm/volta, sendo que a velocidade de corte e a profundidade de corte foram mantidas respectivamente em 150 m/min e 1,0 mm, para ambos os materiais. O material A apresentou maiores graus de recalque que o material B e o avanço apresentou um comportamento oscilatório para o material A e mais constantes para o material B, aumentando o grau de recalque à medida que o avanço aumentou.

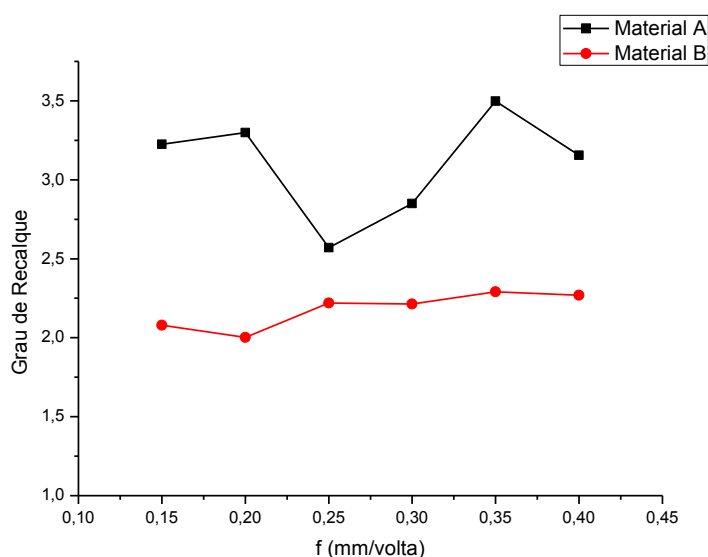


Figura 4.73 - Variação do grau de recalque pelo avanço (mm/volta) para os materiais A e B. Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $a_p = 1,0$ mm

A Figura 4.74 mostra o comportamento do grau de recalque quando se variou a profundidade de corte, para os dois materiais A e B. A faixa de profundidade de corte foi de 0,5 mm até 3,0 mm, sendo que a velocidade de corte e o avanço foram mantidos respectivamente em 150 m/min e 0,2 mm/volta para ambos os materiais.

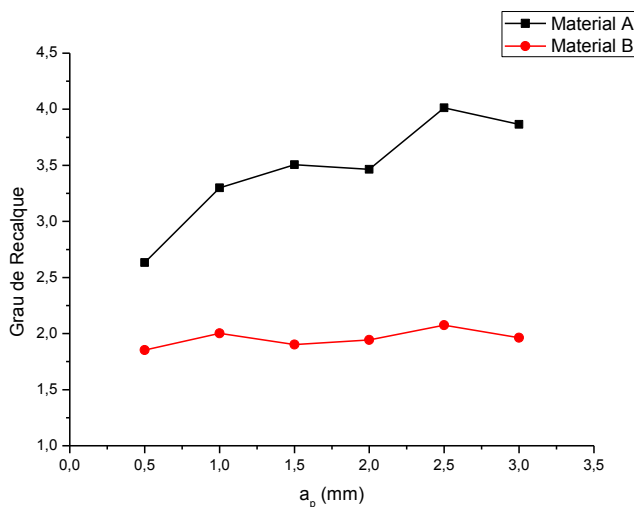


Figura 4.74 - Variação do grau de recalque pela profundidade de corte (mm) para os materiais A e B. Condições de corte: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,20$ mm/volta

O material A apresentou graus de recalque maiores que o material B, que aumentou com o aumento da profundidade de corte, porém o mesmo comportamento não foi visto pelo material B que praticamente não alterou com a mudança da profundidade de corte.

A Figura 4.75 mostra o comportamento do grau de recalque para os dois materiais A e B quando se variou a velocidade de corte de 10 até 400 m/min, sendo que a profundidade de corte e o avanço foram mantidos respectivamente em 1,0 mm e 0,2 mm/volta para ambos os materiais.

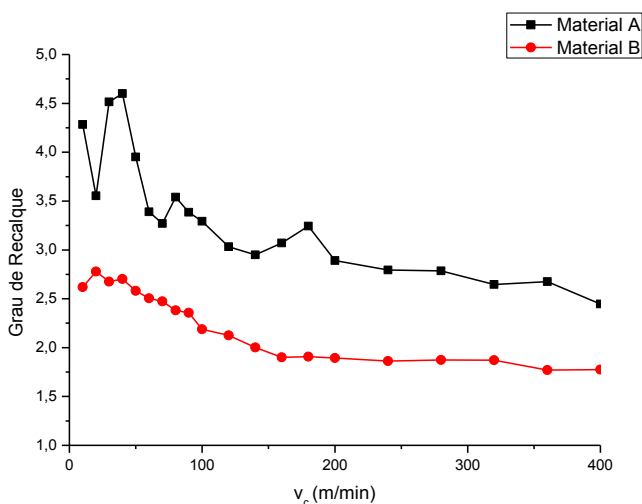


Figura 4.75 - Variação do grau de recalque pela velocidade de corte (m/min) para os materiais A e B. Condições de corte: $f = 0,20$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm

Para ambos os materiais conforme o aumento da velocidade de corte, menor foi o grau de recalque. Em particular para o material A nas velocidades de 20 a 40 m/min houve um aumento do grau de recalque e posteriormente a esta faixa de velocidade se deu um decréscimo do mesmo, fato possivelmente ligado à presença da APC.

Para Junyan *et al.* (2010) se o grau de recalque é pequeno, a espessura do cavaco é fina e o estado de lubrificação é melhor na interface cavaco/ferramenta

Com isso os valores de grau de recalque para o material A foram, em todas as condições aqui avaliadas, maiores do que para o material B. Se confrontados com os resultados de medição das componentes da força de usinagem, que também foram maiores para o material A se comparado com o material B, mostra que quanto maior a deformação do cavaco, menor será o ângulo de cisalhamento e maiores serão os esforços de corte necessários para cisalhar o material. Provavelmente a ferramenta utilizada não é apropriada para a usinagem do material A, pois não foi favorável ao escorregamento do cavaco, gerando menores ângulos de cisalhamento e maiores forças de corte.

Dos ensaios de força, pode-se ver também a influência da APC no acabamento da superfície usinada, quando se variou a velocidade de corte para ambos os materiais. Na faixa em que a APC está atuando a rugosidade medida teve desvios padrões elevados, o que provavelmente fragmentos da APC deixados sobre a superfície, influenciaram no resultado. Já a forma dos cavacos, em que para o material A foi predominantemente curto e para o material B longo, não influenciou na rugosidade, pois acredita-se que cavacos longos danificariam a superfície com maior facilidade, o que não ocorreu pois no ensaio em que se variou a velocidade de corte, o material A teve um pior acabamento, porém quando variado o avanço os materiais tiveram praticamente os mesmos resultados para os parâmetros de rugosidade avaliados. Quando se variou a profundidade de corte, houve uma inversão em $a_p = 2,0$ mm em que a superfície usinada do material A apresentou valores de rugosidade menores e a partir deste ponto piorou em relação a superfície usinada do material B.

Em termos de temperatura de corte, a temperatura da interface cavaco/ferramenta foi maior para o material A, o que refletiu no mecanismo de desgaste atuante, já que a difusão predominou a altas velocidades de corte. Porém para o material B, mesmo com altas temperaturas de corte, quando usinado em uma velocidade de corte elevada, teve como mecanismo de desgaste predominante a adesão, que é mais comum em velocidades menores, o que possivelmente foi causa do lascamento ocorrido na ferramenta que resultou em um tempo de vida menor.

Para o material A de acordo com os coeficientes gerados pela fórmula de Taylor expandida, o fator mais importante, para uma menor tempo de vida da ferramenta foram a velocidade de corte, seguida do avanço e em valor negativo, a profundidade de corte. Este valor negativo foi devido ao 3º ensaio (condições de corte: $v_c = 100$ m/min, $a_p = 2,0$ mm e $f = 0,2$ mm/volta) onde obteve um VB_B de 0,2159 mm com um tempo de usinagem que já era o dobro do tempo de vida da ferramenta utilizada no 1º ensaio ($v_c = 100$ m/min, $f = 0,35$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm). Para o material B os coeficientes da fórmula de Taylor expandida mais influentes foram a velocidade de corte, seguida do avanço e a profundidade de corte respectivamente, mas no caso do material B o coeficiente da profundidade de corte foi positivo como os demais, ou seja, somente para o material A um acréscimo no valor da profundidade de corte, proporciona um maior tempo de vida para a ferramenta.

CAPÍTULO V

CONCLUSÃO E SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS

Os ensaios experimentais desenvolvidos com os dois materiais A (martensítico) e B (supermartensítico) com relação à vida da ferramenta, força de usinagem, acabamento superficial, temperatura de corte e características do cavaco, permitiram análises que levam às seguintes conclusões:

- As curvas de vida da ferramenta foram próximas entre os materiais, sendo que em altas velocidades de corte o material B teve pior desempenho que o material A. Mas o material A, em profundidades de corte menores, proporcionou vidas menores das ferramentas que o material B;
- O erro percentual absoluto médio da curva de Taylor expandida para o material A, apresentou valores menores em relação ao material B quando medidos em relação aos ensaios gerados pelo programa de otimização. Porém quando a equação foi testada para um ensaio aleatório de verificação, o material A apresentou um erro de 88% enquanto que o material B teve um erro de 5,19%. Isto mostra que para o material B a equação Taylor Expandida está bem definida, enquanto que para o material A ainda necessita de mais ensaios para ajustá-la melhor;
- Em todas as condições de corte testadas (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte) o material A apresentou maiores componentes de forças de usinagem que o material B;

- As temperaturas de corte foram sempre maiores na usinagem do material A que na usinagem do material B. A curva de calibração para este último material, entretanto, apresentou um coeficiente de correlação R^2 maior que o material A;
- O material B apresentou melhor acabamento da superfície usinada que o material A, quando a velocidade de corte foi variada. Porém quando o avanço foi variado os materiais tiveram praticamente os mesmos resultados;
- O grau de recalque apresentado pelos cavacos na usinagem do material B foi sempre menor que aqueles apresentados pelo material A
- Os cavacos para o material A tiveram sua forma classificada como cavacos curtos enquanto para o material B os cavacos foram predominantemente longos.

Seguem abaixo as sugestões para trabalhos futuros:

- Avaliar os perfis de microdureza da superfície usinada para diversos parâmetros de corte, com o objetivo de identificar o grau de encruamento do material da peça após o torneamento;
- Medir as tensões residuais na superfície usinada para diversos parâmetros de corte;
- Identificar a influência da velocidade de corte na microestrutura do cavaco com o intuito de verificar se este é segmentado ou contínuo;
- Construir a curva de Taylor Expandida com o Tempo de usinagem como variável dependente;
- Avaliar o efeito das condições de acabamento após a usinagem na corrosão desses materiais;
- Comparar o VSM13 (material B) com a nova geração de aços 15% Cr;
- Construção de uma mapa de usinagem para $v_c \times a_p \times f$.

REFERÊNCIAS

ABUKHSHIM, N. A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. **International Journal of Machine Tools and Manufacture** v. 46, p. 782–800, 2006.

AGRAWAL, S.; CHAKRABARTI, A. K.; CHATTOPADHYAY, A. B. A study of the machining of cast austenitic stainless-steels with carbide tools. **Journal of Materials Processing Technology**. n. 52, p. 610-620, 1995.

AKASAWA, T.; SAKURAI, H.; NAKAMURA, M.; TANAKA, T.; TAKANO, K. Effects of free-cutting additives on the machinability of austenitic stainless steels. **Journal of Materials Processing Technology**. n. 143–144, p. 66–71, 2003.

AQUINO, J. M. **Avaliação do comportamento eletroquímico de juntas soldadas de aço inoxidável supermartensítico por feixe de elétrons baixo vácuo**. 2007.171f. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de São Carlos, São Carlos.

ASM INTERNATIONAL. **Elements of metallurgy and engineering alloys**. 1 ed. USA: ASM International, 2008. 645 p,

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR ISO513**: Classificação e aplicação de metais duros para a usinagem com arestas de corte definidas — Designação dos grupos principais e grupos de aplicação. Rio de Janeiro, 2013. 4p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR ISO4287**: Especificações geométricas do produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Termos, definições e parâmetros da rugosidade. Rio de Janeiro, 2002. 18p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR ISO6892-1**: Materiais metálicos — Ensaio de Tração - Parte 1: Método de ensaio à temperatura ambiente. Rio de Janeiro, 2013. 70p.

ÁVILA, R. F.; BAPTISTA, B. S.; BARBOSA, C. A.; ABRÃO, A. M. Influência do fluido de corte sobre a força de usinagem e o acabamento do aço inoxidável austenítico ABNT 304. In: VII Seminário Brasileiro do Aço Inoxidável, 7, 2004, São Paulo – SP.

AWOPET, O. O.; AYODEJI, S. P. Effect of type of workpiece material on chip formation process. **AU Journal of Technology**. n. 11, p. 181–186, 2008.

BAKKAL, M.; SHIH, A. J.; SCATTERGOOD, R. O. Chip formation, cutting forces, and tool wear in turning of Zr-based bulk metallic glass. **International Journal of Machine Tools e Manufacture**. n. 44, p. 915-925, 2004.

BOEIRA, A. M. G. **Modelagem e Simulação do fresamento externo excêntrico de virabrequins**. 2002. 130f. Dissertação de mestrado – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

BONNET, C. *et al.* Identification of a friction model: Application to the context of dry cutting of an AISI 316L austenitic stainless steel with a TiN coated carbide tool. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. n. 48, p. 1211-1223, 2008.

BORDINASSI, E. C. **Contribuição ao estudo da integridade superficial de um aço inoxidável super-duplex após usinagem**. 2006. 221f. Tese de doutorado - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo.

BORDINASSI, E. C; ALMEIDA Fº, C. O. C; DELIJAICOV, S; BATALHA, G. F; STIPKOVIC Fº, M. A integridade superficial em um aço inoxidável superdúplex após o torneamento. **Revista Máquinas e Metais**, São Paulo, n. 503, p. 138–157, 2007.

CAMPOS, L. A. **Otimização do processo de torneamento de peças endurecidas por meio da definição do intervalo de máxima eficiência da velocidade de corte**. 2004. 115f. Dissertação de mestrado – Pontifícia Universidade Católica, Belo Horizonte.

CANTERO, J. L.; DÍAZ-ÁLVAREZ, J.; MIGUÉLEZ, M. H.; MARÍN, N. C. Analysis of tool wear patterns in finishing turning of Inconel 718. **Wear**. v. 297, p. 885–894, 2013.

CHIAVERINI, V. **Aços e ferros fundidos**. 7 ed. São Paulo: Editora ABM, 2005. 600 p.

CIFTCI, I. Machining of austenitic stainless steels using CVD multi-layer coated cemented carbide tools. **Tribology International**. v.39, p. 565–569, 2006.

COBB, H. M. **The history of stainless steel**. 1 ed. USA: ASM International, 2010. 359 p.

CORREA, D. C.; SALES, W. F.; SANTOS, S. C.; PALMA, E. S. Machinability of bimetallic bearings using cemented carbide tools: evaluation of the wear mechanisms. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 159, p. 435-444, 2005.

DAVIS, J. R. **ASM Specialty Handbook: Stainless Steels**. 3 ed. USA: ASM Internacional, 1999. 581 p.

DAVIM, J. **Surface Integrity in Machining**. 1 ed. Londres: Editora Springer, 2010. 222 p.

DAVIM, J. P.; GAITONDE, V. N.; KARNIK, S. R. Investigations into the effect of cutting conditions on surface roughness in turning of free machining steel by ANN models. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 205, p. 16–23, 2008.

DEARNLEY, P. A.; TRENT, E. M. Wear mechanisms of coated carbides tools. **Metals Technology**. v. 9, p. 60–75, 1982.

DI, W. U.; ZHUANG, L. I. A new ph-free machinable austenitic stainless steel. **Journal Of Iron And Steel Research, International**. v. 17, p. 59–63, 2010.

DINIZ, A. E. **A rugosidade superficial da peça em processos de torneamento: critério fim de vida da ferramenta e fatores de influência**. 1989. Tese de doutorado - Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

DINIZ, A. E; MARCONDES, F. C; COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. 5 ed. São Paulo: Editora Artliber, 2006. 255 p.

DUARTE, M. A. V; ARRUDA, J. R. F. Updating rotor-bearing finite element models using experimental frequency response functions. **Revista Brasileira de Ciências Mecânicas**, Rio de Janeiro, n.15, p. 136-149,1993.

EZUGWU, E. O.; OLAJIRE, K. A. Evaluation of machining performance of martensitic stainless steel. **Tribology Letters**. v. 12, n. 3, 2002.

FANG, X. D.; ZHANG, D. An investigation of adhering layer formation during tool wear progression in turning of free-cutting stainless steel. **Wear**. v. 197, p. 169–178, 1996.

FARRAR, J. C. M. **The alloy tree**: A guide to low-alloy steels, stainless steels and nickel-base alloys. 1° ed. Cambrigde: Editora Woodhead, 2004. 206 p.

FERNANDES, J. R. S.; MACHADO, A. R. Determinação da Influência do Comprimento de Contato Cavaco/Ferramenta na Temperatura de Corte. Relatório de Iniciação Científica DIRPE nº 052/92.

FERNÁNDEZ-ABIA, A. I.; BARREIRO, J.; LACALLE, L. N. L.; PELLITERO, S. M. Behavior of austenitic stainless steels at high speed turning using specific force

coefficients. **International Journal Advanced Manufacturing Technology**. v. 62, p. 505–515, 2012.

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. 11 ed. São Paulo: Edgard Blucher, 2003. 751 p.

FERRAZ, A. Q. **Análise e determinação dos parâmetros da estrutura algébrica de Taylor tendo o desgaste da ferramenta de corte como variável dependente**. 2008. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Pernambuco, Pernambuco.

FERREIRA, L. A.; COSTACURTA, R. F.; ALBERTI, S. M.; ZDEBSKY, S. R. **Curso de formação de operadores de refinaria: química aplicada, corrosão**. Curitiba: Apostila UNICENP Petrobrás, 2002. 32 p.

GAHR, K. H. Z. **Microstructure and wear of materials**. New York: Editora Elsevier, 1987, v. 10. 560 p.

GENTIL, V. **Corrosão**. 3ªed. Rio de Janeiro: Livros técnicos e científicos Editora S.A, 1996. 372p.

GRAVALOS, M. T. **Efeitos da usinagem na integridade superficial de um aço inoxidável superaustenítico**. 2008. Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

GRZESIK, W. **Advanced machining processes of metallic materials: Theory, modelling and applications**. 1ª ed. Amsterdam: Elsevier, 2008. 478 p.

GU, J.; BARBER, G.; TUNG, S.; GU, R. J. Tool life and wear mechanism of uncoated and coated milling inserts. **Wear**. v. 225–229, p. 273–284, 1999.

GUNN, R. N. **Duplex stainless steel: microstructure, properties and applications**. 1ª ed. Cambridge: Abington Publishing, 1997. 205p.

HAMDAN, A.; SARHAN, A. A. D.; HAMDY, M. An optimization method of the machining parameters in high-speed machining of stainless steel using coated carbide tool for best surface finish. **International Journal Advanced Manufacturing Technology**. v. 58, p. 81–91, 2012.

HASAN, S.; THAMIZHMANI, S. Tool flank wear analyses on AISI 440 martensitic stainless steel by turning. **International Journal of Material Forming**. v. 3, p. 427-430, 2010.

HISGAIL, A.; MELENDEZ, A.; CORREA, C.; MORAGAS, N. Tem inox no petróleo. **Núcleo Inox**, São Paulo, n 27, p. 4-6, out/dez, 2007.

INTERNACIONAL MOLYBDENUM ASSOCIATION. **Practical guidelines for the fabrication of duplex stainless steel**. Londres: Guia Prático, 2009. 64 p.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 3685**: Tool - life testing with single-point turning tools, 1993. 48p.

JIANG, L.; HANNINEN, H.; PARO, J.; KAUPPINEN, V. Active wear and failure mechanisms of TiN-coated high speed steel and TiN-coated cemented carbide tools when machining powder metallurgically made stainless steel. **Metallurgical and Materials Transactions**. v. 27A, p. 2796-2808, 1996.

JIANXIN, D.; JIANTOU, Z.; HUI, Z.; PEI, Y. Wear mechanisms of cemented carbide tools in dry cutting of precipitation hardening semi-austenitic stainless steels. **Wear**. v. 270, p. 520–527, 2011.

JUNYAN, L.; HUANPENG, L.; RONGDI, H.; YANG, W. The study on lubrication action with water vapor as coolant and lubricant in cutting ANSI 304 stainless steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacturing**. v. 50, p. 260–269, 2010.

KAMINISE, A. K. **Estudo da influência do material do porta-ferramenta sobre temperaturas de usinagem no torneamento**. 2012. 124f. Tese de doutorado – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology. **Tribology International**. v. 34, p. 653–682, 2001.

KONIG, W.; KLOCKE, F. **Fertigungsverfahren: Drehen, Frasen und Bohren**. Berlin: Heidelberg, 2008. 562p.

KORKUT, I.; KASAP, M.; CIFTCI, I.; SEKER, U. Determination of optimum cutting parameters during machining of AISI 304 austenitic stainless steel. **Journal of Materials and Design**. n. 25, p. 303–305, 2004.

KUMAR, K. V. B. S.; CHOUDHURY, S. K. Investigation of tool wear and cutting force in cryogenic machining using design of experiments. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 203, p. 95–101, 2008.

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

KUMAR, A. S.; DURAI, A. R.; SORNAKUMAR, T. The effect of tool wear on tool life of alumina-based ceramic cutting tools while machining hardened martensitic stainless steel. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 173, p. 151–156, 2006.

LAHRES, M.; DOERFEL, O.; NEUMULLER, R. Applicability of different hard coatings in dry machining an austenitic steel. **Surface and Coatings Technology**. v. 120 – 121, p. 687–691, 1999.

LIEW, W. Y. H.; NGOI, B. K. A.; LU, Y. G. Wear characteristics of PCBN tools in the ultra-precision machining of stainless steel at low speeds. **Wear**. n. 254, p. 265–277, 2003.

MA, X. P.; WANG, L. J.; QIN, B.; LIU, C. M.; SUBRAMANIAN, S. V. Effect of N on microstructure and mechanical properties of 16Cr5Ni1Mo martensitic stainless steel. **Materials and Design**. v. 34, p. 74–81, 2012.

MACHADO, A. L.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; SILVA, M. B. **Teoria da usinagem dos metais**. 2 ed. São Paulo: Editora Edgard Blucher, 2011. 371p.

METALS HANDBOOK. **Machining**. 9 ed. USA: ASM International, 1989. v.16. 1989p.

METALS HANDBOOK. **Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys**. 10 ed. USA: ASM International, 1990. 2521p.

MEYERS, M. A.; CHAWLA, K. K. **Princípios de metalurgia mecânica**. São Paulo: Edgard Blucher Ltda, 1982.

MICHELETTI, G. F. **Mecanizado por arranque de viruta**. Barcelona: Editora Blume, 1980. 334p.

MILAN, J. C. G. **Usinabilidade De Aços Para Moldes Para Plástico**. 1999. 112f. Dissertação de mestrado – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

NOORDIN, M. Y.; VENKATESH, V. C. ; SHARIF, S. Dry turning of tempered martensitic stainless tool steel using coated cermet and coated carbide tools. **Journal of Materials Processing Technology**. n. 185, p. 83–90, 2007.

OCHOA, D. M. L. **Estudo do desgaste erosivo-corrosivo de aços inoxidáveis de alto nitrogênio em meio lamacento**. 2007. 176f. Tese De Doutorado – Universidade de São Paulo, São Paulo.

OUTEIRO A., J. C.; UMBRELLO, D.; SAOUBIC, R. M. Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel. **International Journal Of Machine Tools & Manufacture**. v. 46, p. 1786–1794, 2006.

PADILHA, A. F; GUEDES, L. C. **Aços inoxidáveis austeníticos: Microestruturas e Propriedades**. 1 ed. Curitiba: Editora Emus, 2004. 173p.

PALMAI, Z. Cutting temperature in intermittent cutting. **International Journal Of Machine Tools Manufacture**. v. 27, n. 2, p. 261-274, 1987.

PANKINE, A. V. **Usinage des métaux par La coupe**. Moscou: Editora Ec.,1965.

PAREDES, R. S. C. **Texto do curso de Aços inoxidáveis metalurgia e soldagem**. Curitiba: Apostila UFPR, 2012.

REICHENBACH, G. S. Experimental measurement of metal cutting temperature distribution. **Trans ASME**. p. 80-525, 1958.

RENAUDOT, N.; MANTEL, M.; VIANA, A. S. Uma visão geral dos fatores metalúrgicos que influenciam na usinabilidade dos aços inoxidáveis e as diferentes formas de melhorá-la. Núcleo Inox, São Paulo, n. 8, p. 325-322. Disponível em: <http://www.nucleoinox.org.br/upfiles/arquivos/downloads/inox08/pg_325-332.pdf>. Acesso em: 25/12/2013.

RICHETTI, A.; MACHADO, A. R.; DA SILVA, M. B.; EZUGWU, E. O.; BONNEY, J. Influence of the number of inserts for tool life evaluation in face milling of steels. **International Journal Of Machine Tools & Manufacture**. v. 44, p. 695–700, 2004.

SALES, W. F. **Determinação das características refrigerantes e lubrificantes de fluidos de corte.** 1999. Tese de doutorado – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

SANDVIK COROMANT. **Modern Metal Cutting: a practical handbook.** Sweden: Sandvik Coromant Technical Editorial, 2005.

SANTOS, A. L. B. **Otimização de ensaios utilizados na determinação dos coeficientes da equação de Taylor expandida.** 1996. Dissertação de mestrado – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

SAOUBI, R. M; CHANDRASEKARAN, H. Experimental study and modelling of tool temperature distribution in orthogonal cutting of AISI 316L and AISI 3115 steels. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology.** n. 56, p. 865–877, 2011.

SCHMIDT, A. O.; ROUBIK, J. R. Distribution of heat generated in drilling. **Trans ASME.** v. 71, p. 242–247, 1949.

SHAO, H.; LIU, L.; QU, H. L. Machinability study on 3%Co–12%Cr stainless steel in milling. **Wear.** v. 263, p. 736–744, 2007.

SHAW, M. C; THURMAN, A. L.; ARLGREN, H. J. A plasticity problem involving plane strain and plane stress simultaneously: groove formation in the machining of high temperature alloys. **Trans ASME, J.Eng. Industry.** p. 142–146, 1966.

SHAW, M. C. **Metal cutting Principles.** USA: Oxford University Publications, 1986. 594p.

SHOKRANI, A.; DHOKIA, V.; NEWMAN, S. T. Environmentally conscious machining of difficult –to-machine materials with regard to cutting fluids. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 57, p. 83–101, 2012.

SILVA, G. F. **Influência Do Tratamento Térmico Nas Propriedades De Um Aço Supermartensítico Ligado Ao Titânio**. 2009. 108f. Dissertação de mestrado - Universidade Federal Fluminense, Rio de Janeiro.

SILVA, A. L. V. C.; MEI, P. R. **Aços e ligas especiais**. 3 ed. São Paulo: Editora Blucher, 2010. 646p.

SPECIALTY STEEL INDUSTRY OF NORTH AMERICA. **Stainless steel for machining**. 1ed. Washington: Guia Prático, 1995. 11p.

THOMAS M.; BEAUCHAMP Y.; YOUSSEF A. Y.; MASOUNAVE J. Effect of tool vibrations on surface roughness during lathe dry turning process. In: **18th International Conference on Computers and Industrial Engineering, 18, 1996**. v. 31, n. 3/4, p. 637–644.

TRENT, E; WRIGHT, P. **Metal Cutting**. 4 ed. Londres: Editora Butterworth–Heinemann, 2000. 464p.

XAVIOR, M. A.; ADITHAN, M. Determining the influence of cutting fluids on tool wear and surface roughness during turning of AISI 304 austenitic stainless steel. **Journal of Materials Processing Technology**. n. 209, p. 900–909, 2009.

WINDEN, H. VAN DER.; TOUSSAINT, P.; COUDREUSE, L. Past, present and future of weldable supermartensítico alloys. In: **Stainless Steel World Conference & Expo. Maastricht**. Netherlands, 2005.

ANEXO I

As tabelas a seguir contêm os valores de força de corte, força de avanço e força passiva com seus respectivos desvios padrões para o material A de acordo com a variação da velocidade de corte, avanço e profundidade de corte respectivamente.

Tabela I.1- Valores de F_c , F_f e F_p conforme variação da velocidade de corte para o material A

Velocidade de Corte (m/min)	F_c (N)	Desvio Padrão	F_f (N)	Desvio Padrão	F_p (N)	Desvio Padrão
10	606,65	45,78	406,44	59,13	311,95	55,03
20	606,80	47,17	406,47	61,31	312,95	56,91
30	761,88	45,21	598,76	64,05	479,35	60,82
40	677,69	44,03	487,49	59,91	385,29	54,50
50	620,74	43,66	414,12	53,40	317,94	47,45
60	573,51	47,91	355,31	58,87	269,89	53,25
70	536,29	39,28	306,41	44,85	233,27	43,13
80	519,86	32,77	275,93	38,38	211,56	34,17
90	497,73	36,07	255,18	33,92	196,62	24,63
100	488,69	27,28	242,11	29,40	189,47	27,34
120	486,40	19,91	241,00	15,81	191,54	18,78
140	492,95	21,51	247,49	22,20	199,34	20,39
160	489,78	28,89	240,28	28,18	196,67	24,07
180	485,64	22,68	237,70	30,14	197,46	26,74
200	486,01	20,16	235,15	25,46	197,08	21,08
240	477,17	15,73	222,61	17,46	190,16	16,82
280	476,86	10,68	225,62	10,38	195,08	7,41
320	471,81	10,08	224,40	6,75	196,97	8,79

360	471,97	11,43	220,96	8,14	191,79	7,11
400	470,93	11,73	213,30	5,91	190,90	8,89

Tabela I.2- Valores de F_c , F_f e F_p conforme variação do avanço para o material A

Avanço (mm/volta)	F_c (N)	Desvio Padrão	F_f (N)	Desvio Padrão	F_p (N)	Desvio Padrão
0,15	424,01	35,38	225,64	17,55	175,73	15,30
0,20	507,57	36,89	244,68	22,20	197,46	20,32
0,25	603,12	46,17	266,83	31,04	222,95	31,15
0,30	705,48	50,63	288,83	36,76	256,72	35,87
0,35	821,95	56,09	325,25	38,40	301,29	38,14
0,40	924,43	50,92	354,30	35,27	348,46	37,23

Tabela I.3 - Valores de F_c , F_f e F_p conforme variação da profundidade de corte para o material A

Profundidade de corte (mm)	F_c (N)	Desvio Padrão	F_f (N)	Desvio Padrão	F_p (N)	Desvio Padrão
0,50	270,08	10,30	105,90	6,52	164,55	9,81
1,00	495,14	14,67	233,87	15,80	186,62	16,20
1,50	750,57	23,31	395,25	27,69	233,68	26,19
2,00	1010,94	28,46	589,14	37,08	302,03	31,48
2,50	1297,56	32,41	834,78	45,25	400,87	29,54
3,00	1587,81	31,77	1052,24	23,68	516,45	33,67

As tabelas a seguir contêm os valores de força de corte, força de avanço e força passiva com seus respectivos desvios padrões para o material B de acordo com a variação da velocidade de corte, avanço e profundidade de corte respectivamente.

Tabela I.4 - Valores de F_c , F_f e F_p conforme variação da velocidade de corte para o material B

Velocidade de Corte (m/min)	F_c (N)	Desvio Padrão	F_f (N)	Desvio Padrão	F_p (N)	Desvio Padrão
10	564,49	20,73	419,16	18,29	340,28	12,45
20	564,83	14,69	418,77	16,36	340,84	12,10
30	585,54	19,59	380,94	15,65	319,13	10,53
40	579,81	26,09	376,85	16,45	314,11	11,46
50	562,53	33,06	373,07	23,02	311,17	15,94
60	548,09	25,27	369,20	25,46	312,21	20,24
70	528,41	12,27	336,21	14,50	284,07	10,54
80	522,55	17,28	328,80	9,66	277,19	9,65
90	511,50	25,79	309,56	10,00	265,03	8,80
100	527,19	12,62	304,81	14,07	256,90	10,49
120	491,30	8,60	329,34	25,59	269,10	13,73
140	479,47	11,30	312,55	30,61	255,68	18,00
160	472,31	10,43	301,98	29,77	248,84	17,63
180	465,13	11,69	292,39	26,38	242,61	15,32
200	460,12	9,51	278,94	22,75	235,32	14,14
240	465,38	7,38	255,79	17,92	222,02	12,10
280	409,53	5,17	221,41	13,82	202,79	9,99
320	410,22	6,06	266,71	13,75	236,98	10,05
360	439,75	12,61	310,39	59,58	258,09	50,76
400	446,31	15,67	398,97	84,28	299,15	58,16

Tabela I.5 - Valores de F_c , F_f e F_p conforme variação do avanço para o material B

Avanço (mm/volta)	F_c (N)	Desvio Padrão	F_f (N)	Desvio Padrão	F_p (N)	Desvio Padrão
0,15	356,97	6,46	206,54	18,56	180,86	12,21
0,20	436,21	20,06	236,73	20,32	203,10	14,75
0,25	541,43	17,27	272,76	21,21	235,08	15,13
0,30	652,30	17,13	313,83	23,69	273,38	18,92
0,35	756,63	21,70	354,82	26,01	316,88	21,04
0,40	864,33	23,64	401,57	25,75	367,99	23,51

Tabela I.6 - Valores de F_c , F_f e F_p conforme variação da profundidade de corte para o material B

Profundidade de corte (mm)	F_c (N)	Desvio Padrão	F_f (N)	Desvio Padrão	F_p (N)	Desvio Padrão
0,50	257,26	8,48	119,59	4,86	181,54	6,16
1,00	445,33	5,50	239,18	5,06	200,04	6,97
1,50	635,70	8,35	361,27	7,79	229,89	4,92
2,00	838,63	24,01	506,78	13,20	296,05	6,52
2,50	1032,79	9,80	614,32	16,17	337,92	6,80
3,00	1240,41	16,14	786,55	21,44	394,11	15,26

ANEXO II

As tabelas abaixo mostram os valores de desgaste VB_B (mm) e tempo acumulado de vida T (min) para as condições de corte propostas pelo programa para o material A.

Tabela II.1 - Ensaio de fim de vida para a 1ª condição de corte gerada: $v_c = 100,15$ m/min, $a_p = 1,00$ mm e $f = 0,35$ mm/volta

Ensaio	V_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/volta)	Tempo Acumulado (min)	VB_B (mm)
1	100,15	1,00	0,35	4,45	0,1036
1	100,15	1,00	0,35	8,86	0,1140
1	100,15	1,00	0,35	13,20	0,1192
1	100,15	1,00	0,35	17,48	0,1347
1	100,15	1,00	0,35	21,71	0,1399
1	100,15	1,00	0,35	25,88	0,1503
1	100,15	1,00	0,35	30,00	0,1503
1	100,15	1,00	0,35	34,05	0,1503
1	100,15	1,00	0,35	38,05	0,1554
1	100,15	1,00	0,35	42,00	0,1606
1	100,15	1,00	0,35	45,88	0,1762
1	100,15	1,00	0,35	49,72	0,1762
1	100,15	1,00	0,35	53,49	0,1865
1	100,15	1,00	0,35	57,21	0,1917
1	100,15	1,00	0,35	60,87	0,2073
1	100,15	1,00	0,35	64,48	0,2124
1	100,15	1,00	0,35	68,03	0,2228
1	100,15	1,00	0,35	71,53	0,2332

1	100,15	1,00	0,35	74,97	0,2383
1	100,15	1,00	0,35	78,36	0,2487
1	100,15	1,00	0,35	81,69	0,2694
1	100,15	1,00	0,35	84,97	0,2723
1	100,15	1,00	0,35	88,20	0,2723
1	100,15	1,00	0,35	91,37	0,2827
1	100,15	1,00	0,35	94,49	0,2827
1	100,15	1,00	0,35	97,55	0,2880
1	100,15	1,00	0,35	100,56	0,2880
1	100,15	1,00	0,35	103,51	0,2984
1	100,15	1,00	0,35	106,42	0,3089

Tabela II.2 - Ensaio de fim de vida para a 2ª condição de corte gerada: $v_c = 199,15$ m/min, $a_p = 2,00$ mm e $f = 0,35$ mm/volta

Ensaio	v_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/volta)	Tempo Acumulado (min)	VB_B (mm)
2	199,15	2,00	0,35	1,32	0,0947
2	199,15	2,00	0,35	2,61	0,1157
2	199,15	2,00	0,35	5,03	0,1473
2	199,15	2,00	0,35	6,17	0,1631
2	199,15	2,00	0,35	7,26	0,2052
2	199,15	2,00	0,35	9,30	0,2100
2	199,15	2,00	0,35	10,25	0,2100
2	199,15	2,00	0,35	11,16	0,2153
2	199,15	2,00	0,35	12,03	0,2176
2	199,15	2,00	0,35	12,84	0,2176
2	199,15	2,00	0,35	13,62	0,2746
2	199,15	2,00	0,35	14,35	0,2850

2	199,15	2,00	0,35	15,03	0,2953
2	199,15	2,00	0,35	15,67	0,3109
2	199,15	2,00	0,35	16,27	0,3212
2	199,15	2,00	0,35	16,82	0,3264

Tabela II.3 - Ensaio de fim de vida para a 3ª condição de corte gerada: $v_c = 100,00$ m/min, $a_p = 2,00$ mm e $f = 0,20$ mm/volta

Ensaio	v_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/volta)	Tempo Acumulado (min)	VB_B (mm)
3	100,00	2,00	0,20	4,99	0,0994
3	100,00	2,00	0,20	9,80	0,1152
3	100,00	2,00	0,20	27,49	0,1325
3	100,00	2,00	0,20	33,09	0,1378
3	100,00	2,00	0,20	47,13	0,1378
3	100,00	2,00	0,20	48,23	0,1484
3	100,00	2,00	0,20	52,61	0,1537
3	100,00	2,00	0,20	56,80	0,1643
3	100,00	2,00	0,20	60,81	0,1643
3	100,00	2,00	0,20	64,63	0,1643
3	100,00	2,00	0,20	68,28	0,1802
3	100,00	2,00	0,20	71,74	0,1802
3	100,00	2,00	0,20	75,03	0,1802
3	100,00	2,00	0,20	78,13	0,1802
3	100,00	2,00	0,20	80,96	0,1802
3	100,00	2,00	0,20	83,62	0,1802
3	100,00	2,00	0,20	86,10	0,1802
3	100,00	2,00	0,20	88,42	0,1802
3	100,00	2,00	0,20	90,57	0,1802

3	100,00	2,00	0,20	92,54	0,1802
3	100,00	2,00	0,20	95,99	0,1855
3	100,00	2,00	0,20	97,47	0,1855
3	100,00	2,00	0,20	105,42	0,1881
3	100,00	2,00	0,20	113,16	0,1881
3	100,00	2,00	0,20	120,69	0,1881
3	100,00	2,00	0,20	128,02	0,1933
3	100,00	2,00	0,20	135,14	0,1933
3	100,00	2,00	0,20	142,06	0,2038
3	100,00	2,00	0,20	148,76	0,2038
3	100,00	2,00	0,20	155,25	0,2082
3	100,00	2,00	0,20	161,54	0,2082
3	100,00	2,00	0,20	167,62	0,2082
3	100,00	2,00	0,20	173,50	0,2134
3	100,00	2,00	0,20	179,17	0,2134
3	100,00	2,00	0,20	184,63	0,2134
3	100,00	2,00	0,20	189,89	0,2134
3	100,00	2,00	0,20	194,95	0,2134
3	100,00	2,00	0,20	199,80	0,2134
3	100,00	2,00	0,20	204,45	0,2134
3	100,00	2,00	0,20	217,20	0,2159
3	100,00	2,00	0,20	221,04	0,2159
3	100,00	2,00	0,20	224,69	0,2159
3	100,00	2,00	0,20	228,14	0,2159
3	100,00	2,00	0,20	231,39	0,2159
3	100,00	2,00	0,20	234,45	0,2159
3	100,00	2,00	0,20	237,30	0,2159

Tabela II.4 - Ensaio de fim de vida para a 4^o condição de corte gerada: $v_c = 127,41$ m/min, $a_p = 1,05$ mm e $f = 0,20$ mm/volta

Ensaio	v_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/volta)	Tempo Acumulado (min)	VB_B (mm)
4	127,41	1,05	0,20	1,60	0,0526
4	127,41	1,05	0,20	3,15	0,0736
4	127,41	1,05	0,20	4,64	0,0841
4	127,41	1,05	0,20	6,07	0,0841
4	127,41	1,05	0,20	7,45	0,0894
4	127,41	1,05	0,20	8,77	0,1052
4	127,41	1,05	0,20	10,04	0,1052
4	127,41	1,05	0,20	11,25	0,1105
4	127,41	1,05	0,20	12,41	0,1210
4	127,41	1,05	0,20	13,52	0,1253
4	127,41	1,05	0,20	14,57	0,1358
4	127,41	1,05	0,20	15,57	0,1358
4	127,41	1,05	0,20	16,52	0,1410
4	127,41	1,05	0,20	17,41	0,1462
4	127,41	1,05	0,20	18,25	0,1514
4	127,41	1,05	0,20	19,04	0,1566
4	127,41	1,05	0,20	24,19	0,1595
4	127,41	1,05	0,20	29,26	0,1649
4	127,41	1,05	0,20	34,26	0,1755
4	127,41	1,05	0,20	39,18	0,1808
4	127,41	1,05	0,20	44,01	0,1968
4	127,41	1,05	0,20	48,76	0,2168
4	127,41	1,05	0,20	53,43	0,2267
4	127,41	1,05	0,20	58,02	0,2393

4	127,41	1,05	0,20	62,54	0,2393
4	127,41	1,05	0,20	66,98	0,2499
4	127,41	1,05	0,20	71,35	0,2659
4	127,41	1,05	0,20	75,64	0,2765
4	127,41	1,05	0,20	79,86	0,3191
4	127,41	1,05	0,20	84,01	0,3244
4	127,41	1,05	0,20	88,08	0,3297
4	127,41	1,05	0,20	92,09	0,3669
4	127,41	1,05	0,20	96,02	0,3723
4	127,41	1,05	0,20	99,87	0,3776
4	127,41	1,05	0,20	103,66	0,3829
4	127,41	1,05	0,20	107,37	0,4042

As tabelas abaixo mostram os valores de desgaste VB_B (mm) e tempo de vida T (min) para as condições de corte propostas pelo programa para o material B.

Tabela II.5 - Ensaio de fim de vida para a 1ª condição de corte gerada: $v_c = 100,15$ m/min, $a_p = 1,00$ mm e $f = 0,35$ mm/volta

Ensaio	v_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/volta)	Tempo Acumulado (min)	VB_B (mm)
1	100,15	1,00	0,35	3,17	0,1102
1	100,15	1,00	0,35	6,30	0,1102
1	100,15	1,00	0,35	9,38	0,1102
1	100,15	1,00	0,35	12,42	0,1114
1	100,15	1,00	0,35	15,42	0,1273
1	100,15	1,00	0,35	18,38	0,1326
1	100,15	1,00	0,35	21,29	0,1326
1	100,15	1,00	0,35	24,16	0,1379

1	100,15	1,00	0,35	26,99	0,1538
1	100,15	1,00	0,35	29,78	0,1591
1	100,15	1,00	0,35	32,52	0,1591
1	100,15	1,00	0,35	35,22	0,1591
1	100,15	1,00	0,35	37,88	0,1675
1	100,15	1,00	0,35	40,50	0,1675
1	100,15	1,00	0,35	43,08	0,1675
1	100,15	1,00	0,35	45,62	0,1675
1	100,15	1,00	0,35	48,11	0,1675
1	100,15	1,00	0,35	50,57	0,1675
1	100,15	1,00	0,35	52,98	0,1728
1	100,15	1,00	0,35	55,35	0,1728
1	100,15	1,00	0,35	57,69	0,1728
1	100,15	1,00	0,35	59,98	0,1728
1	100,15	1,00	0,35	62,23	0,1780
1	100,15	1,00	0,35	64,45	0,1780
1	100,15	1,00	0,35	66,62	0,1832
1	100,15	1,00	0,35	68,75	0,1832
1	100,15	1,00	0,35	70,85	0,1883
1	100,15	1,00	0,35	72,90	0,1883
1	100,15	1,00	0,35	74,92	0,1883
1	100,15	1,00	0,35	76,90	0,1987
1	100,15	1,00	0,35	78,85	0,1987
1	100,15	1,00	0,35	80,75	0,1987
1	100,15	1,00	0,35	82,62	0,2040
1	100,15	1,00	0,35	84,46	0,2040
1	100,15	1,00	0,35	86,26	0,2040
1	100,15	1,00	0,35	88,02	0,2144

1	100,15	1,00	0,35	89,74	0,2144
1	100,15	1,00	0,35	91,43	0,2144
1	100,15	1,00	0,35	93,09	0,2301
1	100,15	1,00	0,35	94,70	0,2353
1	100,15	1,00	0,35	96,29	0,2353
1	100,15	1,00	0,35	97,83	0,2353
1	100,15	1,00	0,35	99,35	0,2575
1	100,15	1,00	0,35	100,82	0,2575
1	100,15	1,00	0,35	102,26	0,2575
1	100,15	1,00	0,35	103,67	0,2575
1	100,15	1,00	0,35	105,04	0,2786
1	100,15	1,00	0,35	106,38	0,2838
1	100,15	1,00	0,35	107,68	0,2838
1	100,15	1,00	0,35	108,95	0,2891
1	100,15	1,00	0,35	110,18	0,2996
1	100,15	1,00	0,35	111,38	0,2996
1	100,15	1,00	0,35	112,54	0,2996
1	100,15	1,00	0,35	113,68	0,3048

Tabela II.6 - Ensaio de fim de vida para a 2ª condição de corte gerada: $v_c = 199,15$ m/min, $a_p = 2,00$ mm e $f = 0,35$ mm/volta

Ensaio	v_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/volta)	Tempo Acumulado (min)	VB_B (mm)
2	199,15	2,00	0,35	0,66	0,2560
2	199,15	2,00	0,35	1,28	0,2619
2	199,15	2,00	0,35	1,87	0,3571

Tabela II.7 - Ensaio de fim de vida para a 3º condição de corte gerada: $v_c = 100,00$ m/min, $a_p = 2,00$ mm e $f = 0,20$ mm/volta

Ensaio	v_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/volta)	Tempo Acumulado (min)	VB_B (mm)
3	100,00	2,00	0,20	1,92	0,0892
3	100,00	2,00	0,20	3,71	0,0952
3	100,00	2,00	0,20	5,38	0,0952
3	100,00	2,00	0,20	6,93	0,1190
3	100,00	2,00	0,20	8,36	0,1190
3	100,00	2,00	0,20	9,66	0,1190
3	100,00	2,00	0,20	10,84	0,1368
3	100,00	2,00	0,20	11,90	0,1368
3	100,00	2,00	0,20	17,77	0,1368
3	100,00	2,00	0,20	23,49	0,1368
3	100,00	2,00	0,20	29,08	0,1368
3	100,00	2,00	0,20	34,52	0,1368
3	100,00	2,00	0,20	39,83	0,1368
3	100,00	2,00	0,20	45,00	0,1474
3	100,00	2,00	0,20	50,02	0,1526
3	100,00	2,00	0,20	54,91	0,1526
3	100,00	2,00	0,20	59,66	0,1526
3	100,00	2,00	0,20	64,28	0,1577
3	100,00	2,00	0,20	68,75	0,1577
3	100,00	2,00	0,20	73,09	0,1682
3	100,00	2,00	0,20	77,30	0,1682
3	100,00	2,00	0,20	81,36	0,1682
3	100,00	2,00	0,20	85,29	0,1787
3	100,00	2,00	0,20	89,09	0,1788

3	100,00	2,00	0,20	92,75	0,1788
3	100,00	2,00	0,20	96,27	0,1788
3	100,00	2,00	0,20	99,66	0,1788
3	100,00	2,00	0,20	102,92	0,1788
3	100,00	2,00	0,20	106,04	0,1788
3	100,00	2,00	0,20	109,03	0,1788
3	100,00	2,00	0,20	111,89	0,1788
3	100,00	2,00	0,20	114,61	0,1788
3	100,00	2,00	0,20	117,21	0,1841
3	100,00	2,00	0,20	119,67	0,1841
3	100,00	2,00	0,20	122,01	0,1841
3	100,00	2,00	0,20	124,21	0,1852
3	100,00	2,00	0,20	126,29	0,1852
3	100,00	2,00	0,20	128,23	0,1852
3	100,00	2,00	0,20	130,05	0,1905
3	100,00	2,00	0,20	131,74	0,1905
3	100,00	2,00	0,20	133,30	0,1947
3	100,00	2,00	0,20	134,74	0,1947
3	100,00	2,00	0,20	136,05	0,1947
3	100,00	2,00	0,20	137,23	0,1947
3	100,00	2,00	0,20	138,28	0,1947
3	100,00	2,00	0,20	144,11	0,1947
3	100,00	2,00	0,20	149,81	0,1947
3	100,00	2,00	0,20	155,33	0,1947
3	100,00	2,00	0,20	160,74	0,1947
3	100,00	2,00	0,20	166,02	0,1947
3	100,00	2,00	0,20	171,15	0,2000
3	100,00	2,00	0,20	176,15	0,2000

3	100,00	2,00	0,20	181,00	0,2000
3	100,00	2,00	0,20	185,71	0,2105
3	100,00	2,00	0,20	190,23	0,2211
3	100,00	2,00	0,20	194,60	0,2263
3	100,00	2,00	0,20	198,84	0,2263
3	100,00	2,00	0,20	202,94	0,2287
3	100,00	2,00	0,20	206,90	0,2340
3	100,00	2,00	0,20	210,73	0,2340
3	100,00	2,00	0,20	214,43	0,2553
3	100,00	2,00	0,20	217,99	0,2553
3	100,00	2,00	0,20	221,42	0,2553
3	100,00	2,00	0,20	224,72	0,2872
3	100,00	2,00	0,20	227,88	0,2872
3	100,00	2,00	0,20	230,91	0,2979

Tabela II.8 - Ensaio de fim de vida para a 4ª condição de corte gerada: $v_c = 127,41$ m/min, $a_p = 1,05$ mm e $f = 0,200$ mm/volta

Ensaio	v_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/volta)	Tempo Acumulado (min)	VB_B (mm)
4	127,41	1,05	0,20	1,50	0,0893
4	127,41	1,05	0,20	2,96	0,0946
4	127,41	1,05	0,20	4,38	0,1104
4	127,41	1,05	0,20	5,74	0,1261
4	127,41	1,05	0,20	7,05	0,1261
4	127,41	1,05	0,20	8,32	0,1261
4	127,41	1,05	0,20	9,54	0,1261
4	127,41	1,05	0,20	10,71	0,1367
4	127,41	1,05	0,20	11,84	0,1367

4	127,41	1,05	0,20	12,91	0,1367
4	127,41	1,05	0,20	13,94	0,1367
4	127,41	1,05	0,20	14,93	0,1367
4	127,41	1,05	0,20	15,86	0,1367
4	127,41	1,05	0,20	16,75	0,1367
4	127,41	1,05	0,20	17,59	0,1419
4	127,41	1,05	0,20	18,39	0,1472
4	127,41	1,05	0,20	19,14	0,1524
4	127,41	1,05	0,20	19,85	0,1524
4	127,41	1,05	0,20	20,51	0,1524
4	127,41	1,05	0,20	25,07	0,1571
4	127,41	1,05	0,20	29,57	0,1571
4	127,41	1,05	0,20	34,01	0,1571
4	127,41	1,05	0,20	38,39	0,1675
4	127,41	1,05	0,20	42,70	0,1675
4	127,41	1,05	0,20	46,96	0,1675
4	127,41	1,05	0,20	51,16	0,1675
4	127,41	1,05	0,20	55,29	0,1728
4	127,41	1,05	0,20	59,37	0,1728
4	127,41	1,05	0,20	63,38	0,1728
4	127,41	1,05	0,20	67,34	0,1728
4	127,41	1,05	0,20	71,23	0,1780
4	127,41	1,05	0,20	75,07	0,1832
4	127,41	1,05	0,20	78,84	0,1832
4	127,41	1,05	0,20	82,56	0,1832
4	127,41	1,05	0,20	86,22	0,1832
4	127,41	1,05	0,20	89,82	0,1832
4	127,41	1,05	0,20	93,36	0,1832

4	127,41	1,05	0,20	96,84	0,1832
4	127,41	1,05	0,20	100,26	0,1885
4	127,41	1,05	0,20	103,62	0,1885
4	127,41	1,05	0,20	106,93	0,2094
4	127,41	1,05	0,20	110,18	0,2094
4	127,41	1,05	0,20	113,37	0,2094
4	127,41	1,05	0,20	116,50	0,2094
4	127,41	1,05	0,20	119,58	0,2195
4	127,41	1,05	0,20	122,60	0,2195
4	127,41	1,05	0,20	125,56	0,2195
4	127,41	1,05	0,20	128,46	0,2195
4	127,41	1,05	0,20	131,31	0,2195
4	127,41	1,05	0,20	134,10	0,2195
4	127,41	1,05	0,20	136,84	0,2247
4	127,41	1,05	0,20	139,52	0,2351
4	127,41	1,05	0,20	142,14	0,2390
4	127,41	1,05	0,20	144,71	0,2390
4	127,41	1,05	0,20	147,22	0,2494
4	127,41	1,05	0,20	152,08	0,2619
4	127,41	1,05	0,20	154,42	0,2737
4	127,41	1,05	0,20	156,71	0,2798
4	127,41	1,05	0,20	158,95	0,2798
4	127,41	1,05	0,20	161,13	0,2798
4	127,41	1,05	0,20	163,26	0,2798
4	127,41	1,05	0,20	165,33	0,2798
4	127,41	1,05	0,20	167,35	0,2917
4	127,41	1,05	0,20	169,31	0,2917
4	127,41	1,05	0,20	171,22	0,2976

4	127,41	1,05	0,20	173,08	0,3036
---	--------	------	------	--------	--------

Tabela II.9 - Ensaio de fim de vida para a 5ª condição de corte gerada: $v_c = 200,00$ m/min, $a_p = 2,00$ mm e $f = 0,35$ mm/volta

Ensaio	v_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/volta)	Tempo Acumulado (min)	VB_B (mm)
5	200,00	2,00	0,35	0,78	0,2181
5	200,00	2,00	0,35	1,54	0,2500
5	200,00	2,00	0,35	2,25	0,2820
5	200,00	2,00	0,35	2,93	0,3120

Tabela II.10 - Ensaio de fim de vida para a 6ª condição de corte gerada: $v_c = 100,00$ m/min, $a_p = 1,00$ mm e $f = 0,20$ mm/volta

Ensaio	v_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/volta)	Tempo Acumulado (min)	VB_B (mm)
6	100,00	1,00	0,20	2,24	0,0798
6	100,00	1,00	0,20	4,41	0,0851
6	100,00	1,00	0,20	6,52	0,1064
6	100,00	1,00	0,20	8,57	0,1170
6	100,00	1,00	0,20	10,55	0,1224
6	100,00	1,00	0,20	12,46	0,1224
6	100,00	1,00	0,20	14,31	0,1224
6	100,00	1,00	0,20	16,10	0,1224
6	100,00	1,00	0,20	17,82	0,1224
6	100,00	1,00	0,20	19,48	0,1264
6	100,00	1,00	0,20	21,07	0,1264
6	100,00	1,00	0,20	22,61	0,1264
6	100,00	1,00	0,20	24,08	0,1264

6	100,00	1,00	0,20	26,83	0,1422
6	100,00	1,00	0,20	28,11	0,1422
6	100,00	1,00	0,20	29,34	0,1422
6	100,00	1,00	0,20	30,50	0,1422
6	100,00	1,00	0,20	31,59	0,1422
6	100,00	1,00	0,20	32,63	0,1422
6	100,00	1,00	0,20	33,61	0,1422
6	100,00	1,00	0,20	39,41	0,1477
6	100,00	1,00	0,20	50,80	0,1583
6	100,00	1,00	0,20	56,38	0,1583
6	100,00	1,00	0,20	61,89	0,1583
6	100,00	1,00	0,20	67,33	0,1583
6	100,00	1,00	0,20	72,68	0,1583
6	100,00	1,00	0,20	77,97	0,1583
6	100,00	1,00	0,20	83,18	0,1583
6	100,00	1,00	0,20	93,38	0,1636
6	100,00	1,00	0,20	98,38	0,1636
6	100,00	1,00	0,20	103,30	0,1636
6	100,00	1,00	0,20	108,14	0,1636
6	100,00	1,00	0,20	112,92	0,1636
6	100,00	1,00	0,20	117,62	0,1636
6	100,00	1,00	0,20	122,25	0,1636
6	100,00	1,00	0,20	131,30	0,1847
6	100,00	1,00	0,20	135,71	0,1847
6	100,00	1,00	0,20	140,06	0,1847
6	100,00	1,00	0,20	144,33	0,1847
6	100,00	1,00	0,20	148,53	0,1847
6	100,00	1,00	0,20	152,66	0,1847

6	100,00	1,00	0,20	160,72	0,1900
6	100,00	1,00	0,20	164,64	0,1900
6	100,00	1,00	0,20	168,49	0,1900
6	100,00	1,00	0,20	172,28	0,1900
6	100,00	1,00	0,20	175,99	0,1900
6	100,00	1,00	0,20	179,63	0,1900
6	100,00	1,00	0,20	186,72	0,1952
6	100,00	1,00	0,20	190,16	0,1952
6	100,00	1,00	0,20	193,53	0,1952
6	100,00	1,00	0,20	196,83	0,1952
6	100,00	1,00	0,20	206,33	0,2005
6	100,00	1,00	0,20	209,37	0,2005
6	100,00	1,00	0,20	212,33	0,2005
6	100,00	1,00	0,20	215,23	0,2005
6	100,00	1,00	0,20	223,53	0,2163
6	100,00	1,00	0,20	231,24	0,2322
6	100,00	1,00	0,20	238,36	0,2328
6	100,00	1,00	0,20	240,60	0,2328
6	100,00	1,00	0,20	242,78	0,2328
6	100,00	1,00	0,20	244,90	0,2328
6	100,00	1,00	0,20	254,52	0,2434
6	100,00	1,00	0,20	256,25	0,2434
6	100,00	1,00	0,20	257,92	0,2434
6	100,00	1,00	0,20	259,53	0,2434
6	100,00	1,00	0,20	261,08	0,2434
6	100,00	1,00	0,20	262,57	0,2434
6	100,00	1,00	0,20	269,06	0,2540
6	100,00	1,00	0,20	270,18	0,2540

6	100,00	1,00	0,20	271,24	0,2540
6	100,00	1,00	0,20	272,23	0,2540
6	100,00	1,00	0,20	273,17	0,2540
6	100,00	1,00	0,20	290,36	0,2577
6	100,00	1,00	0,20	295,94	0,2577
6	100,00	1,00	0,20	301,45	0,2577
6	100,00	1,00	0,20	306,88	0,2577
6	100,00	1,00	0,20	322,74	0,2734
6	100,00	1,00	0,20	327,88	0,2734
6	100,00	1,00	0,20	332,94	0,2734
6	100,00	1,00	0,20	337,94	0,2734
6	100,00	1,00	0,20	342,85	0,2734
6	100,00	1,00	0,20	347,70	0,2734
6	100,00	1,00	0,20	352,48	0,2734
6	100,00	1,00	0,20	366,37	0,2892
6	100,00	1,00	0,20	383,89	0,3050