

JAIRO DE ALMEIDA MONTALVÃO

**DETERMINAÇÃO DA USINABILIDADE DOS  
AÇOS FERRAMENTAS N2711M E VPATLAS NO  
FRESAMENTO DE TOPO**



Universidade Federal de Uberlândia

Faculdade de Engenharia Mecânica

2014

**JAIRO DE ALMEIDA MONTALVÃO**

**DETERMINAÇÃO DA USINABILIDADE DOS AÇOS  
FERRAMENTAS N2711M E VPATLAS NO FRESAMENTO  
DE TOPO**

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Álisson Rocha Machado

**Uberlândia – MG**

**2014**

**JAIRO DE ALMEIDA MONTALVÃO**

**DETERMINAÇÃO DA USINABILIDADE DOS AÇOS FERRAMENTAS N2711M E  
VPATLAS NO FRESAMENTO DE TOPO**

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. Adriano Fagali de Souza – UFSC – Joinville

---

Prof. Ph.D. Márcio Bacci da Silva – UFU

UBERLÂNDIA, 28 DE JULHO DE 2014.

Dedico este trabalho à minha esposa Lucila, aos meus filhos João Lucas e Marcos Felipe, à minha sogra Débora, aos meus irmãos Jaine, Josilane, Fábio e Flebson, ao meu padrasto Francisco e principalmente à minha mãe Benedita, que sempre foi o meu alicerce, e fez de tudo para que esse sonho se tornasse realidade.

## AGRADECIMENTOS

- Primeiramente à Deus, pelo dom da vida, pela saúde e sabedoria a mim concedida.
- À Universidade Federal de Uberlândia e à Faculdade de Engenharia Mecânica pela oportunidade de realizar este Curso.
- Ao Prof. Dr. Álisson Rocha Machado, pela orientação, suporte técnico, amizade e dedicação para concretização deste trabalho.
- Ao professor Dr. Marcus Antônio Viana Duarte pelo desenvolvimento do programa de otimização da fórmula de Taylor e ajuda na interpretação dos resultados.
- À VILLARES METALS S/A, pela doação do material utilizado neste trabalho, na pessoa de José Britti Bacalhau.
- Ao Dr. Celso Antônio Barbosa pela sugestão deste trabalho quando ainda funcionário da Villares Metals, hoje no Cimatec, e por todo o auxílio prestado na caracterização dos materiais envolvidos neste estudo.
- Ao Cimatec (Bahia) pelo auxílio dos laboratórios na caracterização dos materiais e ensaios de dureza.
- Aos professores Éder Silva Costa, Rosemar Batista da Silva, Marcio Bacci da Silva e Gilmar Guimarães que não mediram esforço em ajudar dentro de suas possibilidades.
- Aos amigos Armando Marques, Igor Cesar e Janaina Geisler que sempre ajudaram nas realizações dos ensaios e programa de otimização.
- Ao IC Victor Hugo Serafim Rubim pelo auxílio na programação do labVIEW
- Aos técnicos de laboratório Claudio Nascimento, Lázaro Henrique e Eurípedes Barsanulfo da Universidade Federal de Uberlândia pelo apoio técnico.
- Aos técnicos de laboratório ILDO Borges do instituto de química e Ângela Maria da Silva Andrade do LTM pela ajuda prestada.
- A todos os laboratórios da FEMEC que estiveram de portas abertas para realização deste trabalho.
- A colega Mário Cesar dos Santos Júnior pelo apoio dado no ingresso ao mestrado.
- Ao Instituto Federal do Espírito Santo (IFES) pela licença concedida para realização deste trabalho.
- Aos amigos de laboratório, Alcione, Cleudes, Luciano Fernandes, Daniel, Janaina Aparecida, Marcília, Roberto Reis, Ricardo Augusto, Ricardo Moura, André Grub, Ivanilson, Saimon e demais aqui não mencionados pela convivência e amizade.
- Ao CNPq, CAPES e FAPEMIG pelo incentivo através da concessão de bolsa de estudo durante o mestrado.

MONTALVAO, J. A. – “**Determinação da Usinabilidade dos Aços - Ferramentas N2711M e VPATLAS no Fresamento de Topo**”, 2014. 169f, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG.

## Resumo

A expansão do setor de moldes e matrizes nas últimas décadas aliada a novas tecnologias e competitividade entre os fabricantes de moldes plásticos, faz com que as indústrias metalúrgicas do setor tenham a necessidade de produzir novos materiais para atender o mercado com menor custo. Como na fabricação de moldes e matrizes o maior custo está relacionado ao processo de usinagem, cada material desenvolvido se faz necessário um estudo detalhado de sua usinabilidade, determinando suas características de fabricação, visando um melhor desempenho do processo com economia. Este trabalho tem como objetivo determinar a usinabilidade de dois aços-ferramentas utilizados na fabricação de moldes e matrizes, o aço N2711M, classificado como um aço martensítico, e o aço VPATLAS, classificado como um aço bainítico. As características de usinabilidade dos aços estudados foram determinadas através de ensaios de vida da ferramenta, determinada utilizando um programa de otimização para definir os coeficientes da equação expandida de Taylor, força de usinagem, torque, potência, acabamento superficial e análise de cavacos, no fresamento de topo com ferramentas de metal duro revestidas. Os resultados encontrados nos ensaios permitiram comparações entre a usinabilidade dos dois materiais, onde foi possível concluir que em termos de vida da ferramenta o aço N2711M apresentou melhor desempenho. Entretanto, em ambos os materiais a vida da ferramenta foi reduzida para maiores avanços. Com relação ao acabamento superficial e força de corte os resultados não apresentaram diferenças significativas. Esses resultados são muito importantes para a indústria de moldes e matrizes que utiliza esses aços e para as empresas que produzem esses tipos de materiais.

---

*Palavras Chave: Fresamento; Equação expandida de Taylor; Aços endurecidos; Otimização do número de testes de vida das ferramentas; Força de usinagem; Acabamento superficial.*

MONTALVAO, J. A. – “**Determination of the Machinability of Tool Steels N2711M and VPATLAS in End Milling operation**”, 2014. 169f, Master Dissertation, Federal University of Uberlândia, Uberlândia – MG.

### Abstract

The expansion of mold and die sector in the last decades together with new technologies and manufacturer competitiveness demand the development of new materials by the metallurgical industries to supply the market with lower cost. When manufacturing mold and dies the highest cost is related to the machining process, therefore each developed material demands a complete study of its machinability, determining its manufacturing characteristics, envisaging a better performance of the process with economy. The objective of the present work is to determine the machinability of two tool steels used for manufacturing of mold and dies, the N2711M, classified as a martensitic steel, and VPATLAS, classified as a bainitic steel. The machining characteristics of these two steels were determined by tool life tests, using an optimization program to determine the coefficients of the Expanded Taylor's equation, machining forces, torque, power consumption, surface roughness and analysis of the swarfs when end milling them with coated cemented carbide tools. The results allowed comparisons of the machinability of the materials and it was possible to conclude that in terms of tool life the N2711 steel presented better performance. However, for both materials, lower tool lives were achieved for higher feed rates. As to the surface roughness and machining forces, the results did not show significant differences. These are important results for the mold and die industry that normally uses these steels and also for the tool steel makers.

---

*Keywords: End milling; Expanded Taylor equation; Hardened steels; Optimization of the number of tool life tests; Machining forces; Surface roughness*

## LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1.1 – Análises de custos de parte de um lote de 250.000 peças da indústria automotiva (BOULJELBENE et al., 2004) .....	2
FIGURA 2.1 – Cadeia de manufatura de moldes e matrizes (SOUZA e BONETTI, 2008) .....	7
FIGURA 2.2 – Principais requisitos em aços para moldes plásticos (VILLARES METALS, 2012).....	9
FIGURA 2.3 – Força de usinagem e suas componentes (a) processos de torneamento (b) processos de fresamento (MACHADO, et al., 2011, p 94). .....	20
FIGURA 2.4 – Regiões onde é gerado o calor durante a formação de cavacos (MACHADO, et al., 2011, p 137). .....	22
FIGURA 2.5 – Mecanismo de formação de cavacos (ROHLOFF, 2012).....	26
FIGURA 2.6– Formas de cavacos produzidos na usinagem de metais (ISO, 1993) .....	26
FIGURA 2.7 – Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte (MACHADO et al., 2011).....	29
FIGURA 2.8 – Mecanismos de desgaste das ferramentas de com em função da temperatura (MACHADO et al., 2011).....	30
FIGURA 2.9 – Mecanismos de desgastes que ocorrem na ferramenta de corte (TRENT e WRIGTH, 2000 apud SOUSA, 2006) .....	31
FIGURA 2.10 – Representação de corte interrompido em um processo de fresamento frontal indicando as fases ativa e inativa da aresta de corte. .....	34
FIGURA 2.11– Variação cíclica da temperatura de corte no processo de corte interrompido (PALMAI. 1987) .....	35
FIGURA 2.12 – Distribuição da temperatura e de tensões em pastilhas de metal duro no corte interrompido (FERRARESI, 1977).....	36
FIGURA 2.13 – Sulcos desenvolvidos em forma de pente (FERRARESI, 1977) .....	37
FIGURA 2.14 – Comportamento do desgaste uma ferramenta de corte em função do tempo de corte (SILVA, 2010).....	39
FIGURA 2.15 – Parâmetros utilizados para medir os desgastes em fresas de topo e brocas de aço rápido (ISO 8688-2, 1989) .....	40
FIGURA 2.16 – Construção da curva de vida da ferramenta, $T \times v_c$ a) curvas de desgaste em função do tempo de usinagem ( $V_B \times T$ ), b) curva de vida da ferramenta ( $T \times v_c$ ) para $v_{b_b}=0,8$ mm (MACHADO et al, 1999) .....	41
FIGURA 2.17 – Escala bilogarítmica da curva de vida da ferramenta (MILAN, 1999).....	42
FIGURA 2.18 – Materiais detalhados para ferramentas de corte (MACHADO et al., 2004) .46	

FIGURA 2.19 – A figura (a) demonstra um fresamento cilíndrico tangencial (b) fresamento cilíndrico frontal (EBAH, 2006-2013).....	49
FIGURA 2.20 – Representação esquemática do fresamento concordante (CIMM, 2013)....	50
FIGURA 2.21 – Representação do fresamento discordante (CIMM, 2013).....	51
FIGURA 2.22 – Representação da rugosidade $R_z$ (NBR ISO 4287, 2002) .....	55
FIGURA 2.23 – Demonstração da rugosidade $R_t$ (RIBEIRO, 2007).....	56
FIGURA 2.24 – (a) compensação em hélice, (b) varredura de direção alternada e (c) varredura unidirecional (TOH, 2004a) .....	59
FIGURA 2.25 – Caminhos que podem ser percorrido em superfícies inclinadas com fresa de topo esférico (KO et al., 2001).....	60
FIGURA 3.1 – Fluxograma das atividades desenvolvidas.....	62
FIGURA 3.2 – Ferramentas de corte utilizadas – a) suportes para testes vida e força; b) insertos usados nos suportes para os testes.....	65
FIGURA 3.3 – Trajetória da ferramenta de corte.....	66
FIGURA 3.4 – Fluxograma dos procedimentos de otimização do programa e determinação dos coeficientes da expandida de Taylor .....	67
FIGURA 3.5 – Estereomicroscópio SZ6145TR – OLYMPUS .....	70
FIGURA 3.6 – Conjunto MEV e EDS para análise das ferramentas.....	70
FIGURA 3.7 – Sistema de aquisição de sinais através do dinamômetro rotativo KISTLER .	72
FIGURA 4.1 – Microestrutura dos materiais analisados.....	73
FIGURA 4.2 – Desgaste de flanco máximo ( $VB_{BMÁX}$ ) em função do tempo de usinagem para ambos os materiais. condição 01: $v_c = 120,09$ m/min, $f_z = 0,053$ mm e $a_p = 2,0$ mm; $a_e = 25$ mm.....	77
FIGURA 4.3 – Desgaste de flanco máximo ( $VB_{BMÁX}$ ) em função do tempo de usinagem para ambos os materiais. condição 02: $v_c = 215,43$ m/min, $f_z = 0,15$ mm e $a_p = 2,0$ mm; $a_e = 25$ mm.....	78
FIGURA 4.4 – Desgaste de flanco máximo ( $VB_{BMÁX}$ ) em função do tempo de usinagem para ambos os materiais. condição 03: $v_c = 126,83$ m/min, $f_z = 0,15$ mm e $a_p = 1,0$ mm; $a_e = 25$ mm.....	79
FIGURA 4.5 – Desgaste de flanco máximo ( $VB_{BMÁX}$ ) em função do tempo de usinagem para ambos os materiais. condição 04: $v_c = 126,83$ m/min, $f_z = 0,15$ mm e $a_p = 1,00$ mm; $a_e = 25$ mm.....	80
FIGURA 4.6 – Comparação do volume de material removido no fresamento frontal do material I e material II em função das condições de corte (ensaio 01: $v_c = 120,094$ m/min, $f_z = 0,053$ mm e $a_p = 2,000$ mm; ensaio 02: $v_c = 215,433$ m/min, $f_z = 0,150$ mm/dente e $a_p = 2,00$ mm; ensaio 03: $v_c = 126,829$ m/min, $f_z = 0,150$ mm/dente e $a_p =$	

1,002 mm; ensaio 04: $v_c = 213,765$ m/min, $f_z = 0,053$ mm/dente e $a_p = 1,017$ mm ) ( $a_e = 25$ mm para todas condições) .....	81
FIGURA 4.7 – Comportamento de todos coeficientes de variação da equação para os ensaios realizados no material I .....	83
FIGURA 4.8 – Resultado da réplica do ensaio 09 do material I .....	84
FIGURA 4.9 – Gráfico de curvas do desgaste medido e desgaste calculado em função do tempo, para o 11º ensaio do material I : $v_c = 120,004$ m/min, $f_z = 0,050$ mm/dente $a_p = 1,103$ mm; $a_e = 25$ mm .....	85
FIGURA 4.10 – Gráfico do desgaste medido e desgaste calculado nas condições do ensaio aleatório para o material I. $v_c = 175$ m/min; $f_z = 0,08$ mm/dente; $a_p = 1,0$ mm e $a_e = 25$ mm.....	86
FIGURA 4.11 – Comportamento dos coeficientes de variação da equação para os ensaios realizados no material II .....	88
FIGURA 4.12 – Resultado da réplica do ensaio 07 do material II.....	88
FIGURA 4.13 – Gráfico de curvas do desgaste medido e desgaste calculado para o 10º ensaio do material II : $v_c = 190,519$ m/min, $f_z = 0,150$ mm/dente $a_p = 2,000$ mm e $a_e = 25$ mm.....	89
FIGURA 4.14 – Gráfico do desgaste medido e desgaste calculado nas condições do ensaio aleatório para o material II. $v_c = 175$ m/min; $f_z = 0,08$ mm/dente $a_p = 1,00$ mm e $a_e = 25$ mm.....	90
FIGURA 4.15 – Comparação do tempo de vida da ferramenta entre o material I e material II em função das condições de corte (ensaio 01: $v_c = 120,094$ m/min, $f_z = 0,053$ mm/dente e $a_p = 2,000$ mm; ensaio 02: $v_c = 215,43$ m/min, $f_z = 0,150$ mm/dente e $a_p = 2,00$ mm; ensaio 03: $v_c = 126,829$ m/min, $f_z = 0,150$ mm/dente e $a_p = 1,002$ mm; ensaio 04: $v_c = 213,765$ m/min, $f_z = 0,053$ mm/dente e $a_p = 1,017$ mm) ( $a_e = 25$ mm para todas condições).....	91
FIGURA 4.16 – Curva de taylor expandida do tempo de vida da ferramenta em função da velocidade de corte para ambos os materiais. condições de corte $f_z = 0,08$ mm/dente; $a_p = 1,000$ mm; $a_e = 12$ mm; $VB_{BMÁX} = 0,35$ mm .....	93
FIGURA 4.17 – Curva expandida de Taylor do tempo de vida da ferramenta em função do avanço por dente para ambos os materiais. condições de corte $v_c = 175$ m/min; $a_p = 1,000$ mm e $a_e = 12$ mm .....	94
FIGURA 4.18 – Superfície de folga das ferramentas utilizadas na usinagem do material I e do material II para o ensaio de vida 01 ( $v_c = 120,094$ m/min, $f_z = 0,053$ mm/dente; $a_p = 2,000$ mm e $a_e = 25$ mm).....	96

FIGURA 4.19 - Resultado do EDS na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material I para o ensaio 01.....	97
FIGURA 4.20 – Resultado do EDS na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material II para o ensaio 01.....	97
FIGURA 4.21 – Superfície de folga das ferramentas utilizadas na usinagem do material I e do material II para o ensaio 02 ( $v_c = 215,43$ m/min, $f_z = 0,150$ mm; $a_p= 2,00$ mm e $a_e = 25$ mm).....	98
FIGURA 4.22 – Resultado do eds na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material I para o ensaio 02 .....	99
FIGURA 4.23 – Resultado do EDS na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material II para o ensaio 02.....	99
FIGURA 4.24 – Superfície de folga das ferramentas utilizadas na usinagem do material I e do material II para o ensaio de vida 03 ( $v_c = 126,829$ m/min, $f_z = 0,150$ mm; $a_p= 1,002$ mm e $a_e = 25$ mm).....	100
FIGURA 4.25 – Resultado do EDS na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material I para o ensaio 03.....	101
FIGURA 4.26 – Resultado do eds na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material II para o ensaio 03 .....	101
FIGURA 4.27 – Comparaçao da superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material I e do material II para o ensaio de vida 04 ( $v_c = 213,765$ m/min, $f_z = 0,053$ mm; $a_p= 1,017$ mm e $a_e = 25$ mm ).....	102
FIGURA 4.28 – Resultado do EDS na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material I para o ensaio 04.....	103
FIGURA 4.29 – Resultado do EDS na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material II para o ensaio 04.....	103
FIGURA 4.30 – Comparaçao da superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material I e do material II para o ensaio 01 ( $v_c =120,094$ m/min, $f_z = 0,053$ mm; $a_p= 2,000$ mm e $a_e = 25$ mm ).....	104
FIGURA 4.31 – Resultado do EDS na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material I para o ensaio 01.....	105
FIGURA 4.32 – Resultado do EDS na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material II para o ensaio 01.....	105
FIGURA 4.33 – Comparaçao da superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material I e do material II para o ensaio 02 ( $v_c = 215,43$ m/min, $f_z = 0,150$ mm; $a_p= 2,00$ mm e $a_e = 25$ mm).....	106

FIGURA 4.34 – Resultado do EDS na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material I para o ensaio 02.....	107
FIGURA 4.35 – Resultado do EDS na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material II para o ensaio 02.....	107
FIGURA 4.36 – Comparação da superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material I e do material II para o ensaio 03 (: $v_c = 126,829$ m/min, $f_z = 0,150$ mm; $a_p = 1,002$ mm e $a_e = 25$ mm).....	108
FIGURA 4.37 – Resultado do EDS na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material I para o ensaio 03.....	108
FIGURA 4.38 – Resultado do EDS na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material II para o ensaio 03.....	109
FIGURA 4.39 – Comparação da superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material I e do material II para o ensaio 04 ( $v_c = 213,765$ m/min, $f_z = 0,053$ mm; $a_p = 1,017$ mm e $a_e = 25$ mm).....	110
FIGURA 4.40 – Resultado do EDS na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material II para o ensaio 04.....	110
FIGURA 4.41- Gráfico da força $F_x$ para um intervalo de tempo de 1s .....	111
FIGURA 4.42 – Gráfico da força $F_x$ para o intervalo de 0,05s .....	112
FIGURA 4.43 – Direções das componentes de forças e torque do dinamômetro rotativo KISTLER.....	112
FIGURA 4.44 – Componentes das forças de usinagem: $F_x$ , $F_y$ e $F_z$ em função da variação da velocidade de corte (m/min) do material I. condições de corte: $f_z = 0,08$ mm; $a_p=1,0$ mm; $a_e = 12$ mm.....	113
FIGURA 4.45 – Componentes das forças de usinagem: $F_x$ , $F_y$ e $F_z$ em função da variação da velocidade de corte (m/min) do material II. condições de corte: $f_z = 0,08$ mm; $a_p=1,0$ mm e $a_e = 12$ mm.....	114
FIGURA 4.46 – Comparação das componentes das forças de usinagem: $F_x$ , $F_y$ e $F_z$ em função da variação da velocidade de corte (m/min) do material I e do material II. condições de corte: $f_z = 0,08$ mm; $a_p=1,00$ mm e $a_e = 12$ mm.....	115
FIGURA 4.47 – Comparação das componentes das forças de usinagem: $F_x$ , $F_y$ e $F_z$ em função da variação do avanço por dente (mm) do material I e do material II. condições de corte: $v_c = 175$ m/min; $a_p=1,0$ mm e $a_e = 12$ mm.....	116
FIGURA 4.48 – Comparação da força de corte ( $F_x$ ) em função da variação do avanço por dente (mm) do material I e do material II. condições de corte: $v_c = 175$ m/min; $a_p=1,0$ mm; e $a_e = 12$ mm.....	116

FIGURA 4.49 – Torque (Mz) em função da velocidade de corte para o material I e material II. condições de corte: $v_c = 175$ m/min; $a_p = 1,00$ mm e $a_e = 12$ mm.....	117
FIGURA 4.50 – Comparaçao do torque (Mz) em função da variação do avanço por dente para o material I e material II. condições de corte: $v_c = 175$ m/min; $a_p = 1,00$ mm e $a_e = 12$ mm.....	118
FIGURA 4.51 – Rugosidade (Ra, Rz, Rq e Rt) em função da velocidade de corte (m/min) para o material I. condições de corte: $f_z = 0,08$ mm/dente; $a_p = 1,00$ mm e $a_e = 12$ mm .....	119
FIGURA 4.52 – Rugosidade (Ra, Rz, Rq e Rt) em função da velocidade de corte (m/min) para o material II. condições de corte: $f_z = 0,08$ mm/dente; $a_p = 1,00$ mm e $a_e = 12$ mm .....	119
FIGURA 4.53 – Rugosidade Ra de ambos os materiais em função da velocidade de corte: condições de corte: $f_z = 0,08$ mm/dente; $a_p = 1,00$ mm e $a_e = 12$ mm.....	121
FIGURA 4.54 – Rugosidade (Ra,) Em função do avanço por dente para o material I e material II. condições de corte: $v_c = 175$ m/min e $a_p = 1,00$ mm; $a_e = 12$ mm .....	122
FIGURA 4.55 – Rugosidade (Rq) em função do avanço por dente para o material I e material II. condições de corte: $v_c = 175$ m/min; $a_p = 1,00$ mm e $a_e = 12$ mm .....	123
FIGURA 4.56 – Rugosidade (Rz) em função do avanço por dente para o material I e material II. condições de corte: $v_c = 175$ m/min; $a_p = 1,00$ mm e $a_e = 12$ mm .....	123
FIGURA 4.57 – Rugosidade (Rt) em função do avanço por dente para o material I e material II. condições de corte: $v_c = 175$ m/min; $a_p = 1,00$ mm e $a_e = 12$ mm .....	124
FIGURA 4.58 – Fotos de cavacos do material I e material II. condição (ensaio 01: $v_c = 120,094$ m/min, $f_z = 0,053$ mm e $a_p = 2,00$ mm; ensaio 02: $v_c = 215,43$ m/min, $f_z = 0,150$ mm e $a_p = 2,00$ mm; ensaio 03: $v_c = 126,83$ m/min, $f_z = 0,150$ mm e $a_p = 1,002$ mm; ensaio 04: $v_c = 213,765$ m/min, $f_z = 0,053$ mm e $a_p = 1,017$ mm ) ( $a_e = 12$ mm para todas condições).....	126

## LISTA DE TABELAS

TABELA 2.1– Classificação dos aços ferramentas de sua identificação segundo a AISI (SILVA e MEI, 2010) .....	10
TABELA 2.2 – Valores recomendados referentes aos comprimentos de amostragem e de avaliação (ISO 4288, 1996 apud MACHADO 2011) .....	54
TABELA 2.3 – Requisitos de tolerância para moldes e matrizes (FALLBÖHMER, 2000).....	57
TABELA 3.1 – Característica dos materiais .....	63
TABELA 3.2 – Composição química dos materiais (% em massa) .....	63
TABELA 3.3 – Número de testes e condições gerados pelo programa para o material I ..	69
TABELA 3.4 – Número de testes e condições gerados pelo programa para o material II ..	69
TABELA 4.1 – Dureza dos aços para moldes e matrizes N2711M e VPATLAS.....	75
TABELA 4.2 – Resultado do ensaio de tração para os aços em estudo .....	75
TABELA 4.3 – Coeficientes da fórmula expandida de Taylor para o material I após 11 ensaios .....	82
TABELA 4.4 – Desvio padrão dos coeficientes da fórmula expandida de Taylor do material I .....	82
TABELA 4.5 – Coeficientes da fórmula expandida de Taylor para o material II após 10 ensaios .....	87
TABELA 4.6 – Desvio padrão dos coeficientes da fórmula expandida de Taylor do material II .....	87
TABELA 6.1– Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I: $v_c = 120,0943\text{m/min}$ , $f_z=0,0532\text{mm/dente}$ ; $a_p=1,9981\text{mm}$ e $a_e=25\text{ mm}$ .....	140
TABELA 6.2 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I: $v_c = 215,4327\text{m/min}$ , $f_z=0,1468\text{mm/dente}$ ; $a_p=1,9998\text{mm}$ e $a_e=25\text{ mm}$ .....	140
TABELA 6.3 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I: $v_c = 126,8296\text{ m/min}$ , $f_z= 0,1488\text{ mm/dente}$ ; $a_p=1,0017\text{mm}$ e $a_e=25\text{ mm}$ .....	141
TABELA 6.4 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I: $v_c = 213,7646\text{ m/min}$ , $f_z= 0,0532\text{ mm/dente}$ ; $a_p=1,0174\text{mm}$ e $a_e=25\text{ mm}$ .....	141
TABELA 6.5 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I: $v_c = 227,7199\text{ m/min}$ , $f_z= 0,0500\text{ mm/dente}$ ; $a_p = 1,9996\text{mm}$ e $a_e=25\text{ mm}$ .....	141

TABELA 6.6 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I: $v_c = 227,4094\text{m/min}$ , $f_z = 0,1500 \text{ mm/dente}$ ; $a_p = 1,0000\text{mm}$ e $a_e=25 \text{ mm}$ .....	142
TABELA 6.7 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I: $v_c = 225,2917\text{m/min}$ , $f_z = 0,0504\text{mm/dente}$ ; $a_p = 1,0000\text{mm}$ e $a_e=25 \text{ mm}$ .....	142
TABELA 6.8 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I: $v_c = 120,0000\text{m/min}$ , $f_z=0,1500 \text{ mm/dente}$ ; $a_p = 2,0000\text{mm}$ e $a_e=25 \text{ mm}$ .....	142
TABELA 6.9 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I: $v_c = 130,1994 \text{ m/min}$ , $f_z=0,0504 \text{ mm/dente}$ ; $a_p = 2,0000\text{mm}$ e $a_e=25 \text{ mm}$ .....	143
TABELA 6.10 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I: $v_c = 120,0000\text{m/min}$ , $f_z=0,0501 \text{ mm/dente}$ ; $a_p = 1,0000\text{mm}$ e $a_e=25 \text{ mm}$ .....	143
TABELA 6.11 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I: $v_c = 120,0036\text{m/min}$ , $f_z=0,0502 \text{ mm/dente}$ ; $a_p = 1,1028\text{mm}$ e $a_e=25 \text{ mm}$ .....	144
TABELA 6.12 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I: $v_c = 120,0943\text{m/min}$ , $f_z=0,0532\text{mm/dente}$ ; $a_p=1,9981\text{mm}$ e $a_e=25 \text{ mm}$ .....	144
TABELA 6.13 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I: $v_c = 215,4327\text{m/min}$ , $f_z=0,1468\text{mm/dente}$ ; $a_p=1,9998\text{mm}$ e $a_e=25 \text{ mm}$ .....	145
TABELA 6.14 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I: $v_c = 126,8296 \text{ m/min}$ , $f_z= 0,1488 \text{ mm/dente}$ ; $a_p=1,0017\text{mm}$ e $a_e=25 \text{ mm}$ .....	145
TABELA 6.15 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material II: $v_c = 213,7646 \text{ m/min}$ , $f_z= 0,0532 \text{ mm/dente}$ ; $a_p=1,0174\text{mm}$ e $a_e=25 \text{ mm}$ .....	145
TABELA 6.16 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material II: $v_c = 120,0000 \text{ m/min}$ , $f_z= 0,0150 \text{ mm/dente}$ ; $a_p=2,0000\text{mm}$ e $a_e=25 \text{ mm}$ .....	145
TABELA 6.17 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material II: $v_c = 120,0000 \text{ m/min}$ , $f_z= 0,01500 \text{ mm/dente}$ ; $a_p=1,0000\text{mm}$ e $a_e=25 \text{ mm}$ .....	146

TABELA 6.18 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material II: $v_c = 130,2058\text{m/min}$ , $f_z = 0,0502\text{mm/dente}$ ; $a_p = 2,0000\text{mm}$ e $a_e = 25\text{ mm}$ .....	146
TABELA 6.19 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material II: $v_c = 229,0354\text{ m/min}$ , $f_z = 0,1500\text{mm/dente}$ ; $a_p = 1,9984\text{mm}$ e $a_e = 25\text{ mm}$ .....	146
TABELA 6.20 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material II: $v_c = 227,9008\text{m/min}$ , $f_z = 0,1499\text{mm/dente}$ ; $a_p = 1,9968\text{mm}$ e $a_e = 25\text{ mm}$ .....	147
TABELA 6.21 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material II: $v_c = 190,5190\text{m/min}$ , $f_z = 0,1500\text{mm/dente}$ ; $a_p = 1,9996\text{mm}$ e $a_e = 25\text{ mm}$ .....	147
TABELA 6.22 – Resultado de força de corte, força de avanço força passiva e torque para o material I em função da velocidade de corte( $f_z = 0,08\text{ mm/dente}$ ; $a_p = 1,000\text{ mm}$ e $a_e = 12\text{ mm}$ ).....	147
TABELA 6.23 – Resultado de força de corte, força de avanço força passiva e torque para o material I em função do avanço por dente( $v_c = 175\text{ m/min}$ ; $1,000\text{ mm}$ e $a_e = 12\text{ mm}$ ).....	147
TABELA 6.24 – Resultado de força de corte, força de avanço, força passiva e torque para o material II em função da velocidade de corte( $f_z = 0,08\text{ mm/dente}$ ; $a_p = 1,000\text{ mm}$ e $a_e = 12\text{ mm}$ ).....	148
TABELA 6.25 – Resultado de força de corte, força de avanço, força passiva e torque para o material II em função do avanço por dente( $v_c = 175\text{ m/min}$ ; $1,000\text{ mm}$ e $a_e = 12\text{ mm}$ ). .....	148
TABELA 6.26 – Resultado das rugosidades para o material I em função da velocidade de corte( $f_z = 0,08\text{ mm/dente}$ ; $a_p = 1,000\text{ mm}$ e $a_e = 12\text{ mm}$ ).....	149
TABELA 6.27 – Resultado das rugosidades para o material I em função do avanço por dente ( $v_c = 175\text{ m/min}$ ; $1,000\text{ mm}$ e $a_e = 12\text{ mm}$ ).....	149
TABELA 6.28 – Resultado das rugosidades para o material II em função da velocidade de corte( $f_z = 0,08\text{ mm/dente}$ ; $a_p = 1,000\text{ mm}$ e $a_e = 12\text{ mm}$ ).....	149
TABELA 6.29 – Resultado das rugosidades para o material II em função do avanço por dente ( $v_c = 175\text{ m/min}$ ; $1,000\text{ mm}$ e $a_e = 12\text{ mm}$ ) .....	150

## LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIACÕES

HSM ( <i>High Speed Machining</i> )	Usinagem de alta velocidade
HSC (High Speed Cutting)	Corte de alta velocidade
PCBN	Nitreto cúbico de boro policristalino
AISI ( <i>American Iron and Steel Institute</i> )	Instituto Americano de ferro e aço
CBN	Nitreto cúbico de boro
HMC ( <i>Horizontal Machining Center</i> )	Centro de usinagem horizontal
VMC ( <i>Vertical Machining Center</i> )	Centro de usinagem vertical
PCD	Diamante policristalino
PVD (Physical Vapor Deposition)	Deposição física de vapor
CVD (Chemical Vapour Deposition)	Deposição química de vapor
T	Tempo
$v_c$	Velocidade de corte
$f_z$	Avanço por dente
$a_p$	Profundidade de corte
$a_e$	Penetração de trabalho
$VBB_{MÁX}$	Desgaste máximo do flanco
(TiC)	Carbonetos de titânio
(TaC)	Carbonetos de tântalo
(NbC)	Carbonetos de nióbio
TiN	Nitreto de titânio
TiCN	Carbonitreto de titânio
CrN	Nitreto de cromo
AlTiN	Nitreto de Alumínio Titânio
TiAlN,	Nitreto de titânio e alumínio
EDM	Usinagem por descarga elétrica
EDS	Espectroscopia de energia dispersiva
CAM ( <i>Computer Aided Manufacturing</i> )	Projeto assistido por computador
CNC	Comando numérico computadorizado
Ra	Rugosidade média aritmética
Rz	Altura Máxima do Perfil
Rq	Rugosidade média quadrática
Rt	Altura total do perfil
ISO (International Organization for	Organização internacional de

Standardization)	padronização
$F_c$	Força de corte
$F_f$	Força de avanço
$F_p$	Força passiva
$F_{TR}$	Força ativa
$F_n$	Força de compressão
$F_{ap}$	Força de apoio
$\alpha$	Ângulo de inclinação
VMR	Volume de material removido
TiSiN	Nitreto de silício e titânio

## SUMÁRIO

<b>1 CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO.....</b>	<b>1</b>
1.1 Objetivo Geral .....	4
1.2 Objetivos Específicos.....	5
1.3 Estrutura do Trabalho.....	5
<b>2 CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....</b>	<b>6</b>
2.1 Aços para moldes e matrizes.....	6
2.1.1 Classificação de aços para moldes e matrizes.....	8
2.1.2 Os aços N2711M® e VPATLAS® .....	11
2.2 Usinabilidade de aços para moldes e matrizes .....	12
2.2.1 Características dos Moldes e Matrizes .....	13
2.2.2 Usinagem de aços endurecidos .....	16
2.2.3 Forças na usinagem de materiais endurecidos.....	20
2.2.4 Calor gerado na usinagem de aço endurecido.....	22
2.2.5 Formação do cavaco nos aços endurecidos .....	24
2.2.6 Desgaste e avaria das ferramentas na usinagem.....	27
2.2.7 Avarias nas ferramentas de corte.....	33
2.2.8 Vida das ferramentas usadas na usinagem de aços para moldes e matrizes.....	39
2.3 Ferramentas de corte usadas na usinagem de aços para moldes e matrizes .....	45
2.3.1 Materiais das ferramentas utilizadas na usinagem de moldes e matrizes .....	45
2.3.2 Geometria das ferramentas de corte para aços de moldes e matrizes.....	47
2.4 Métodos de Fresamento .....	48
2.4.2 Fresamento de Aços para Moldes e Matrizes .....	52
2.5 Acabamentos da superfície e precisão dimensional de peças usinadas para moldes e matrizes.....	53
2.6 Estratégias para usinagem de aços para moldes e matrizes .....	58
<b>3 CAPÍTULO III - METODOLOGIA.....</b>	<b>62</b>
3.1 Caracterização dos materiais.....	63
3.1.1 Microestrutura .....	63
3.1.2 Dureza .....	64
3.1.3 Ensaio de Tração .....	64
3.2 Métodos e Equipamentos Utilizados .....	64
3.2.1 Máquina-ferramenta .....	64
3.2.2 Ferramentas .....	65
3.2.3 Processo de usinagem utilizado .....	65
3.2.4 Determinação dos coeficientes Equação Expandida de Taylor .....	66

3.2.5 Estereomicroscópio .....	69
3.2.6 Medição da rugosidade, forças de usinagem e torque .....	71
<b>4 CAPÍTULO IV - RESULTADOS E DISCUSSOES .....</b>	<b>73</b>
4.1 Caracterização dos materiais.....	73
4.2 Ensaio de dureza .....	74
4.3 Ensaio de tração .....	75
4.4 Ensaios de vida da ferramenta .....	75
4.5 Equação de Taylor Expandida .....	82
4.5.1 Equação de Taylor Expandida para o Material I .....	82
4.5.2 Equação de Taylor Expandida para o Material II .....	86
4.5.3 Comparação da vida da ferramenta entre o material I e o material II.....	90
4.6 Análises de desgastes das ferramentas .....	95
4.7 Forças e torque de usinagem .....	111
4.8 Rugosidade na superfície usinada .....	119
4.9 Análise de cavacos.....	124
<b>5 CAPITULO V - CONCLUSÃO E SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>128</b>
<b>6 REFERÊNCIAS e ANEXOS .....</b>	<b>131</b>

# CAPÍTULO I

## INTRODUÇÃO E CONTEXTUALIZAÇÃO

Nas últimas décadas as indústrias manufatureiras do segmento de produção têm passado por uma transformação significativa, a qual exige máquinas automatizadas de grandes desempenhos para realização do processo. E junto com este progresso existe uma necessidade de profissionais qualificados para obter sucesso esperado. Com essa transformação o segmento de fabricação de moldes e matrizes se expande rapidamente, necessitando de agilidade e rapidez em sua fabricação. Por se tratar de peças com geometrias complexas, e visando atender as necessidades efetivas do mercado, novas soluções têm surgido através de softwares, ferramentas e máquinas-ferramenta (BAUCO et al, 2004).

A indústria do setor de plásticos se expande constantemente, com novas tecnologias desenvolvidas, onde novas demandas são atendidas rapidamente. Em 2012 a indústria de plásticos da União Europeia, envolvendo os 27 Estados Membros, representou cerca de 1,4 milhões de empregos, e teve um volume de negócios de mais de 300 milhões de euros, montante que inclui produtores, equipamentos e transformadores de plásticos (PLASTICS EUROPE, 2013).

A importância da indústria de moldes e matrizes pode ser verificada observando-se o mercado dos produtos de plásticos. No Brasil foi registrado um aumento de 8,5% no consumo aparente (produção nacional + importação – exportação) entre os anos de 2011 e 2012, chegando a R\$ 59 bilhões, contra R\$ 54,4 bilhões do ano anterior. Desse total, a produção nacional responde por cerca de 85%. Do total produzido pelo setor plástico no Brasil, a quantidade exportada permanece em torno de 5%, o equivalente a R\$ 2,2 bilhões em 2012. Os produtos importados correspondem a 12% do total de transformados plásticos consumidos no Brasil (ECONOPLAST, 2012).

No estilo de vida moderna o plástico se torna essencial devido a grande versatilidade de aplicações como nas áreas: automotivas, eletrodomésticos, utensílios domésticos, construção civil, médica, segurança, entre outros, tornando um dos materiais mais usados universalmente e polivalente na economia global. Com essa expansão do aumento na produção e consumo de plástico, a influência no segmento de aços para moldes e matrizes foi significante, uma vez que é necessária a sua manufatura para conformação dos polímeros, utilizando diversos processos de fabricação, tais como: injeção, extrusão, sopro, entre outros. A demanda no setor automotivo para fabricação de suas peças é elevada, e, além disso, neste ramo são utilizadas ferramentas com grandes dimensões, como exemplo moldes para injeção de para-choques, painéis, colunas e para-lamas (BACALHAU, 2012a).

Segundo Fallböhmer et al. (1996), a indústria automotiva representa o consumo de mais de um terço na produção de molde de injeção de plásticos. As peças a serem injetadas podem ser de tamanhos variados, apresentando grandes dimensões, e o principal é a produção de materiais poliméricos, onde o acabamento superficial destas peças se torna de grande importância. O ciclo produtivo de peças plásticas processadas por injeção é da ordem de centenas de milhares de unidades.

Bouljelbene et al. (2004) analisaram os custos de fabricação de aproximadamente 250.000 unidades de uma peça fabricada em plástico por injeção em um molde, e concluíram que em torno de 30% do custos está relacionado diretamente com a fabricação do molde, as demais estão representadas na Figura 1.1

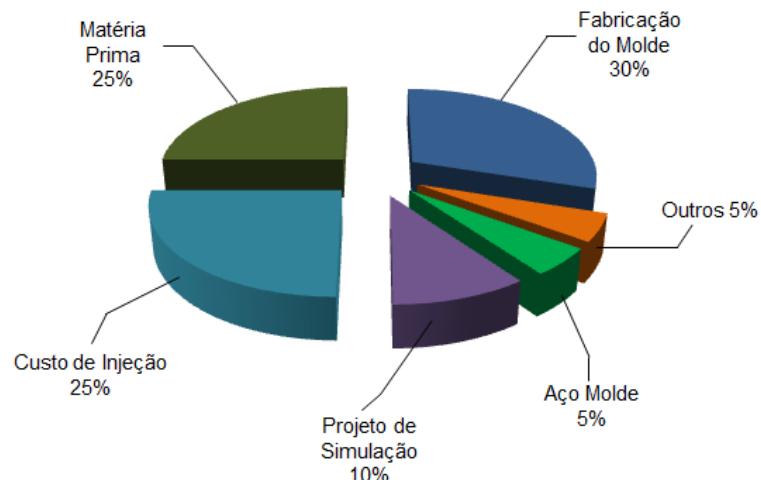


Figura 1.1 – Análises de custos de parte de um lote de 250.000 peças da indústria automotiva (BOULJELBENE et al., 2004)

Na confecção de um molde os processos de usinagem são utilizados na fabricação da maioria das cavidades e dos canais de refrigeração onde grandes volumes de material são removidos, transformados em cavacos, podendo chegar aproximadamente 57% do produto bruto. Isto eleva o custo de um molde devido ao consumo expressivo de ferramentas de corte e elevados tempos de usinagem (aumentando os custos com insumos, mão de obra e máquinas). Portanto, o custo de usinagem se torna o termo mais importante na fabricação de um molde, representando valores em torno de 70 a 80% do seu valor final (GEHRICKE e, SCHRUFF 1999; HIPPENSTIEL, 2004; BACALHAU, 2012).

Dentre as operações de usinagem empregada na fabricação de um molde, o desbaste concentra o maior tempo de fabricação seguido de acabamento e por último pré-acabamento e alívio de canto. Bonetti (2008) avaliou 45 processos de manufatura de moldes de médio porte, e concluiu que a operação de desbaste é responsável por 51% do tempo total de fabricação, 18% estão relacionados com as operações de pré-acabamento e alívio de cantos e 31% para realizar atividades de acabamento. As características deste processo podem influenciar significativamente nas operações posteriores de acabamento, comprometendo a qualidade da superfície usinada assim como erros de forma.

Redução de tempo de produção e dos custos finais é uma necessidade fundamental para aumentar a competitividade entre os fabricantes de moldes, de ferramentas e de máquinas. Pesquisadores e outros envolvidos no processo investem pesado nesta tarefa, uma vez que essa redução não pode afetar a qualidade do produto. A tarefa é buscar as melhores condições de aspectos que são considerados importantes durante essa operação, tais como: parâmetros de corte, o material da peça, a ferramenta de corte utilizada, a estratégia de corte e os recursos tecnológicos disponibilizados pela máquina-ferramenta (VILLARES METALS, 2012).

Diante dos diversos processos de usinagem, o fresamento está entre um dos mais importantes, por ser um processo versátil e gerar alta taxa de remoção de material. Para a fabricação de moldes e matrizes, esse processo é bem aceito e utilizado em grande escala nas indústrias do setor. A principal característica do fresamento durante sua operação é o corte intermitente, que promovem variações cíclicas de temperaturas em consequência das partes ativas e inativas que ocorrem durante o processo, além dos impactos mecânicos que causam flutuações de tensões na ferramenta, o que promove desgaste e/ou avarias nas ferramentas de corte com maior frequência (SILVA, 2010).

Propriedades de alta dureza e resistência ao desgaste são prejudiciais a usinabilidade, normalmente devido ao aumento do teor de elementos de liga, que

proporcionam um maior número de carbonetos duros formados. Além disso, o aumento do teor de carbono e dos elementos de liga torna mais difícil o recozimento. Por essa complexidade encontrar o ponto ideal de equilíbrio nas propriedades exige um maior número de pesquisas na área metalúrgica e consequentemente também na usinagem desses materiais (CHIAVERINI, 1996). Para alcançar uma melhor eficiência na usinagem de aços endurecidos têm-se concentrado intensos esforços por parte dos fabricantes de materiais para moldes, de ferramentas de cortes e de máquinas-ferramenta, além de outros pesquisadores, com o objetivo de gerar bancos de dados sobre geração de formas geométricas, condições de corte e geometrias das ferramentas utilizadas no processo. Eles também buscam obter uma otimização da produção, vidas mais longas das ferramentas de corte e tolerâncias dimensionais e geométricas mais apertadas, tendo como resultado uma maior produtividade e redução dos custos envolvidos durante o processo de fabricação e, assim, atendendo a demanda do mercado neste setor (GRIFFITHS, 2001).

Uma vez que a usinagem de moldes e matrizes é particularmente crítica, a busca da otimização se torna necessário, com seleção de estratégias e orientação do caminho percorrido pela ferramenta, levando a economias significativas durante o fresamento. Pode-se ainda obter melhorias da qualidade da superfície da peça usinada, maior vida da ferramenta de corte, o que indica uma maior produtividade e redução do custo total de produção de moldes e matrizes (TOH, 2004).

O presente trabalho visa contribuir para se avançar um pouco mais neste importante segmento de mercado, onde os desafios são ainda enormes. A Villares Metals desenvolveu recentemente um novo material – o aço VPATLAS<sup>®</sup> – com o objetivo de abastecer a indústria de moldes e matrizes com mais uma opção, em concorrência ao N2711M<sup>®</sup>, com o apelo de oferecer ao mercado um aço de qualidade compatível, mas de menor preço. Entretanto, a usinabilidade deste material não está ainda totalmente levanta e entendida, o que este trabalho propõe contribuir.

### 1.1 **Objetivo Geral**

Este trabalho tem como objetivo estudar a usinagem para estabelecer a usinabilidade, através do processo de fresamento de topo, do aço para moldes e matrizes VPATLAS<sup>®</sup>. Para efeito comparativo a usinabilidade do aço N2711M<sup>®</sup>, também será levantada. Estes aços são produzidos pela Villares Metals S.A., ambos utilizados na indústria de moldes e matrizes.

## 1.2 Objetivos Específicos

Os objetivos específicos serão estabelecidos das seguintes maneiras:

- Determinar a equação expandida de Taylor para o fresamento dos aços endurecidos N2711M e VPATLAS com ferramenta de metal duro, ambos utilizados para fabricação de moldes e matrizes. Essas equações permitirão comparações da usinabilidade de ambos.
- Analisar os desgastes e os mecanismos de desgastes apresentados pelos insertos ao final dos testes de vida.
- Levantar o perfil de força de corte, torque e de rugosidade da superfície usinada para os dois aços endurecidos, em várias condições de corte, por meio da aplicação do método univariado (one variable at a time).
- Comparar os cavacos quanto à classe e forma através de fotos dos mesmos que serão obtidos durante os ensaios de força.

## 1.3 Estrutura do Trabalho

Este trabalho está estruturado da seguinte forma:

Além deste capítulo I – Introdução e contextualização; segue o capítulo II, onde é apresentada uma revisão bibliográfica, em que são abordados temas teóricos importantes e necessários para um bom entendimento da pesquisa.

No capítulo III são descritos, detalhadamente, os procedimentos adotados para a realização dos experimentos, bem como os materiais, ferramentas, máquinas e equipamentos utilizados na pesquisa.

No capítulo IV são apresentados os resultados obtidos nos ensaios e é feita uma discussão com base nestes resultados. Será apresentada a curva de Taylor, análise dos desgastes e seus mecanismos, resultados de potência efetiva média de usinagem e acabamento da superfície usinada, além da análise e classificação dos cavacos gerados.

No capítulo V são apresentadas as principais conclusões a partir dos resultados obtidos neste trabalho e sugeridos temas para trabalhos futuros.

Referências bibliográficas, utilizadas na pesquisa e na elaboração do texto e Anexos I, II e III,

## CAPÍTULO II

### REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 2.1 Aços para moldes e matrizes

A aplicação dos aços-ferramenta usados para a produção de moldes, matrizes e ferramentas é extremamente variada e requer uma seleção correta do aço empregado para que o produto final tenha um bom desempenho. De maneira geral esses aços-ferramentas são compostos de elementos de liga, e são empregadas para conformar, moldar e cortar outros materiais, entre eles o próprio aço, metais não-ferrosos, cerâmicas e plásticos. Dependendo da aplicação, esses materiais utilizados para fabricação de moldes e matrizes podem ser aços carbono, aços de altas ligas ou aços rápidos e devem ser capazes de serem submetidos a tratamentos térmicos de têmpera e revenimento. Resistência ao desgaste, tenacidade e dureza a quente são algumas das características necessárias para sua aplicação (SILVA e MEI, 2010; BACALHAU, 2012; CHIAVERINI, 1988)

Em matrizes para forjamento e moldes para fundição, os aços para trabalho a quente geralmente são os preferidos, uma vez que podem suportar as altas temperaturas envolvidas no processo. Já os aços para trabalho a frio são tipicamente usados para fabricação de moldes. Outros materiais podem ser usados para moldes e matrizes tais como: alguns aços inoxidáveis e ferros fundidos. Geralmente esses materiais possuem níveis de dureza variando entre 32 e 58 HRC na condição de trabalho (SANDIVIK, 1999).

Aços de baixa liga como AISI: H11, H12 e H13, P20 e P21 são normalmente os mais utilizados nas aplicações de moldes para trabalho a quente, em injeção de plástico e de ligas de alumínio. Algumas características são requeridas para essas aplicações, tais como: resistência à deformação na temperatura de trabalho, resistência ao impacto, resistência à deformação decorrente do tratamento térmico, resistência a trincas a quente e boa usinabilidade no estado recocido. Já os aços AISI P2 e P6 são bastante comuns na

fabricação de moldes pelo processo convencional, isto é, após o desbaste se faz necessário a cementação e têmpera, sendo que em alguns casos, o tratamento é feito após a etapa de semi-acabamento, como forma de garantir a resistência superficial desejada (SILVA e MEI, 2010).

A etapa de fabricação de moldes e matrizes pode ser influenciada diretamente pelas diversas cadeias produtivas existentes. Isto porque os ferramentais utilizados são capazes de representar diferencial competitivo, onde o custo final de um produto pode ser influenciado fortemente pelo custo da fabricação. Além disso, o processo de fabricação deve atender os requisitos exigidos na confecção do molde ou da matriz. O processo de usinagem é empregado de forma ampla neste setor. A Figura 2.1 mostra a cadeia de manufatura de produtos que utilizam moldes e matrizes, e a divisão das diferentes etapas envolvidas no processo. (BONETTI, 2008).

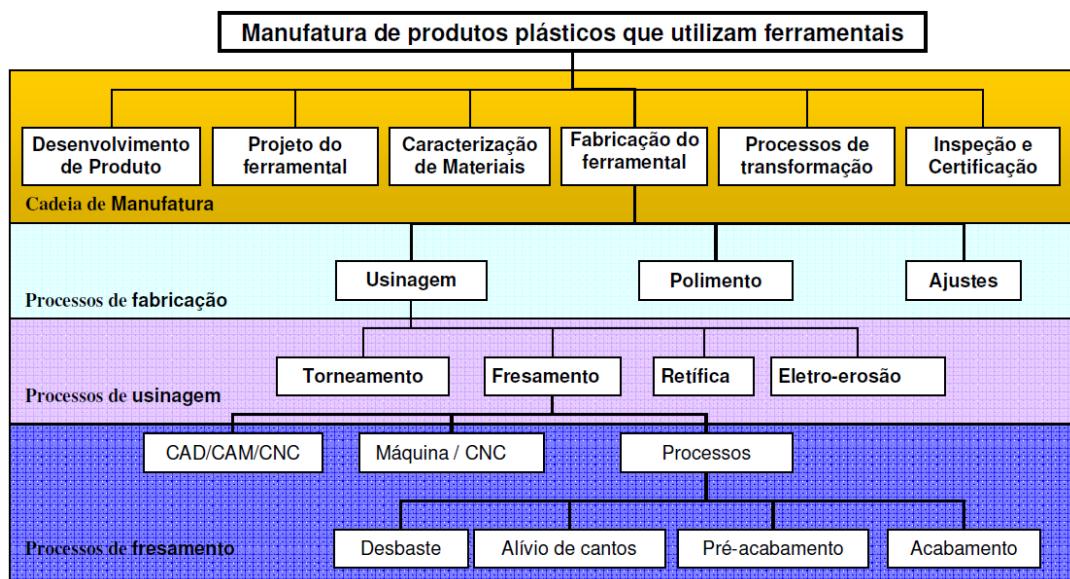


Figura 2.1 – Cadeia de manufatura de moldes e matrizes (SOUZA e BONETTI, 2008)

Tradicionalmente as indústrias trabalham com diferentes tipos de aços para moldes de injeção de plástico, com dureza de aproximadamente 30 HRC. Entretanto, com a evolução da indústria de plástico, novos conceitos de projetos modernos surgem para atender a demanda de mercado, onde moldes com maior grau de dificuldade são projetados. Eles podem ter cavidades de formas e tamanhos variados, propriedade para garantir maiores velocidades de produção das peças plásticas para atender adequadamente a demanda, além de maior polibilidade e resistência ao desgaste. Isso fez com que as

indústrias desse segmento trabalhassem com aços com maiores durezas, em torno de 40 HRC. Com essa mudança e as novas exigências da indústria, mesmo com as tecnologias modernas das máquinas, a usinagem se torna mais complexa (BACALHAU et al., 2011).

O aumento da demanda e os novos conceitos adquiridos pelas indústrias de plásticos causaram um crescimento significativo no ramo de aços para moldes, incluindo o uso de aços produzidos por fundição de moldes permanentes. Um aço para molde necessita de diversas propriedades, mas uma baixa dureza no estado recozido é fundamental para facilitar a usinagem (SILVA e MEI, 2010).

Assim, a escolha do material mais adequado depende de algumas características como: custos, usinabilidade, dureza, resistência ao desgaste, resistência mecânica, tenacidade, resistência à fadiga. Nesse contexto, a seleção do material deve ser feita de forma criteriosa, pois o custo final do produto não está relacionado apenas ao preço do aço, mas sim com todas as operações subsequentes. (RIBEIRO, 2007; BONETTI, 2008).

### 2.1.1 Classificação de aços para moldes e matrizes

A classificação dos aços-ferramenta pode ser conforme suas características metalúrgicas principais ou de acordo com sua aplicabilidade. Esses aços-ferramenta têm caracterizações específicas, tais como: elevadas dureza e resistência à abrasão, aliadas à boa tenacidade, elevadas propriedades de resistência mecânica, mantidas em temperaturas elevadas. As características desses aços normalmente são mantidas devido à adição de carbono e outros elementos de ligas como W, Mo, V, Mn e Cr, normalmente em quantidades elevadas (SILVA e MEI, 2010).

Para a fabricação de um molde de injeção de plástico, os aços utilizados devem-se adequar as características dos mesmos com o tipo de plástico a ser injetado, sem causar danos entre eles. Este tipo de aço se caracteriza pelos requisitos necessários para sua aplicação, conforme Figura 2.2



Figura 2.2 – Principais requisitos em aços para moldes plásticos (VILLARES METALS, 2012)

Os principais aços ferramentas são classificados pela AISI (*American Iron and Steel Institute*), sendo identificado por letras e grupos de acordo com sua necessidade, baseados em características específicas como: elementos de liga presentes em sua composição química (exemplo aço rápido ao molibdênio e ao tungstênio), de acordo com as aplicações (exemplo, quando necessita de aços ferramenta para trabalho a frio ou de trabalho a quente), ou meios de resfriamento no tratamento térmico (exemplo, aços ferramenta com endurecimento a água ou com endurecimento a óleo). A composição química dos aços ferramentas pode variar muito de um para outro, desde aços baixa liga até aços altamente ligados. Mas essa classe de material é diferenciada dos aços convencionais pelo processo de fabricação envolvido, podendo ter uma modificação significante de propriedades após os tratamentos térmicos, sendo os mais usuais a têmpera e revenimento, o que proporcionam dureza e propriedades mecânicas adequadas nas maiorias de suas aplicações (BACALHAU, 2012).

Na Tabela 2.1 estão identificados os grupos dos aços ferramentas e suas letras, como classifica a norma AISI (SILVA e MEI, 2010).

Tabela 2.1– Classificação dos aços ferramentas de sua identificação segundo a AISI (SILVA e MEI, 2010).

Grupo	Letra de Identificação
Aços temperáveis em água ( <i>Water</i> )	W
Aços resistente ao choque ( <i>Shock</i> )	S
Aços temperáveis em óleo ( <i>Oil</i> )	O
Aços temperáveis ao ar ( <i>Air</i> )	A
Aços de alto carbono e alto cromo ( <i>Die Steels</i> )	D
Aços para trabalho a quente ( <i>Hot Working</i> )	H
Aços para moldes plásticos ( <i>Plastic Mold</i> )	P
Aços rápidos ao tungstênio ( <i>Tungsten</i> )	T
Aços rápidos ao molibdênio ( <i>Molybdenum</i> )	M

Elementos de ligas são adicionados nesses aços para obter a composição necessária para obter as características mecânicas e usinabilidade adequadas, cujos mais comuns são (CHIAVERINI, 1988):

- *Enxofre (S)* – fragiliza o material com teores acima de 0,12%. Adicionado nos aços de fácil usinagem.
- *Fósforo (P)* – endurece, aumenta resistência e melhora usinabilidade, fragiliza com teores acima de 0,5%.
- *Alumínio (Al)* – desoxidante, refinador de grão, dissolve alguns carbonetos, formador de nitretos, aumenta endurecibilidade se dissolvido na austenita, geralmente em teores até 1,1%.
- *Cromo (Cr)* – aumenta a resistência a corrosão em altas temperaturas, resistente ao desgaste (altos teores).
- *Silício (Si)* – ajuda a eliminar carbonetos, desoxidante, melhora resistência à corrosão e mecânica, com teores até 2%.
- *Molibdênio (Mo)* – aumenta a temperatura de estabilidade da austenita, elimina fragilização do revenido, eleva dureza e resistência à fluência. Com teores de até 3%.
- *Nitrogênio (N)* – aumenta a resistência mecânica e tenacidade, ajuda a eliminar carbonetos.
- *Manganês (Mn)* – desoxidante, ajuda a eliminar o S, endurecedor, aumenta temperabilidade, com teores de até 3%.
- *Tungstênio (W)* – em aços ferramentas para melhorar a resistência ao desgaste, aumenta a dureza. Com teores de até 6%.
- *Cobalto (Co)* – aumenta a dureza em aços ferramentas.

- *Vanádio (V) e Nióbio (Nb)* – endurecedores, eleva a temperatura de crescimento da austenita, resiste ao revenido.

Propriedades tais como alta dureza e resistência ao desgaste são prejudiciais a usinabilidade, assim com o aumento do teor de elementos de liga, devido um maior número de carbonetos duros formados. Além disso, o aumento do teor de carbono e dos elementos de liga torna mais difícil o recozimento. Por essa complexidade encontrar o ponto ideal de equilíbrio nas propriedades exige maior número de pesquisas na usinagem desses materiais (MESQUITA e BARBOSA, 2007; CHIAVERINI, 1998).

Os aços para moldes plásticos são fabricados em grandes dimensões, o que certamente não devem apresentar a mesma heterogeneidade entre a sua superfície e seu núcleo, a sua temperabilidade se torna uma característica metalúrgica de fundamental importância, para garantir e alcançar todos os requisitos necessários que requer a fabricação de um molde, dentre eles: boa usinabilidade, polibilidade, uniformidade de dureza, resistência ao desgaste, resposta a texturização entre outros (BACALHAU et al., 2011).

### 2.1.2 Os aços N2711M® e VPATLAS®

Esses aços têm como diferencial uma resistência mecânica maior, quando comparado com os aços VP100, SP300, DIN 1.2311, VP20ISO. Eles são ideais para moldes e matrizes, onde necessitam elevada resistência ao desgaste abrasivo, característico da conformação de termoplástico quando reforçado com fibras de vidros, em aplicações em que é exigido alto grau de polimento e também quando existem altas solicitações mecânicas que acontecem no fechamento dos moldes, que também é uma característica utilizada na conformação dos polímeros (BACALHAU, 2012).

Visando atender maior parte as necessidades dos setores de ferramentarias e modelações, a Villares Metals produz uma linha completa de aços para moldes, onde São fornecidos materiais desde os aços P20 convencionais até os martensíticos (VILLARES METALS, 2012).

O aço registrado como N2711M® pela Villares Metals é o mesmo designado pela norma alemã DIN 1.2711, fabricado em blocos, apresentando espessuras inferiores em relação à do DIN 1.2738. Aços com altos teores de carbono, quando aumenta sua dimensão, maiores serão as variações de heterogeneidades que ocorrem entre superfície, meio raio e núcleo desses blocos. Isto acontece principalmente devido a segregações do

carbono (BACALHAU, 2012). Este aço pode ser fornecido no estado beneficiado, possui como característica boa polibilidade e resposta a texturização. A melhoria de resistência ao desgaste desse aço pode ser por meio de nitretação ou cementação. Alguns cuidados devem ser observados durante a usinagem, em especial a furação, isso ocorre devido às altas durezas que estes aços são fornecidos (VILLARES METALS, 2012).

A Villares Metals desenvolveu recentemente um novo material para moldes e matrizes, o qual foi registrado como “VPATLAS”, este não possui nenhum similar normatizado. O VPATLAS é indicado para substituir aos aços pré-endurecidos para uma dureza de aproximadamente 40 HRC, como o DIN 1.2711 e DIN 1.2714. Este novo produto apresentou propriedades mecânicas equivalentes ao DIN 1.2711, com boa resposta de nitretação a plasma, elevado grau de polibilidade e boa texturização (VILLARES METALS, 2012a).

Tendo em vista que o custo de um molde depende do aço utilizado, mas também e essencialmente das condições de fabricação, levantar as características de usinabilidade desses aços é fundamental. De uma forma geral de 10 a 20% do custo de um molde está relacionado com o tipo de aço empregado, e o restante relaciona-se com os processos de manufatura e tratamentos térmicos. Assim deve ser levado em consideração não somente o valor do aço, mas também a sua relação com as operações subsequentes envolvidas na fabricação (MESQUITA e BARBOSA, 2005).

## 2.2 Usinabilidade de aços para moldes e matrizes

A usinabilidade pode ser definida como uma grandeza que indica o nível de facilidade ou dificuldade existente durante o processo de usinagem de um determinado material. Está relacionada em função do material da peça, da ferramenta e dos parâmetros de corte (KÖNIG e KLOCKE, 1997).

De forma mais abrangente, a usinabilidade deve ser compreendida como um sistema de propriedades que dependem de interações complexas e dinâmicas com relação principal entre os materiais da peça e da ferramenta de corte, das condições de corte e do fluido de corte utilizado (refrigerante/lubrificante). Dessa forma vários fatores caracterizam-se uma melhoria da mesma, como (TRENT & WRIGHT, 2000):

- Aumento da vida da ferramenta;
- Maior taxa de remoção de material;

- Melhoria do acabamento superficial;
- Melhor acomodação do cavaco;
- Diminuição das forças de corte.

Na avaliação da usinabilidade alguns critérios são de grandes importâncias que devem ser levado em conta, entre eles: a vida da ferramenta, força de usinagem, qualidade superficial da peça e forma dos cavacos. Geralmente é influenciada também pelos elementos de liga do material, tratamento térmico realizado e processo de fabricação (forjado, fundido, etc.). Outros critérios podem ser analisados na avaliação da usinabilidade e são muito importantes, tais como: o estado metalúrgico da peça, dureza, composição química, condutividade térmica, propriedades mecânicas e de eventual encruamento (DINIZ et al., 2006).

Machado *et al.* (2011) relatam que para usinar com baixa força de corte, baixa temperatura e pequena taxa de desgaste, é importante que o material possua algumas propriedades, como: alta condutividade térmica e baixas dureza, ductilidade, índice de encruabilidade, tenacidade, reatividade química com a ferramenta e com a atmosfera, com a finalidade de preservar a vida da ferramenta de corte.

Melhorias na usinabilidade dos aços podem ser alcançadas por diversas formas, uma delas é a adição de enxofre com teores residuais ligeiramente elevados, uma vez que este elemento forma sulfetos com o manganês (MnS). Estas inclusões possuem baixo ponto de fusão e alta deformabilidade, o que melhora a usinabilidade, causando um efeito lubrificante nas arestas de corte e facilitando a quebra do cavaco na zona de cisalhamento. No processo de forjamento, a polibilidade pode ser comprometida, pois após a deformação, as inclusões de MnS são alongadas, tornando-se grosseiras de acordo com a dimensão do bloco produzido (MESQUITA e BARBOSA, 2005). Uma alternativa interessante pode ser a melhoria da usinabilidade pelo cálcio (HOLAPPA e HELLE, 1995).

### 2.2.1 Características dos Moldes e Matrizes

Um aço destinado a confecções de matrizes e moldes deve possuir diversas propriedades, com a finalidade de desempenhar de forma satisfatória o serviço ao qual será destinado a ele, tais como (MILAN, 1999):

- *Dureza a temperatura ambiente* – esta propriedade pode ser obtida com adição de elevados teores de elementos de liga ou principalmente através da adição do carbono com a finalidade de formação de carbonetos duros.
- *Resistência ao desgaste* – o carbono é um elemento dos mais importantes e exerce uma função imprescindível, pois ele determina a resistência ao desgaste das matrizes e moldes, garantindo que as mesmas estejam dentro de especificações dimensionais.
- *Temperabilidade* – a importância desta propriedade se dá devido a uma maior penetração de dureza garantindo assim melhor uniformidade de características mecânicas em seções consideráveis.
- *Tenacidade* – definida como “capacidade do material em deformar-se antes de se romper” ou “capacidade do material absorver considerável quantidade de energia sem se romper”, ou seja, é capaz de suportar a carga ou tensão máxima sem se romper (CHIAVERINI, 1988 apud MILAN, 1999).
- *Resistencia Mecânica* – Propriedade necessária, pois esforços estáticos e dinâmicos devem se suportados sem apresentar deformações plásticas.
- *Usinabilidade* - Quanto maior for o teor dos elementos de liga e de carbono menor será a usinabilidade, pois esses elementos proporcionam a formação dos carbonetos duros. Na medida em que se elevam esses elementos de liga, mais difícil é a redução da dureza do material através do recozimento, tornando um problema relativamente complexo relacionado à usinagem destes aços (CHIAVERINI, 1988).
- *Homogeneidade de composição química e microestrutura* – tem como objetivo obter peças com microestrutura uniforme, resultado de uma composição química homogênea, que nesses aços está inteiramente ligado ao processo de fabricação empregado. Quando utilizado o processo de fabricação convencional a ocorrência de segregação de solidificação, é o principal limitador para a obtenção de produtos uniformes. A aplicação de processo de refusão pode reduzir significativamente a segregação. Uma saída para reduzir ou eliminar tais heterogeneidades é a metalurgia do pó, que tem apresentado excelente potencial (SILVA e MEI, 2010).

Para obtenção das propriedades mecânicas acima citadas, mantendo a qualidade necessária, dois fatores são de extrema importância para suas aplicações que são a composição química e o tratamento térmico (MILAN, 1999).

- *Composição química* – cada elemento químico adicionado age no material e sua característica sofre alterações, o que melhora suas propriedades físicas e até a usinabilidade, e lhes conferem a dureza e resistência ao desgaste, pois cada elemento químico adicionado tem uma função específica.
- *Tratamento térmico* - para obter propriedades finais dos moldes de maneira correta, normalmente é necessário esse tratamento. Têmpera e revenimento são os tratamentos mais utilizados comumente, uma vez que propiciam dureza adequada para maioria das aplicações (MESQUITA e BARBOSA, 2005).

As faixas de temperaturas utilizadas nos tratamentos térmicos são muito amplas nos aços para matrizes. Nestes aços essas temperaturas elevadas garantem a solução completa de carbonetos complexos, presentes no ferro gama. No resfriamento utiliza-se elevada variação de temperatura, utilizando os meios drásticos como água e salmoura até banho de sal, atingindo temperaturas em altíssimo grau. Para o revenimento a temperatura desses aços também são muitos elevados, e sua variação depende da composição química do aço (MILAN, 1999).

A temperabilidade é uma característica metalúrgica de extrema importância em aços para moldes para injeção de plásticos. Isso porque o aço pode ser fabricado em grandes blocos e sua heterogeneidade não deve ser apresentada entre sua superfície e núcleo, o que garante os requisitos necessários nas confecções dos moldes, tais como: boa usinabilidade, polibilidade, uniformidade de dureza, resposta a texturização entre outros (BACALHAU et al., 2012;).

A função da *polibilidade* é medir a facilidade de realização do polimento em um aço para moldes, que pode ser afetada por diversos fatores metalúrgicos. Inclusões não metálicas como óxidos e sulfetos, podem diminuir a polibilidade, dependendo do tamanho e de como estão distribuídas. Além disso, a dureza deve ser uniforme e a presença de descarbonatação é indesejável (BACALHAU et al., 2012).

Com a finalidade de atender vários requisitos da peça injetada o polimento é empregado em moldes. Os requisitos são:

- Estéticos: brilho e transparência.
- Facilitar a extração da peça
- Mecânicos: evitar entalhes e quebras por fadiga ou sobrecarga.
- Funcionais: ex. dispositivos óticos (lentes) (VILLARES METALS, 2012).

O polimento é uma etapa que consome tempo e recursos. Pode ter um tempo gasto de até 400 horas para que seja feito um polimento manual em um molde de grande porte, com a finalidade de minimizar os erros de forma da peça fabricada. A avaliação da qualidade da superfície de um molde depende de duas observações que são muito importantes (VILLARES METALS, 2012):

- A forma geométrica da superfície deve ser a mais correta possível, sem ressaltos, ondulações, arranhões, poros, etc. derivadas das recentes operações de usinagem.
- A avaliação da condição de polimento espelhado de um molde metálico, na maioria das vezes é concretizada por comparação visual do molde ou da superfície da peça injetada, o que depende da experiência do operador.

Vários fatores estão interligados para a qualidade final de uma superfície polida de um aço, tais como: técnica de polimento, o tipo de aço-ferramenta, estratégia de usinagem e o tratamento térmico aplicados nos materiais. Sendo que o fator mais importante à técnica de polimento (BONETTI, 2008).

A resposta à texturização tem a função de medir a facilidade de aplicação de uma textura ao aço ferramenta utilizada no molde. É normalmente realizado por ataque fotoquímico (*photo-eaching*). O processo é controlado através do emprego de meio ácido e do procedimento aplicado, o que é de fundamental importância para obtenção de bom resultado de texturização. Os requisitos necessários nesta etapa são similares ao de polimento, tais como: homogeneidade de microestrutura e dureza e alto grau de limpeza quanto a inclusões não metálicas (VILLARES METALS, 2012).

### 2.2.2 Usinagem de aços endurecidos

A usinagem de materiais endurecidos fez com que os fabricantes desenvolvessem ferramentas de corte especiais para a remoção desses materiais. Na usinagem de moldes e matrizes recomendam-se as ferramentas da classe de carbonetos com altas durezas, ou as de cerâmicas e PCBN (nitreto de boro policristalino). A fixação e a rigidez bem como a estabilidade dinâmica da máquina ferramenta têm grande importância no processo, uma vez que essas ferramentas apresentam um caráter bastante frágil. Geralmente, uma menor porcentagem de CBN (Nitreto Cúbico de Boro) no inserto de PCBN, aliada a um ligante cerâmico, propiciam uma das melhores combinações nas operações de acabamentos na usinagem de aços endurecidos tanto no torneamento quanto no fresamento. Já a

combinação de alto CBN com materiais ligantes mais dúcteis podem ser indicados na operação de desbaste para outros materiais endurecidos (MACHADO et al., 2011).

As ferramentas cerâmicas são indicadas na usinagem desses materiais juntamente com as de PCBN. Suas arestas não devem ser afiadas, mas conter chanfros e, se possível, arredondamento após a operação de chanfro. Os parâmetros de corte apropriados devem ser altas velocidades de corte, baixas velocidade de avanços e baixas profundidades de cortes (MACHADO et al., 2011).

As ferramentas utilizadas na usinagem de aços endurecidos para a fabricação de moldes e matrizes, de forma geral, devem possuir características específicas para se conseguir uma taxa de remoção de cavaco elevado e ter a resistência suficiente, para obter um melhor acabamento (FALLBÖHMER et al., 2000). Existe uma gama de diâmetros das ferramentas disponíveis no mercado, os mais usados nestes casos são de 1 à 20 mm e cerca de 80 % à 90% dos casos são fresas de topo reta ou com ponta esférica (SANDVIK, 1999).

Recentemente, com o avanço das tecnologias das novas ferramentas de corte, o HSM tem sido a saída para os aços de ligas com dureza (geralmente > 30 HRC) para fabricação de moldes e matrizes utilizados na produção de diversos componentes, principalmente na área automobilística, e outras. A definição de usinagem de alta velocidade é baseada no tipo de material da peça de trabalho a ser usinado. Várias configurações de máquinas-ferramentas estão sendo usados (NAKAYAMA et al., 1988). Centros de usinagem horizontais e verticais de três eixos são as configurações mais comuns. No entanto, ao fazer novos investimentos em HSM, a tendência é, certamente, usar o HMC / CNC quatro eixos, para oferecer a possibilidade de inclinar a fresa para melhorar as condições de corte. Máquinas de cinco eixos permitem semi-acabamento e acabamento com um único *set-up* (NAKAYAMA et al., 1988).

Becze et al. (2000) investigaram vários efeitos relacionados com as ferramentas de corte, que são temas complexos e críticos em usinagem, tais como morfologia do cavaco, as forças de corte, mecanismos de desgaste da ferramenta, a vida da ferramenta e integridade da superfície. Eles examinaram o desempenho de corte de ferramentas de metal duro revestido e nitreto cúbico de boro policristalino (PCBN), em uma máquina de cinco eixos, para um aço-ferramenta D2 (dureza 63 HRC) no estado endurecido, para o processo de acabamento. Eles concluíram que a vida das ferramentas para PCBN pode ser aceitável para velocidades de corte superiores a 1100 m/min. O modelo mecânico de força para máquina de cinco eixos apresentados correlaciona bem com as forças medidas, tanto no

desbaste, como para o acabamento. Os sinais de força se divergem somente nas zonas de altas velocidades angulares onde a velocidade de avanço é reduzida. Este modelo utiliza a técnica de calibração eficiente através de uma rede neural de retro-propagação. Para todas as operações de corte houve lasca catastrófica da aresta de corte.

Com o desenvolvimento e aperfeiçoamento de vários materiais de ferramentas de corte como: diamante policristalino (PCD), nitreto de boro cúbico (CBN) sinterizado e ferramentas de cerâmica, tem-se uma expansão considerável na aplicação dessas ferramentas no processo de usinagem de materiais endurecidos, buscando um aumento na produtividade e na qualidade da peça usinada.

Na usinagem de materiais endurecidos algumas propriedades devem ser levadas em consideração, que são característicos desses materiais (NAKAYAMA et al., 1988):

- a) *Alta dureza de endentação*: a ferramenta de corte necessita de uma resistência muito maior (normalmente mais de três vezes mais dura que a peça), onde dureza do material já é elevada. A pequena área de contato da aresta da ferramenta com a peça provoca também um forte impacto e tensão.
- b) *Alta abrasividade*: exige elevada resistência ao desgaste abrasivo da ferramenta de corte.
- c) *Baixa ductilidade*: provoca a formação de cavacos dentes de serra, em vez de contínuos, ou até segmentados discretos. Nesses casos a produção dos cavacos é formada por uma pequena deformação plástica, causando assim baixas forças de cortes e consumo de energia.
- d) *Valor elevado da relação Dureza / Módulo de elasticidade*: uma quantidade apreciável de recuperação elástica local é induzida após o passe da ferramenta de corte. O erro relacionado ao tamanho de formato devido a este fato tornar-se um fator sério para os processos de acabamento de materiais duros.

Nakayama et al. (1988) citam ainda:

- a) *A fina espessura de cavacos não deformada*: tem finalidade de minimizar o desgaste da ferramenta e o erro de forma, sendo necessários pequenos valores da profundidade de corte e velocidade de avanço. Ferramentas com raio de ponta grande também é selecionado.
- b) *Ângulo de saída negativo*: Previne o lascamento da aresta de corte e, para usinagem de materiais duros, necessita de ferramentas com um ângulo de inclinação também

negativo e chanfro na aresta de corte. Como o cavaco não deformado é muito fino, na maioria das vezes o corte efetivo é realizado apenas com chanfro da ferramenta.

Na usinagem de aços no estado endurecido o processo de alta velocidade de corte tem sido uma grande saída, apresentando algumas vantagens, onde as principais são: altas taxas de remoção de material, a redução nos prazos de entrega, baixas forças de corte, dissipação de calor com remoção de cavacos, resultando em diminuição da distorção da peça e aumento na precisão e acabamento superficial. A usinagem de altas velocidades apresentam problemas devido ao material utilizado e geometria do produto desejado, que podem ser solucionados com a otimização de estratégias, que tem a finalidade de melhorar o desempenho de trabalho, alcançando melhores dimensões e maiores vidas das ferramentas, reduzindo assim o tempo de usinagem (FALLBÖHMER et al, 2000).

No experimento de fresamento desenvolvido por Pu e Singh (2013) em aço temperado, foram utilizadas ferramentas de metal duro revestido com TiAlN e ferramentas de PCBN (PCBN<sub>A</sub>, contendo 90% de CBN e PCBN<sub>B</sub>, contendo 55% de CBN). Essas ferramentas tinham 16 mm de diâmetro e uma inclinação de 45º em relação à peça usinada. Os ângulo de folga primária utilizados foram 12º para a ferramenta de metal duro revestido e 7º para as ferramentas de PCBN. Eles concluíram que a ferramenta de PCBN contendo 90% de CBN é adequada para usinagem em alta velocidade (HSM) de aço temperado e têm muitas vantagens em comparação com ferramentas de metal duro revestidas, incluindo significativa redução de custos e melhoria de produtividade. A análise feita por eles mostra que o custo total por parte usinada é reduzido em 11% e o tempo total de 40%, apesar do custo dessa ferramenta ser 5 vezes maior que as ferramentas de metal duro.

As desvantagens mais comuns inseridas na usinagem de alta velocidade são: desgaste excessivo da ferramenta, necessidade de máquinas-ferramenta especiais, fusos e controladores avançados, dispositivos de fixação, equilíbrio do suporte da ferramenta e, entre eles, o mais importante é a necessidade de materiais e revestimentos para as ferramentas de corte, fazendo com que se elevem os custos finais de fabricação (FALLBÖHMER et al., 2000).

Em função das limitações impostas pelo material endurecido a ser usinado, resistência da ferramenta e rigidez do sistema de fixação, a recomendação é empregar em operações de acabamento valores pequenos de “ $a_e$ ” (penetração de trabalho ou profundidade de corte radial) e “ $a_p$ ” (profundidade de corte axial). Desta maneira consegue-se de certa forma, manter baixos os esforços de corte, mínima deflexão e bons acabamentos superficiais na peça usinada. A deflexão ocorre devido aos esforços na

ferramenta com o comprimento da haste da ferramenta e sua secção transversal, o que pode resultar em vibrações durante a usinagem, provocando várias desvantagens como: acabamento superficial ruim, dificuldades das tolerâncias dimensionais e geométricas aceitáveis, e redução na vida da ferramenta (SANDVIK, 1999; NEVES, 2002).

### 2.2.3 Forças na usinagem de materiais endurecidos

Na usinagem o conhecimento da força atuante sobre a cunha cortante da ferramenta e estudar suas componentes é extremamente importante, pois através delas pode-se estimar a potência necessária para realização do corte. Existe também uma relação delas com o desgaste da ferramenta, podendo ter influência na viabilidade econômica do processo, como: evitar o superdimensionamento das máquinas, custos elevados desnecessários do equipamento e de não possuir potência suficiente para o processo destinado (MACHADO et al., 2011). Com o estudo das forças de usinagem é possível a otimização dos parâmetros de corte e assegurar um melhor acabamento, maior vida da ferramenta e menor gasto de energia.

Segundo Machado et al. (2011), no fresamento a força de usinagem ( $F_U$ ) é composta de três componentes básicas que são: Força de apoio ( $F_{ap}$ ), Força de avanço ( $F_f$ ) e Força passiva ( $F_p$ ), agindo diretamente na cunha de corte da ferramenta, consequentemente atingindo a estrutura da máquina-ferramenta. A Figura 2.3 mostra a decomposição das forças de usinagem no plano tridimensional, juntamente com suas componentes aplicadas para os processos de torneamento e fresamento.

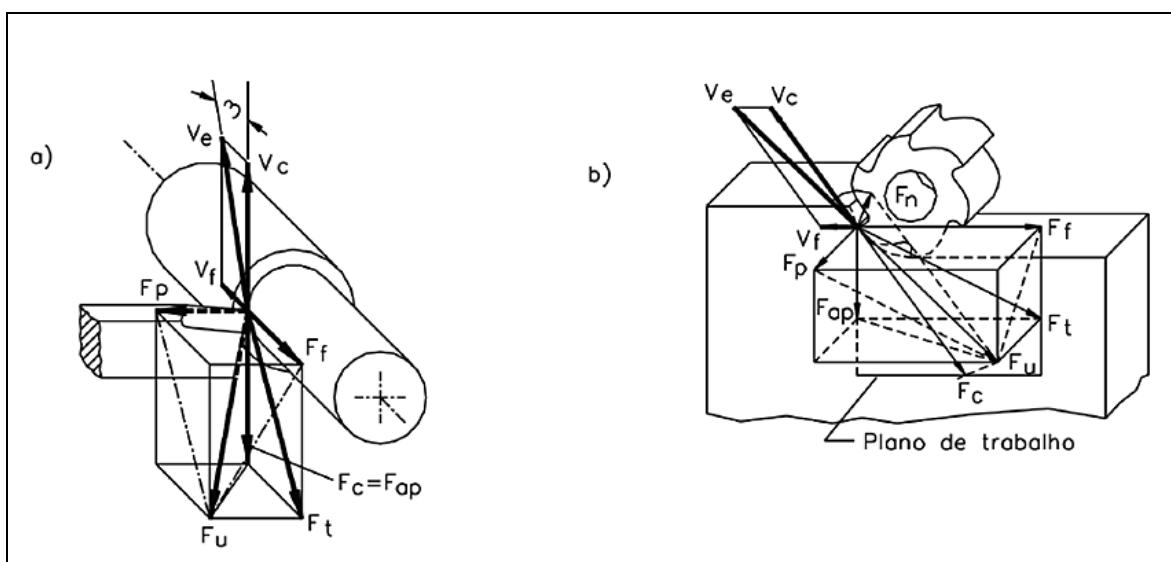


Figura 2.3 – Força de usinagem e suas componentes (a) processos de torneamento (b) processos de fresamento (MACHADO et al., 2011, p 94).

Machado et al. (2011) descrevem a três componentes básicas da força de usinagem (FU), que são:

- *Força de corte ou força principal de corte ( $F_C$ )*: é a projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho, na direção de corte, dada pela velocidade de corte.
- *Força de avanço ( $F_t$ )*: é a projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho, na direção do avanço, dada pela velocidade de avanço.
- *Força passiva ou força de profundidade ( $F_p$ )*: é a projeção da força de usinagem perpendicular ao plano de trabalho.

Além dos componentes básicos também se pode identificar outros três componentes importantes:

- *Força ativa ( $F_{TR}$ )*: é a projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho.
- *Força de compressão ( $F_n$ )*: é a projeção da força de usinagem sobre uma direção perpendicular à superfície de corte.
- *Força de apoio ( $F_{ap}$ )*: é a projeção da força de usinagem sobre uma direção perpendicular à direção de avanço, situada no plano de trabalho.

A medição das componentes da força de usinagem em tempo real, nos pontos de vista prático e experimental, pode ser de grande importância em um processo de usinagem específico. Pode-se garantir exatidão e precisão desejadas, atendendo a necessidade almejada, considerando apenas o caráter estático de suas componentes, usando um valor médio, sem que haja preocupação com o caráter dinâmico, relativo ao processo de formação do cavaco (MACHADO et al., 2011).

Nakayama, et. al., (1988) observaram que a força de corte na usinagem de materiais duros não é necessariamente elevada, em comparação com as de materiais moles. O elevado ângulo de cisalhamento e a formação de cavacos dente-de-serra, devido à baixa ductilidade, reduz as forças, apesar da elevada resistência desses materiais. O rápido desgaste das ferramentas provoca um aumento nas forças de usinagem, uma vez que há um aumento nas áreas de contato com a peça usinada/cavaco. Se o desgaste mantiver um perfil constante, até certa medida, o acabamento da peça não é afetado.

O aumento exagerado das forças de usinagem, normalmente, causa lascamentos na aresta da ferramenta, que se multiplicam de forma progressiva, reduzindo drasticamente a vida da ferramenta (AGUIAR, 2012).

De acordo com Becze et al. (2000), a componente dinâmica da força no fresamento em alta frequência de um aço-ferramenta D2 está relacionada com a alta densidade das

partículas de carbonetos existentes na matriz deste material. Mesmo variando uma gama de condições de corte não se observou um corte estável, o que aumentou a probabilidade de lascamento e falha catastrófica prematura da ferramenta.

#### 2.2.4 Calor gerado na usinagem de aço endurecido

A maior potencia consumida na usinagem dos metais é convertido em calor próximo à aresta cortante da ferramenta, este aquecimento pode causar problemas técnicos e econômicos direta ou indiretamente, reduzindo a vida da ferramenta, fazendo com que o custo de usinagem seja elevado (MACHADO et al., 2011).

É importante conhecer e compreender os fatores de maior influência na geração de calor e seus fluxos, bem como a distribuição de temperatura na ferramenta e na peça nas proximidades da aresta cortante. Sabe-se que toda energia gasta na formação do cavaco é transformada calor, distribuídos em três regiões distintas, como mostra a Figura 2.4 e as definições de cada uma delas são (MACHADO et al., 2011):

Região A  $\Rightarrow$  Zona do plano de cisalhamento ou zona primária de cisalhamento.

Regiões B e C  $\Rightarrow$  Zona secundária de cisalhamento ou interface entre cavaco e a saída da ferramenta.

Região D  $\Rightarrow$  Zona terciária de cisalhamento ou interface de contato da peça com superfície de folga da ferramenta.

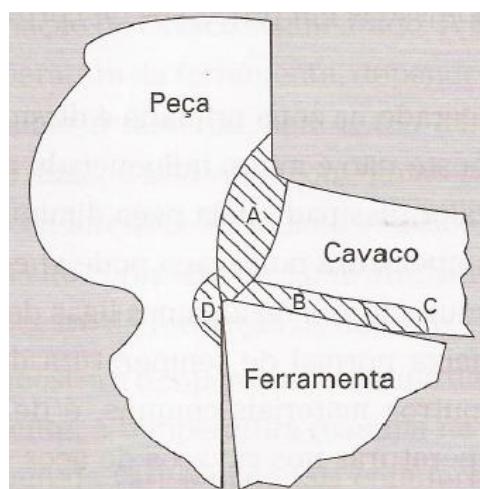


Figura 2.4 – Regiões onde é gerado o calor durante a formação de cavacos (MACHADO et al., 2011, p 137).

O calor gerado pelo trabalho realizado na interface cavaco-ferramenta-peça depende de alguns fatores, tais como: propriedade do material da peça, geometria da ferramenta e das condições de corte, tais como alta velocidade de corte entre outros. A zona primária dissipava a maior parte do calor gerado para a peça e para o cavaco, enquanto o calor gerado na zona secundária é dissipado para o cavaco e para a ferramenta, onde na usinagem de aços endurecidos e de algumas ligas de níquel temperaturas podem atingir até 1000°C - 1100°C, dependendo das condições de corte. Já na usinagem de aços e outros materiais comuns esta temperatura está em faixas menores, entre 500°C e 950°C, dependendo da liga e das condições de corte. A temperatura nos aços pode ser indicada nos cavacos através da sua coloração, que muda em função dos óxidos formados durante o processo de usinagem (MACHADO et al., 2011).

A usinagem em alta velocidade (*HSM*) garante aumento na remoção de material, melhor qualidade da superfície usinada, mas a vida da ferramenta pode diminuir significativamente em função da grande geração de calor (DAVOODI e HOSSEINZADEH, 2012).

Medir temperatura e prever a distribuição de calor no corte de metal são de extrema dificuldades, pois vários fatores contribuem para dificultar essa tarefa. Entre os problemas encontrados, podem-se citar: a falta de acessibilidade na interface cavaco-ferramenta-peça, onde se localizam as principais fontes de calor; as diminutas áreas de contato cavaco-ferramenta-peça; fenômenos relacionados à natureza dinâmica do contato entre cavaco-ferramenta-peça, sendo ainda, mais crítico no caso de usinagem a alta velocidade (*HSM*) (DAVOODI e HOSSEINZADEH, 2012).

Com o aumento da tecnologia, instrumentos mais sofisticados para aquisição de calor têm sido desenvolvidos nos últimos tempos, o que atende vários segmentos dos processos de fabricações e aplicações tribológicas. As técnicas mais utilizadas incluem: o método do termopar cavaco-ferramenta; o termopar inserido em um orifício na ferramenta de corte (ou na peça); sensores infravermelhos e câmaras termosensíveis; tintas térmicas e o método mecanográfico (KOMANDURI e HOU, 2001).

Entretanto, nenhuma dessas técnicas é totalmente adequada, pois a mesma depende de vários fatores, como: facilidade de acesso, tamanho do ponto de medição, precisão e exatidão necessária, custos de instrumentação, etc. (KOMANDURI e HOU, 2001).

Davoodi e Hosseinzadeh (2012) estudaram a distribuição de calor na peça e na ferramenta, durante a usinagem de ligas de bronze, variando a velocidade de corte, utilizando um sensor infravermelho de alta velocidade e um software especial. Os autores procuravam encontrar a velocidade de corte crítica, verificando aquela em que a temperatura da peça começava a cair. A temperatura da peça aumentou com o aumento da velocidade de corte, até que a mesma atingiu 800 m/min e após esta velocidade a temperatura diminuiu rapidamente (de  $\pm 85^\circ$  para  $\pm 75^\circ$ ). Nestas velocidades de corte elevadas, a maior parte do calor é conduzido pelo cavaco e uma menor parcela fica na peça, reduzindo assim, sua temperatura. As temperaturas da ferramenta, neste caso, se elevam bastante, pois esta está diretamente em contato com o cavaco, além da zona de cisalhamento secundário também contribuir para aumentar a temperatura da mesma.

Nos processos de fresamento a aquisição da temperatura é mais complicada, por se tratar de um processo de corte interrompido. É necessário definir o local exato onde se quer estudar a temperatura, isto é, na ferramenta de corte; na peça usinada; no cavaco ou até mesmo a temperatura de toda a região onde ocorre o processo de corte (RIBEIRO, 2007).

### 2.2.5 Formação do cavaco nos aços endurecidos

O processo de formação de cavaco é de consequência fundamental no corte de um metal, pois afeta diretamente o acabamento superficial, as tolerâncias dimensionais da peça e a vida das ferramentas. As características dos cavacos, tais como forma, volume e cor têm relação direta com a qualidade superficial e dimensional da peça e vida da ferramenta, principalmente em HSM, onde pequenas alterações no cavaco têm relevância na estabilidade do processo (AGUIAR, 2012).

Para Machado et al. (2011), a formação do cavaco é um processo cíclico, divididos em quatro eventos independentes:

- *Recalque inicial*: acontece quando a cunha cortante penetra na peça, e uma pequena porção do material (ainda unida à peça) é pressionada contra a superfície de saída da ferramenta.
- *Deformação e Ruptura*: depois de pressionado o material sofre inicialmente uma deformação elástica, e na sequência uma deformação plástica, que aumenta progressivamente até o estado de tensões provocarem a ruptura. Neste evento a trinca é formada que se propaga seguindo também um critério de propagação de

trincas próprio de cada material, caracterizando a ruptura. A formação desses cavacos acontece de forma dinâmica, existem planos instantâneos de ruptura e de propagação de trincas que irão definir certa região entre a peça e o cavaco, detalhado na Figura 2.6.

- *Deslizamento das lamelas*: dando continuidade a penetração da ferramenta na peça, na região de cisalhamento irá acontecer uma ruptura parcial ou completa, dependendo da extensão da propagação da trinca. Fatores como propriedades do material e as condições de avanço e de velocidade de corte são responsáveis por determinar o quanto o segmento de material rompido permanecerá unido ao cavaco recém-formado, originando em cavacos contínuos ou descontínuos.
- *Saída do cavaco*: devido ao movimento relativo entre a ferramenta e a peça, tem-se o inicio de um escorregamento da porção de material deformado e rompido (o cavaco) sobre a superfície de saída da ferramenta de corte. No instante que ocorre esse evento, uma nova lamela de material está se formando e passando pelos mesmos processos.

Durante o ciclo de formação do cavaco, a zona de cisalhamento primária é definida pela deformação plástica que acontece por um determinado período. O ângulo de cisalhamento é formado pelo plano de cisalhamento primário e o plano de corte, o qual é referencia da quantidade de deformação dentro da zona de cisalhamento primária (Figura 2.5). Ângulo de cisalhamento pequeno significa grande quantidade de deformação no plano de cisalhamento primário, exigindo maior trabalho e maior potência de máquina (ROHLOFF, 2012).

Assim, o fenômeno da formação do cavaco, desde que esteja em condições normais de trabalho, torna-se periódico, uma vez que as fases descritas acima acontecem ciclicamente (MACHADO et al., 2011).

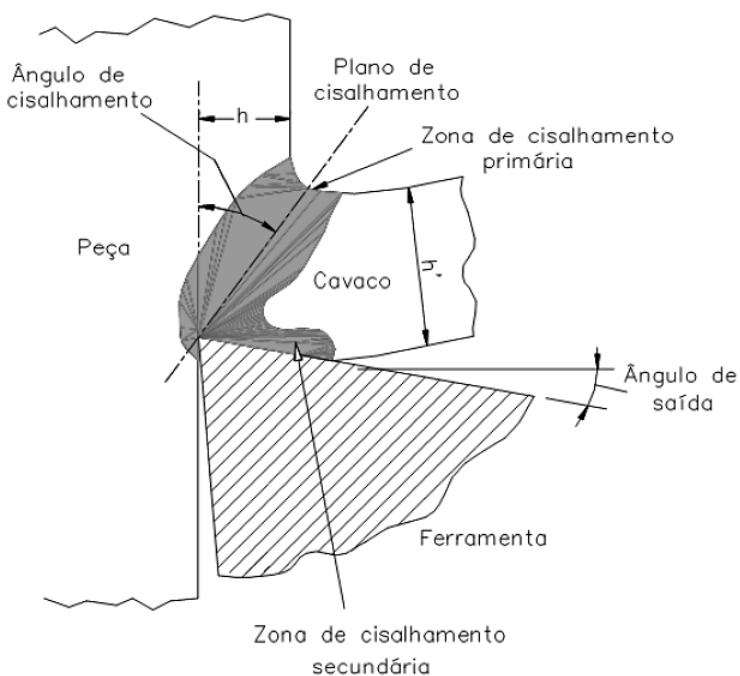


Figura 2.5 – Mecanismo de formação de cavacos (ROHLOFF, 2012)

Os cavacos são classificados de maneira morfológica, e podem ser contínuos, descontínuos e segmentados. O cavaco pode ainda ser diferenciado quanto a sua forma: em fita, helicoidal, em espiral e em lascas ou pedaços. Os cavacos longos podem gerar transtornos e dificultar o processo de usinagem, prejudicar o acabamento da superfície usinada e acelerar o desgaste da ferramenta de corte. A norma ISO 3685 (1993) classificou de maneira mais detalhada as formas dos cavacos, representada na Figura 2.6 (MACHADO et al., 2011; FERRARESI, 1969)

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– Soltos		
1–3– Emaranhado	2–3– Emaranhado		4–3– Emaranhado	5–3– Emaranhado			

Figura 2.6– Formas de cavacos produzidos na usinagem de metais (ISO, 1993)

Na usinagem geral dos materiais endurecidos os tipos de cavacos dependem de diversos fatores, principalmente das propriedades mecânicas e termo-químicas do material da peça usinada, a geometria da ferramenta, os parâmetros de usinagem utilizados, as condições na zona primária de cisalhamento, as possíveis interações que podem acontecer entre a zona primária e secundária de cisalhamento, além do comportamento dinâmico da máquina ferramenta e sua ligação com o processo de corte (ROHLOFF, 2012).

Segundo Becze et al. (2000), o processo de formação de cavacos na operação de desbaste de um aço ferramenta D2 temperado (dureza 63 HRC), em uma máquina de cinco eixos, produziu cavacos na forma de lascas e serra. Observaram também a formação de uma camada branca na zona secundária de corte em todas condições de desbaste utilizadas. Houve variação substancial no tamanho do cavaco produzido, indicando variação nos esforços de usinagem. Os autores concluíram que o processo de formação do cavaco não foi afetado pela usinagem da máquina de cinco eixos, onde conseguiram excelente acabamento de superfície, mesmo com a presença de vibrações em todas as condições de desbaste utilizadas.

WANG et al. (2014) investigaram o processo de formação do cavaco e a mudança da morfologia durante o fresamento em alta velocidade de dois aços endurecidos (SKD11 – 62 HRC e S136 – 51 HRC). Eles estudaram também diversos fatores que influenciam na formação de cavacos, tais como a velocidade de corte, velocidade de avanço, profundidade de corte axial, entre outros. Foram encontrados cavacos contínuos e na forma de dente de serra. Eles concluíram que a morfologia dos cavacos dependia das condições de dureza e de processamento de materiais.

#### 2.2.6 Desgaste e avaria das ferramentas na usinagem

Em usinagem, as constantes trocas de ferramentas significa que sua vida está muito curta, elevando o consumo de ferramentas e o custo de produção. Reduzir as condições de usinagem poderia aumentar a vida das ferramentas, mas a utilização de baixas velocidades de corte e avanços torna o processo economicamente inviável, devido à baixa produção relacionada. Na busca de reduzir o tempo gasto e aumentar a produção neste segmento, nas últimas décadas novos produtos de materiais de ferramentas foram desenvolvidos, proporcionando ferramentas melhores e mais resistentes no mercado (BOOTHROYD e KNIGHT, 2006).

As ferramentas de corte aplicadas na usinagem irão se desgastar ou avariar, o que inevitavelmente exigirá a sua substituição, mesmo quando sua dureza e resistência ao desgaste forem elevadas (MACHADO et al., 2011).

Vários fenômenos estão envolvidos no processo de destruição das ferramentas de corte: a avaria, o desgaste e a deformação plástica. Nas ferramentas de aço rápido e metal duro qualquer um dos três pode ocorrer, mas nas ferramentas mais resistentes, caso das cerâmicas e ferramentas ultraduras (CBN e PCD) são predominantes o desgaste e a avaria, uma vez que o campo plástico destas ferramentas é praticamente inexistente (TRENT & WRIGHT, 2000; SOUSA 2006).

### 2.2.6.1 Desgaste

As ferramentas de corte, se possuir tenacidade suficiente para resistir choques térmicos e mecânicos que são inerentes ao processo de usinagem podem evitar uma avaria, mas não ficará inerte ao desgaste (MACHADO et al., 2011).

O desgaste das ferramentas de corte pode ser definido como a mudança de sua forma original durante o corte, resultante da perda gradual de material. Entretanto essa perda pode acontecer de maneira contínua e progressiva, em pequenas proporções, e às vezes no nível dos grãos do material. Pode acontecer tanto nas superfícies de folgas como nas superfícies de saídas das ferramentas, em cortes contínuos ou interrompidos (MACHADO et al., 2011).

Segundo Diniz et al., (2010) e Machado et al. (2011) pelo menos três tipos de desgaste são comuns nas ferramentas de corte, identificadas na Figura 2.7:

- *Desgaste de cratera (área A)*: ocorre na superfície de saída da ferramenta, resultado do atrito entre a ferramenta e o cavaco. A localização da cratera pode sofrer variação relacionada às propriedades do material a ser usinado e, de acordo com o processo de corte utilizado, a profundidade e a largura da cratera formada estão diretamente relacionadas com a velocidade de corte e ao avanço (FERRARESI, 1977).
- *Desgaste de flanco (área B)*: este tipo de desgaste é o mais comum de acontecer e limitar a vida da ferramenta, podendo ocorrer nas superfícies de folga primária e secundária da ferramenta, devido ao contato da ferramenta com a peça. Ele provoca a deterioração do acabamento superficial da peça, uma vez que sua aresta de corte original é totalmente modificada, afetando assim a sua integridade, fazendo com que

suas dimensões excedam a faixa de tolerância aceitável. Neste tipo de desgaste a velocidade de corte tem a maior influência (SOUSA, 2006).

- *Desgaste de entalhe* (áreas C e D): normalmente este desgaste é encontrado na superfície de folga principal, mas pode aparecer na superfície de folga secundária também, e em alguns casos pode se estender na superfície de saída da ferramenta. Apesar de vários estudos sobre o caso, o desgaste de entalhe ainda não tem uma definição concreta. Em certas condições de operação, forma-se um grande entalhe na aresta principal de corte, em uma extremidade livre do cavaco, onde a aresta de corte é enfraquecida. A aresta secundária de corte também pode aparecer entalhes, o que pode influenciar principalmente no acabamento superficial (SOUSA, 2006).

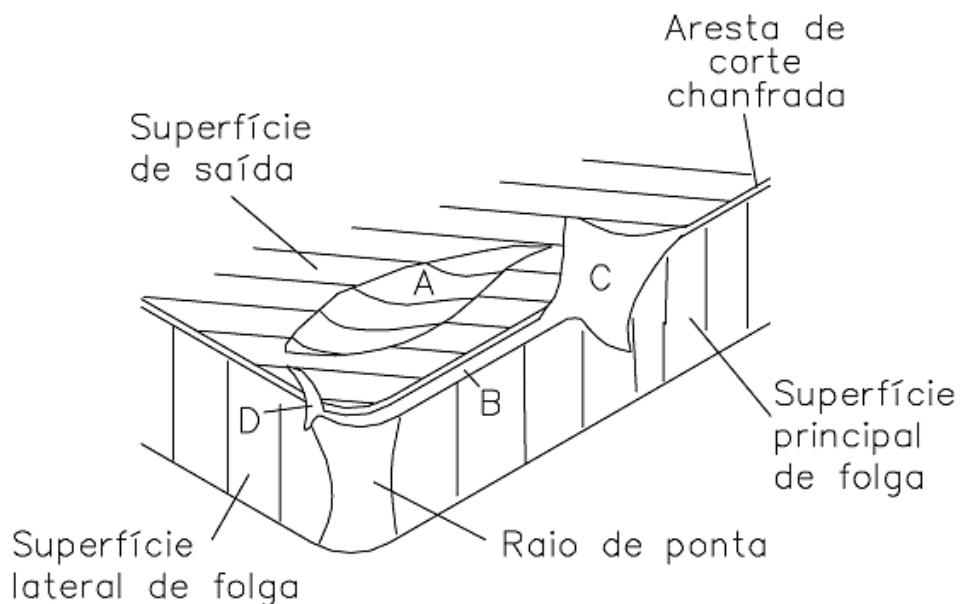


Figura 2.7 – Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte (MACHADO et al., 2011)

#### 2.2.6.2 Mecanismos de desgaste

Geralmente, quando se trabalha em condições normais de corte, todas as formas de desgastes estarão presentes na operação desenvolvida, sendo que uma delas deve prevalecer sobre as outras. Essas formas de desgastes acontecem devido aos diversos tipos de mecanismos de desgastes, apresentados na Figura 2.8, em função da temperatura (MACHADO et al., 2011)

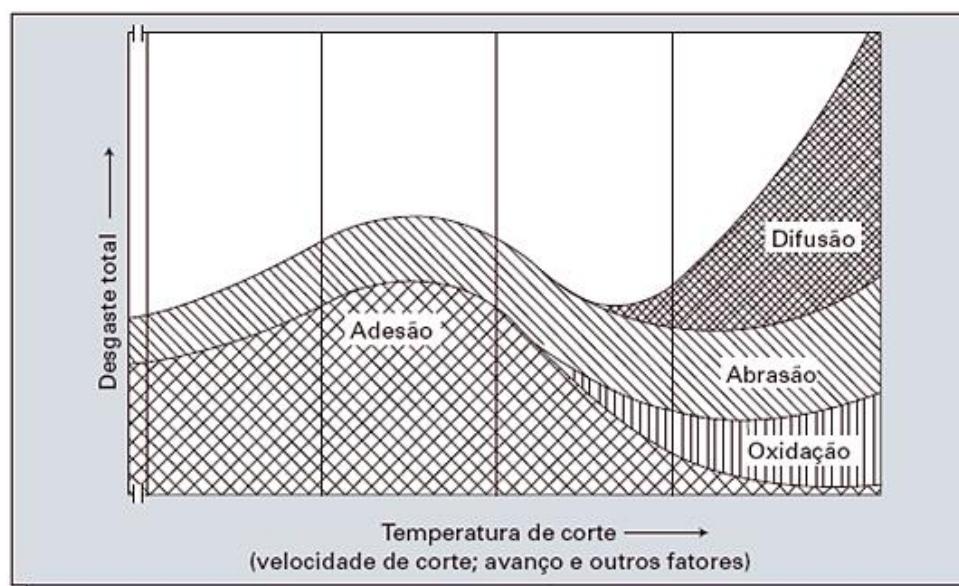


Figura 2.8 – Mecanismos de desgaste das ferramentas de corte em função da temperatura (MACHADO et al., 2011)

O desgaste da ferramenta acontece de diversas formas, fazendo com que a ferramenta chegue ao fim da sua vida de maneira rápida. Os desgastes ocorrem por diversos mecanismos. Para Trent e Wrigth (2000), são seis mecanismos de desgastes responsáveis por todas as formas de desgastes existentes na usinagem, detalhados na Figura 2.9. Os autores englobam as deformações plásticas nestes mecanismos.

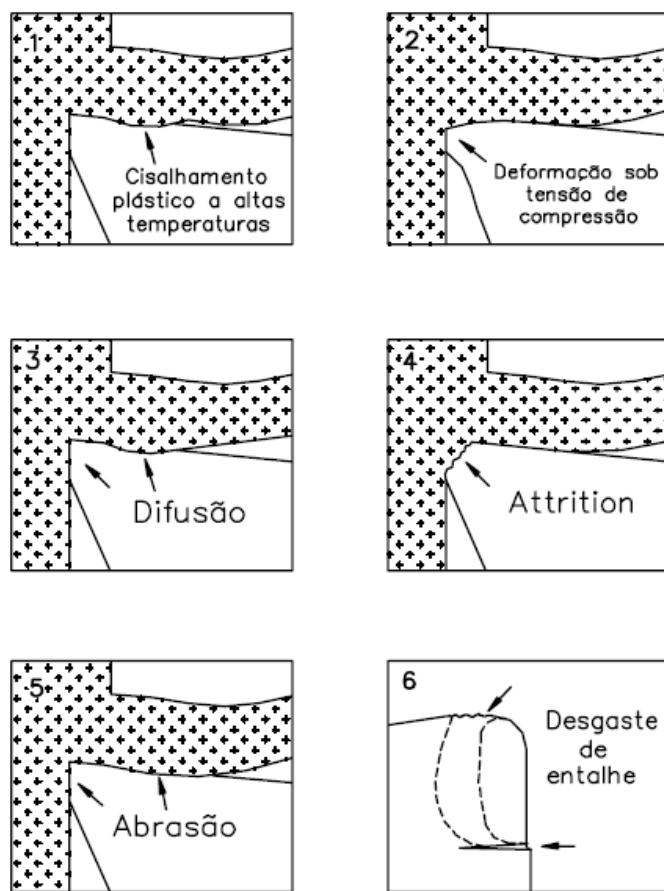


Figura 2.9 – Mecanismos de desgastes que ocorrem na ferramenta de corte (TRENT e WRIGTH, 2000 Apud SOUSA, 2006)

#### 2.2.6.3 Tipos de mecanismos de desgastes

Os tipos de desgastes encontrados nas ferramentas de cortes são:

- *Deformação plástica superficial*: segundo Trent e Wrigth (2000) é um mecanismo de desgaste, que provavelmente tende a ocorrer na usinagem de metais com alto ponto de fusão, com mais chances de ocorrer nas ferramentas menos resistentes, como o aço – rápido, onde a deformação plástica na superfície de saída é formada pelas tensões cisalhantes na interface cavaco /ferramenta, em função da temperatura.
- *Deformação plástica da aresta de corte*: o desgaste se dá pelas combinações de altas tensões de compressões e elevadas temperaturas, causando a deformação plástica na aresta das ferramentas de corte de aço rápido e metal duro (MACHADO et al., 2011).
- *Desgaste por difusão*: este mecanismo se desenvolve em nível atômico, transferindo os átomos entre os materiais da peça e da ferramenta de corte, e depende

fortemente da temperatura, do tempo e da solubilidade entre os elementos que se encontram na zona de cisalhamento secundário. Entretanto, na usinagem a velocidade relativa entre a peça e a ferramenta ou entre a ferramenta e o cavaco são alto, fazendo com que o tempo de contato entre estes materiais seja muito curto, o que levaria o mecanismo de difusão ser desprezível. Entretanto a existência da zona de aderência (zona morta ou zona de fluxo) na interface cavaco-ferramenta garante a existência desse mecanismo, sendo significativo no desgaste de cratera. As elevadas temperaturas na zona de fluxo (podendo chegar a 1000°C ou 1100°C) são suficientes para promover o processo difusivo, que tem como característica uma aparência lisa (MACHADO et al., 2011).

- *Desgaste por aderência e arrastamento:* também chamado “adesão” ou *attrition*, acontece a baixas velocidades de corte, tornando-se irregular o fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta de corte, onde, devido às baixas velocidades de corte, pode aparecer a aresta postiça de corte (APC), onde as forças de corte tendem a diminuir e prejudica o acabamento superficial. Utilizando uma profundidade de corte variável no processo de fresamento, favorece a criação de desgaste por attrition, no qual a mesma apresenta uma aparência rugosa na superfície desgastada (MACHADO et al., 2011).
- *Desgaste por abrasão:* de acordo com Machado et al. (2011), este mecanismo ocorre no momento em que o material é removido ou deslocado da superfície da por partículas de elevada dureza, podendo estar soltas entre duas superfícies ou apenas uma das superfícies de acordo com o movimento relativo. Podem ser dividido em dois grupos: “três corpos”, as partículas duras estão livres para rolar entre as duas superfícies cavaco e ferramenta, “dois corpos” é quando as partículas emergirem de uma das superfícies, essas partículas abrasivas que são precipitados duros (óxidos, carbonetos, nitretos ou carbonitretos) que desgastam a ferramenta se as tais partículas pertencerem o material da peça ou do cavaco. Neste tipo de desgaste pode envolver deformação plástica e fratura frágil, a qual a perda ou deslocamento de material se dá por microssulcamento, microcorte ou microlascamento.

No fresamento de aços para moldes e matrizes é muito importante preocupar-se com a integridade das ferramentas de corte, uma vez que o seu desgaste poderá causar variações dimensionais.

O desgaste excessivo da ferramenta de corte é provocado pelo resultado do aumento da velocidade (um dos mecanismos) de corte que induz o aumento da temperatura

de corte relacionada ao processo. Outra ocorrência comum nos processos de fresamento é o desgaste excessivo em determinada aresta, devido à dinâmica radial das arestas de corte da ferramenta causada pelo batimento radial, que recebe cargas desiguais entre as arestas de corte (WOJCIECHOWSKI e TWAROWSKI. 2012).

Segundo Nakayama et al., (1988) durante a usinagem de materiais duros, a ferramenta se desgasta devido à alta abrasividade e alta temperatura de corte utilizada no processo, causando o rápido desgaste da ferramenta, o que aumenta as forças de usinagem, especialmente força de avanço, fazendo com que acelera ainda mais o desgaste na aresta da ferramenta.

Wojciechowski e Twardowski (2012) compararam a vida da ferramenta de ponta esférica de metal duro revestido com TiAlN e nitreto cúbico de boro (CBN), em um aço temperado (X155CrVMo12-1), utilizando um processo de fresamento, mantendo um ângulo inclinação ( $\alpha$ ) constante em relação a superfície, variando a velocidade de corte ( $v_c$ ) e de avanço ( $f_z$ ). Eles concluíram que para as velocidades de cortes  $v_c = 100$  m/min, e  $v_c = 300$  m/min o mecanismo de desgaste abrasivo apresentou de forma dominante independente do material da ferramenta. Quando a velocidade de corte atingiu  $v_c = 500$  m/min ocorreu desgaste abrasivo na ferramenta de CBN e lascamento catastrófico foi encontrado na ferramenta de metal duro. Para as ferramentas de CBN os baixos valores de velocidade de corte ( $v_c$ ), o material da peça usinada permanece duro e frágil o pode causar desgaste abrasivo intenso da fresa ocorrendo o lascamento. Enquanto que as ferramentas de metal duro revestido as altas velocidade de corte aumentam a temperatura ocorrendo um desgaste excessivo.

### 2.2.7 Avarias nas ferramentas de corte

As arestas das ferramentas utilizadas no processo de corte interrompido (fresamento), por apresentarem problemas como lascamentos, trincas ou quebras são substituídas com maior frequência. O desgaste uniforme, na superfície de folga ou de saída da ferramenta, será dominante se a mesma possuir tenacidade suficiente para resistir aos choques mecânicos e térmicos durante o processo, evitando assim as avarias. No corte interrompido, uma aresta de corte pode sofrer avarias na entrada, no meio ou na saída, durante a revolução da ferramenta. Essas avarias acontecem por choques mecânicos ou devido à flutuação da temperatura, uma vez que a ferramenta se aquece durante a parte ativa do ciclo (enquanto retira cavaco), e resfria durante a parte inativa do ciclo (quando não

se retira cavaco). A Figura 2.10 demonstra os ciclos no qual acontece corte (fase ativa), e onde não acontece o corte (fase inativa) durante uma revolução (MACHADO et al., 2011).

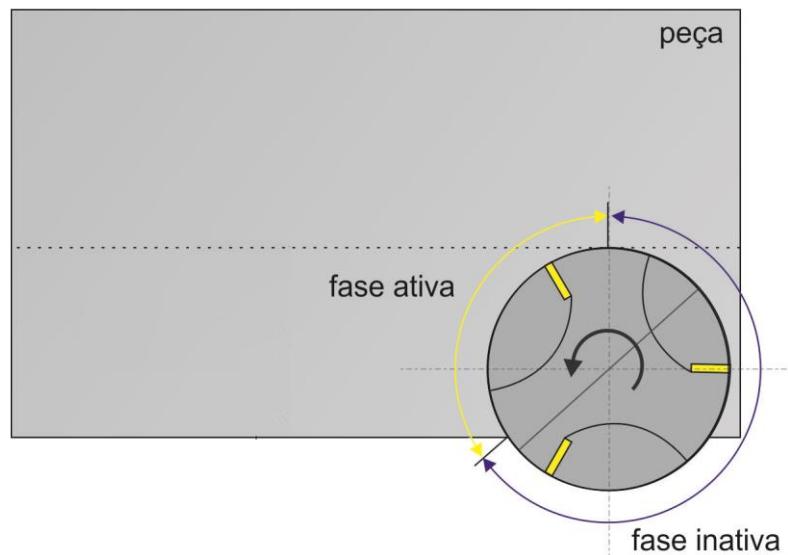


Figura 2.10 – Representação de corte interrompido em um processo de fresamento frontal indicando as fases ativa e inativa da aresta de corte.

#### 2.2.7.1 Avaria de origem térmica no fresamento

Segundo Palmai (1987), no corte contínuo a temperatura aumenta, como mostrado por uma curva “a” na Figura 2.11, e resfria de acordo com a curva “b”. No corte interrompido, durante o tempo ativo  $t_1$ , há um aquecimento, atingindo uma temperatura  $T_1$ ; em seguida tem inicio o tempo inativo  $t_2$ , nesse instante a aresta de corte começa a resfriar alcançando a temperatura  $T_1'$  completando o ciclo ao final do tempo  $t_1 + t_2$ . Como a ferramenta não perde o seu estado térmico original, praticamente os picos de temperatura subsequentes, designados por 01, 02, etc. estarão numa temperatura ligeiramente crescente.

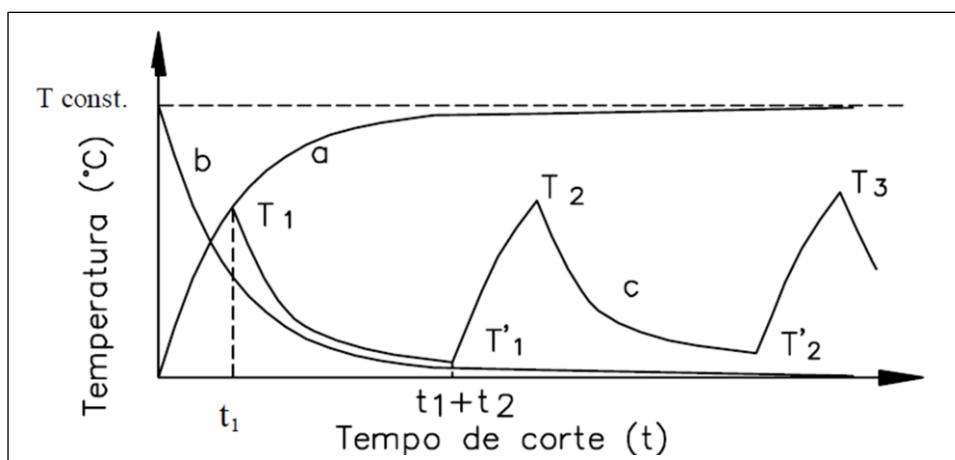


Figura 2.11– Variação cíclica da temperatura de corte no processo de corte interrompido (PALMAI. 1987)

A temperatura na interface cavaco-ferramenta, devido sua flutuação cíclica existente, modifica também de forma cíclica das distribuições de tensões na região da aresta de corte da ferramenta (Figura 2.12). Durante o período inativo em um corte intermitente, as tensões atuantes são de tração e compressão, que são responsáveis pelas formações de trincas, sendo a magnitude dos impactos mecânicos o responsável no processo de propagação dessas trincas que se iniciaram devido ao efeito térmico (FERRARESI, 1977)

O processo de flutuação cíclica da temperatura e distribuição de tensões podem ser identificados na Figura 2.12 (FERRARESI, 1977). Na Figura 2.12“a” a curva de distribuição de temperatura é descrita em relação à profundidade “x”, a partir da interface de contato ferramenta/cavaco. Na fase ativa do ciclo, no instante que o corte é executado, a camada superficial, a uma temperatura bastante alta, se dilata. Entretanto nas camadas subsequentes estão sujeitas a temperaturas inferiores, na qual terão uma dilatação bem menor. Como consequência essas camadas irão impedir uma dilatação maior na camada superficial, dessa forma dando origem a tensões de compressão, Figura 2.12“b”. As camadas mais internas estarão sujeitas à tração. Na sequência, com a variação da temperatura de corte, causado pelo resfriamento devido ao tempo inativo, os papéis se invertem e a camada superficial, que resfria mais rapidamente, estará submetida à tração e as camadas subsequentes são solicitadas por compressão (MACHADO et al., 2011).

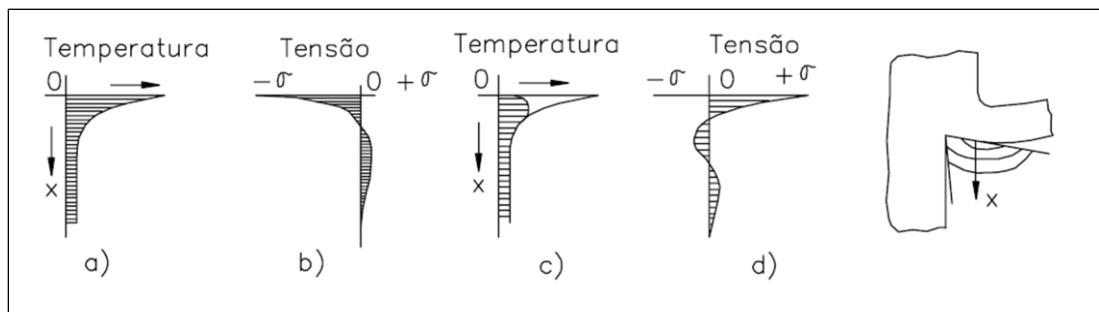


Figura 2.12 – Distribuição da temperatura e de tensões em pastilhas de metal duro no corte interrompido (FERRARESI, 1977)

De acordo com a ação cíclica que acontece no corte interrompido, taxas dependentes da rotação que podem ser elevadíssimas (50.000 rpm). Essa flutuação de tensões promove o aparecimento de trincas térmicas por fadiga, principalmente nas ferramentas de metal duro, uma vez que as ferramentas de aço rápido têm tenacidade adequada para suportar as variações de tensões sem a nucleação de trincas, enquanto que as ferramentas cerâmicas são frágeis, não suportam trincas, lascam o quebram antes do aparecimento das mesmas. No entanto os ciclos térmicos provocarão o desenvolvimento das trinca que se formam sulcos no formato de pente, que pode ser observado na

Figura 2.13. Esses sulcos se desenvolvem em duas etapas, a primeira delas corresponde abertura de trincas e a segunda etapa corresponde a transformação das trincas em sulcos. O número de sulcos está relacionado diretamente com a variação da temperatura e o número de ciclos térmicos, sendo que quanto maiores, maior será o número de sulcos produzidos. A velocidade de corte, o avanço e a tenacidade das ferramentas de cortes, tem grande poder de influência durante este processo (MACHADO et al., 2011).

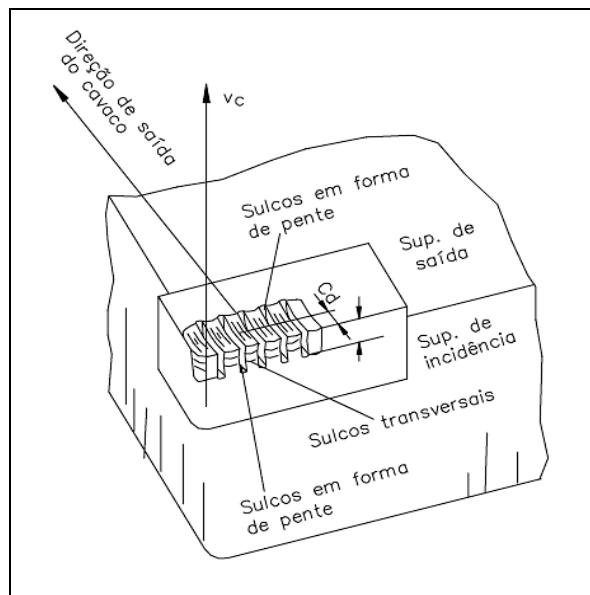


Figura 2.13 – Sulcos desenvolvidos em forma de pente (FERRARESI, 1977)

Esses sulcos se apresentam de forma perpendicular à aresta de corte e o seu desenvolvimento ocorre tanto na superfície de saída quanto na superfície de folga da ferramenta, onde a aresta de corte é fragilizada, o que facilita o aparecimento de trincas mecânicas, desenvolvidas normalmente paralelamente à aresta de corte. Quando as trincas mecânicas se encontram com as trincas de origem térmicas, elas provocam o desprendimento de porções da aresta de corte, o que reduz drasticamente a capacidade de remover material e acelerar o fim da vida da ferramenta (SOUZA, 2006).

#### 2.2.7.2 Avaria de origem mecânica no fresamento

As trincas de origem mecânicas aparecem devidas aos “choques mecânicos” que ocorrem durante a entrada ou saída da aresta de corte na peça. Propagam-se paralelamente à aresta de corte, e podem interagir com outras trincas, que pode ser de origem térmica levando ao aparecimento de lascas, condenando imediatamente a ferramenta de corte. Podem atingir tanto a superfície de saída como a superfície de folga da ferramenta (MACHADO et al., 2011).

- *Avarias na entrada da ferramenta na peça:* na operação de fresamento a cada ciclo da fresa, os insertos ou aresta cortante vai sofrer um impacto violento durante a entrada no corte, causando uma carga compressiva. Se as condições de corte utilizadas forem abusivas a ferramenta sofrerá lascamento ou quebra ainda no primeiro ciclo ou giro.

- *Avarias na saída da ferramenta da peça no fresamento:* segundo Pekelharing (1978) citado por Machado et al. (2011), os lascamentos excessivos das ferramentas de corte de metal duro utilizados no corte interrompido (fresamento) acontecem na saída da peça. Uma vez quando a ferramenta aproxima da saída da peça ocorre uma rotação no plano de cisalhamento primário, tornando-o negativo, ocorrendo um fenômeno conhecido como “formação do pé” (*foot forming*), pois o cavaco gerado tem a aparência de um pé humano. Esse fenômeno ocorre quando a aresta da ferramenta inicia o processo de deixar a peça, onde tensões atuantes de compressão são elevadas e já próximas da saída da ferramenta da peça, devido ao giro do plano primário de cisalhamento, passa a atuar tensões de tração, podendo gerar trincas na aresta cortante da ferramenta.

No trabalho apresentado por Ribeiro (2007) foi utilizado o aço VHSUPER recocido, desenvolvido pela Villares Metals, com dureza entre 44 e 46 HRC, para trabalho a quente. A peça foi fresada com ferramentas da classe GC 1025, com os seguintes parâmetros de corte:  $vc = 370$  m/min;  $fz = 0,20$  mm/dente e comprimento  $L = 40,9$  m. Ele concluiu que quanto aos mecanismos de desgaste à ferramenta sofreu desgaste abrasivo, adesão e deterioração da aresta.

No trabalho recente de Ghani et al. (2013), eles verificaram o modo de falha na aresta de corte de uma ferramenta de metal duro revestido, analisada de acordo com efeito de carga e descarga durante o fresamento, determinada em função da parte ativa e inativa, característico deste processo. Durante esse processo de usinagem eles consideraram os seguintes parâmetros: velocidade de corte, velocidade de avanço, a profundidade de corte e a aplicação de fluido de corte. Eles observaram fratura frágil nas ferramentas de metal duro, sendo iniciada pela formação de microtrincas, que se propagaram até a fratura total da ferramenta.

Pu e Singh (2013) investigaram experimentalmente o mecanismo de desgaste da ferramenta de ponta esférica, em um aço AISI A2 com ferramentas de metal duro revestidas e duas de PCBN. A ferramenta  $PCBN_A$  contém 90% de CBN e a  $PCBN_B$  contém 55% de CBN, ambos utilizaram nitreto de titânio (TiN) como ligante. Eles observaram que as ferramentas de metal duro apresentaram um desgaste de cratera após curto comprimento de corte e nenhum desgaste químico foi encontrado para as ferramentas de PCBN. Na ferramenta de  $PCBN_A$  a falha apresentada foi o lascamento, uma vez que a resistência foi reduzida no instante que a aresta de corte foi desgastada e para a ferramenta de  $PCBN_B$  foi observado abrasão na sua aplicação.

### 2.2.8 Vida das ferramentas usadas na usinagem de aços para moldes e matrizes

A vida de uma ferramenta pode ser denominada como o tempo que a aresta de corte trabalha efetivamente, antes de ser reafiada ou substituída. Normalmente, as ferramentas se desgastam seguindo uma curva padrão, com formato em “S (representada pela Figura 2.14), onde critérios são adotados com a finalidade de manter a produção dentro de condições econômicas (MACHADO et al., 2011)

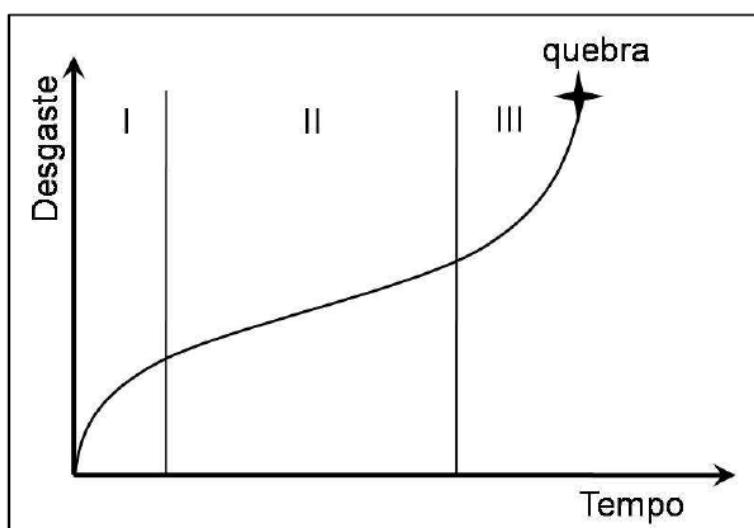


Figura 2.14 – comportamento do desgaste uma ferramenta de corte em função do tempo de corte (SILVA, 2010)

Na Figura 2.16 três estágios de desgastes são observados.

- *Estagio I* – a ferramenta sofre um desgaste acelerado, acontece no inicio de corte, e apresenta uma taxa de desgaste decrescente uma vez que a cunha de corte se acomoda ao processo.
- *Estagio II* – a taxa de desgaste se mantém constante por um longo tempo, devido à ferramenta já estar adaptada ao processo.
- *Estagio III* – o desgaste é acelerado e em pouco tempo pode acontecer à quebra da ferramenta.

Para avaliar o fim de vida da ferramenta a norma ISO 8688-2 (1989) estabelece e recomenda critérios para ferramentas de aço-rápido, demonstrados na Figura 2.15. Os critérios de fim de vida da ferramenta podem ser definidos como um valor numérico predeterminado de tipos específicos de desgaste da ferramenta. A largura da região de desgaste de flanco (VB) é o critério mais comumente usado. A aquisição do desgaste de

flanco é realizada em paralelo com uma região da superfície e o desgaste numa direção perpendicular à aresta de corte original. Os critérios recomendados são:

- Desgaste Uniforme: 0,3 mm em média por todos os dentes
- Desgaste localizado: 0,5 mm máx. Qualquer dente individualmente.

O critério de vida da ferramenta pode ser um valor numérico predeterminado de qualquer tipo de deterioração da ferramenta que pode ser medido, cada uma deve ser registrada e em que qualquer um dos limites dos fenômenos de deterioração foi atingido, a fim de que a vida da ferramenta tenha sido atingido ao máximo. Essa norma será adaptada neste trabalho, uma vez que a ferramenta utilizada foi de metal duro.

Essa norma será adaptada neste trabalho, uma vez que a ferramenta utilizada foi de metal duro.

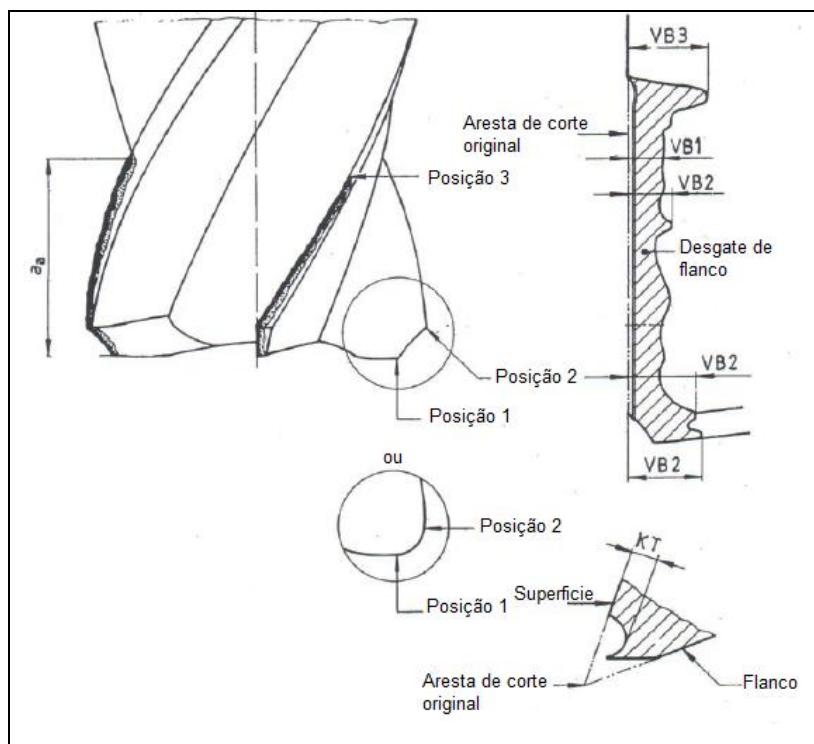


Figura 2.15 – Parâmetros utilizados para medir os desgastes em fresas de topo e brocas de aço rápido (ISO 8688-2, 1989)

Os valores dos parâmetros de desgaste sugeridos pela ISO 8688-2 para teste de vida de ferramenta de corte utilizados no fresamento podem ser aplicados tanto em laboratórios, como no chão de fábricas, com a intenção de unificar os procedimentos e com a finalidade de aumentar a confiabilidade e a comparabilidade dos resultados do teste. O

estudo pode envolver comparações de ferramentas de corte, materiais de trabalho, parâmetros de corte ou fluidos de corte, além disso, essas recomendações podem ser utilizadas para auxiliar no estabelecimento de dados de corte adequados, ou para determinar fatores limitantes e as características de usinagem, tais como as forças de corte, características de superfície usinada, a forma de cavacos, etc (ISO 8688-2, 1989).

A velocidade de corte é o parâmetro que mais influencia no desgaste de uma ferramenta de corte, por ser a principal responsável pelo aumento da temperatura localizado na região de formação de cavacos. Assim, a curva de vida de uma ferramenta de corte pode ser expressa nos termos da velocidade de corte. Expressa-se o tempo efetivo de corte ( $T$ ), normalmente em minutos, em função da velocidade de corte  $v_c$ , em m/min. Esta equação foi proposta inicialmente por Frederick Winslow Taylor, no inicio do século XX (MACHADO et al., 2011; MILAN, 1999).

A aquisição das curvas  $T \times v_c$  para uma ferramenta necessita da construção de gráficos auxiliares, fornecendo o desgaste da ferramenta em função do tempo, onde são fixados o avanço e a profundidade de corte, tendo a velocidade de corte como a única variável. Nas Figura 2.16a e Figura 2.16b estão representada as curvas de desgaste em função do tempo, onde foi utilizadas diversas velocidades de corte, para determinadas condições de usinagem e a curva de vida para uma referida ferramenta para um especificado desgaste de flanco, construídas a partir das curvas de desgaste (MACHADO et al., 2011; MILAN, 1999).

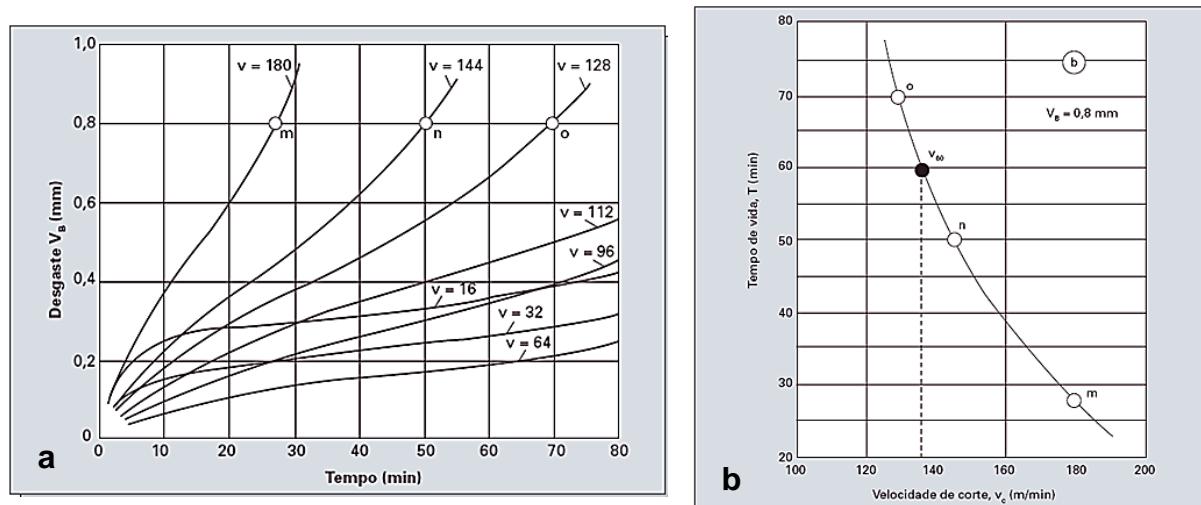


Figura 2.16 – Construção da curva de vida da ferramenta  $T \times v_c$  a) curvas de desgaste em função do tempo de usinagem ( $V_B \times T$ ), b) curva de vida da ferramenta ( $T \times v_c$ ) para  $V_B = 0,8$  mm (MACHADO et al, 1999)

Depois de construídas essas curva de vida das ferramentas pode-se obter a velocidade de corte para uma determinada vida da ferramenta (como exemplo, 60 minutos,  $v_{c60}$ , onde neste caso a velocidade de corte é de aproximadamente 135 m/min, analisando a Figura 2.16b). Esses valores são de extrema importância para comparação entre o desempenho dos materiais ou de ferramentas (MILAN, 1999). Colocando a curva de vida em um gráfico bilogarítmico sua representação indica uma exponencial entre  $T \times vc$ , muito próxima e uma representação linear, como representado na Figura 2.17 (MACHADO et al., 2011).

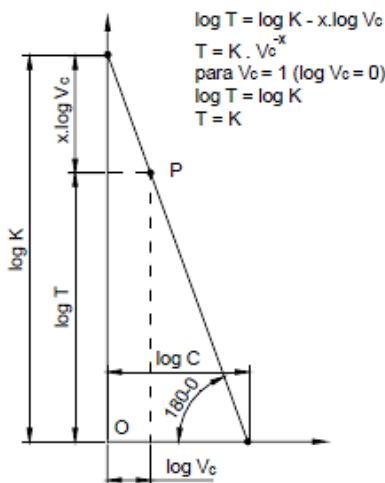


Figura 2.17 – Escala Bilogarítmica da curva de vida da ferramenta (MILAN, 1999).

A curva acima pode ser representada pela seguinte expressão:

onde,

$x$  = coeficiente angular da reta.

K = vida da ferramenta para uma velocidade de corte de 1 m/min.

Podendo ser expressa da seguinte forma;

Com a aquisição das velocidades de corte através da equação de Taylor, o processo de usinagem pode ser otimizado, uma vez que essas velocidades podem ser consideradas velocidades ótimas de corte. Diversas equações são encontradas na literatura para avaliar a vida da ferramenta, levando em conta os principais parâmetros envolvidos na usinagem, sendo a mais utilizada a equação desenvolvida por Taylor. Mais tarde ela foi expandida (equação 3), para considerar outros parâmetros importantes como: avanço  $f$ , profundidade

de corte a e um parâmetro de desgaste, como o  $VB_{B\text{MAX}}$ , por exemplo (DOS SANTOS et al., 1999).

$$T = K \cdot v_c^A \cdot f^B \cdot a_p^C \cdot VB_{B\text{máx}}^D, \text{ ou } v = W \cdot f^E \cdot a_p^F \cdot T^G \cdot VB_{B\text{máx}}^H \quad (3)$$

Onde:

$T$  é a vida útil da ferramenta (min),  $v_c$  é a velocidade de corte (m/min),  $f$  é o avanço (mm/volta),  $a_p$  é a profundidade de corte (mm) e  $VB_{B\text{máx}}$  é o desgaste máximo do flanco (mm), mas também poderia ser outro parâmetro de desgaste, tais como o desgaste médio do flanco,  $VB_B$ , ou a profundidade da cratera,  $K_T$  e  $K$ ,  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $D$ ,  $W$ ,  $E$ ,  $F$ ,  $G$  e  $H$  são constantes da equação.

Duarte e Arruda (1993) desenvolveram uma técnica que adota um critério baseado na minimização da razão entre valores máximos e mínimos singulares da matriz de sensibilidade ( $X$  da equação 5), após observar que a precisão dos coeficientes de Taylor dependem do inverso da matriz para serem ajustados. A precisão da estimativa está diretamente relacionada com o inverso dos valores singulares, e com base neste critério acontece uma seleção de um conjunto de testes que resulta em um conjunto de coeficientes estimados com o mesmo grau de precisão. Entretanto o critério de experimento ótimo está relacionado com a minimização da razão entre valores máximos e mínimos singulares da matriz de sensibilidade.

Cada parâmetro de corte selecionado será de acordo com os valores mínimos e máximos estipulados (faixa de condições de corte considerada), que serão alimentados em um programa de otimização, que gera quatro conjuntos de condições de corte, número mínimo de testes necessários para determinar os coeficientes da Equação expandida de Taylor. O software gera cinco mil conjuntos de condições de corte, selecionando quatro conjuntos, resultado da razão entre valores máximos e mínimos singulares da matriz de sensibilidade. Depois de realizados estes testes, seus resultados são utilizados para estimar os coeficientes da Equação expandida de Taylor, apresentando seus respectivos desvios padrão. Calculado os primeiros coeficientes com os desvios padrão estimados, a vida das ferramentas pode ser calculada para uma condição de corte pré-determinada, calculando o erro médio de vida da ferramenta, através da diferença entre os tempos calculados e os medidos, avaliando assim a qualidade da equação gerada.

A estimativa dos coeficientes para o teste de vida da ferramenta é feita através da aplicação de logaritmos em ambos os lados da equação (3) com a finalidade de ser

transformado em um problema de estimativa linear, como é representado na equação (4), que será utilizado neste trabalho.

Na forma matricial:

$$Y = Xb$$

$$\begin{Bmatrix} \ln VB_{MAX1} \\ \ln VB_{MAX2} \\ \ln VB_{MAX3} \\ \vdots \\ \ln VB_{MAX3} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & \ln v_1 & \ln f_1 & \ln a_1 & \ln T_1 \\ 1 & \ln v_2 & \ln f_2 & \ln a_2 & \ln T_2 \\ 1 & \ln v_3 & \ln f_3 & \ln a_3 & \ln T_3 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 1 & \ln v_N & \ln f_N & \ln a_N & \ln T_N \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} C^* \\ H^* \\ E^* \\ F^* \\ G^* \end{Bmatrix} \quad (5)$$

Onde X é conhecida como a matriz de sensibilidade,  $C^* = -\ln C / H$ ,  $H^* = 1 / H$ ,  $G^* = -G / H$ ,  $E^* = -E / H$ ,  $F^* = -F / H$  e N é o número de vezes que o teste é interrompido para medições de desgaste.

o valor de  $b$  é estimado utilizando o método dos mínimos quadrados, de acordo com a equação (6) (DOS SANTOS et. al,1999):

$$\mathbf{b} = (\mathbf{X}^T \mathbf{X})^{-1} \mathbf{X}^T \mathbf{Y} = \mathbf{V} \mathbf{X}^T \mathbf{Y} \dots \quad (6)$$

Um intervalo de confiança pode ser estimado assumindo a seguinte hipótese clássica:

1. Os erros de medição ocorrem apenas para a variável independente  $VB_{BMAX}$ ;
  2. Os erros de medição são modelados por uma distribuição normal com média zero e desvio padrão constante;
  3. Os erros de medição não são auto-correlacionados.

A equação Expandida de Taylor é um dos mais eficientes indicadores da usinabilidade de um material, por estabelecer uma relação entre a vida da ferramenta, os parâmetros de usinagem e o critério de fim de vida adotado.

Os coeficientes da equação de Taylor são estimados usando o método dos mínimos quadrados e, normalmente, nenhum empecilho tem sido observado, quer na concepção da experiência ou a confiabilidade dos valores, ou na estimativa dos coeficientes (DOS SANTOS et al., 1999)

## 2.3 Ferramentas de corte usadas na usinagem de aços para moldes e matrizes

### 2.3.1 Materiais das ferramentas utilizadas na usinagem de moldes e matrizes

A evolução das estratégias de usinagem tem sido um ganho muito importante visando reduzir o tempo de usinagem e o desgaste de ferramenta (AGUIAR, 2012). Com o aparecimento da usinagem em alta velocidade (HSM), as ferramentas necessitam de propriedades importantes, já que devem resistir a condições severas, onde são submetidas a elevadas tensões, temperaturas e fadiga, e devem apresentar uma vida longa, tornando-se assim tema importante para pesquisas na área (TOH, 2004).

Segundo Machado et al. (2011), de maneira geral dureza e a tenacidade dos materiais são propriedades opostas (normalmente a alta dureza esta associada a baixa tenacidade, e vice versa), e encontrar materiais para as ferramentas que possam adequar estas duas importantes características é um desafio contínuo dos fabricantes de ferramentas de corte. Entretanto, os elevados investimentos em pesquisa têm apresentado bons resultados, uma vez que já é possível encontrar um número elevado de ferramentas que apresentam composições químicas diferentes, tamanho de grãos menores, controles de processos de fabricação e tratamentos térmicos muito bem controlados, que permitem conferir excelentes graus de pureza para a produção de ferramentas de excepcional qualidade.

Nos materiais das ferramentas de corte utilizadas nos processos de usinagem são desejáveis várias propriedades, onde as principais são (MACHADO et al., 2011): alta dureza; tenacidade suficiente para evitar falha por fratura; alta resistência ao desgaste abrasivo; alta resistência à compressão; alta resistência ao cisalhamento; boas propriedades mecânicas e térmicas e manutenção da propriedades em temperaturas elevadas; alta resistência ao choque térmico; alta resistência ao impacto e ser inerte quimicamente.

Na Figura 2.18 estão apresentados os diversos materiais empregados para ferramentas de corte nos dias de hoje, onde vale a relação dureza/tenacidade, isto é, quando se aumenta a dureza do material nota-se que a tenacidade cai e vice-versa (SOUZA, 2006).

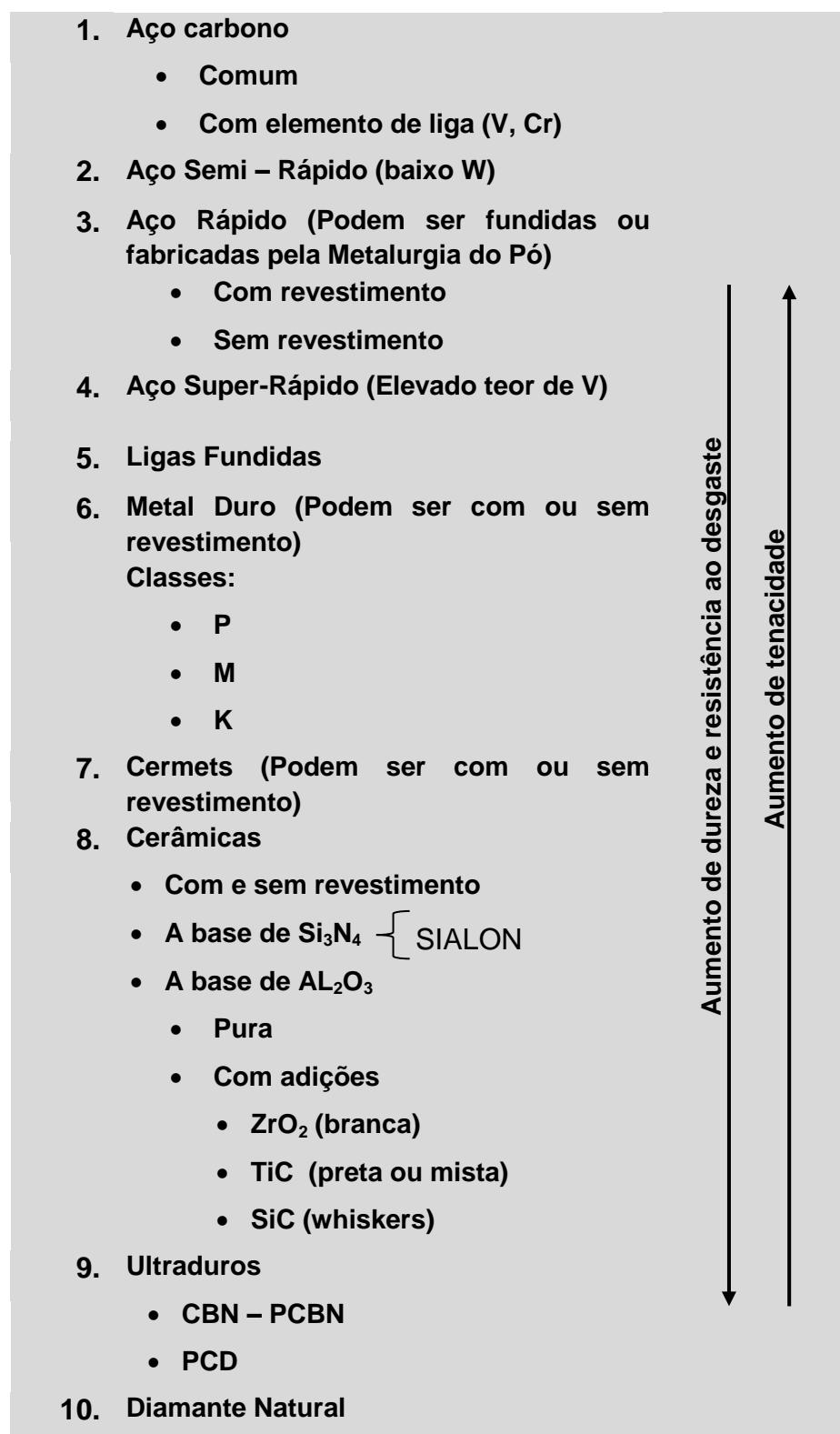


Figura 2.18 – Materiais detalhados para ferramentas de corte (MACHADO et al., 2004)

O metal duro é um produto da metalurgia do pó, resultado do composto de partículas duras de carbonetos de tungstênio (WC) associadas com outros carbonetos como,

carbonetos de titânio (TiC), carbonetos de tântalo (TaC) ou de nióbio (NbC) sinterizado com um ou mais metal do grupo do ferro (ferro, níquel ou cobalto) usado como aglomerante, que na maioria das vezes é utilizado o Cobalto (Co), transformando essas partículas em um corpo de alta dureza e resistência à compressão. O metal duro pode ser encontrado com elevada tenacidade ou com alta resistência ao desgaste, mas mesmo com essas propriedades existem no mercado materiais mais avançados, que são superiores ao metal duro, como o nitreto de boro cúbico (CBN) e os cerâmicos ( $Al_2O_3$ ,  $Si_3N_4$ ) (DINIZ et al, 2010).

Para usinagem de aços endurecidos as ferramentas de metal duro são revestidas, com a finalidade de oferecer maior resistência, diminuir o atrito na interface cavaco-ferramenta, formar uma barreira térmica entre a peça/cavaco-substrato e apresentar melhor estabilidade química. Estas ferramentas podem ser revestidas com camadas de TiN, TiC, TiCN, TiAlN, CrN, utilizando o processo PVD (AGUIAR, 2012). Este processo é o mais indicado para revestir ferramentas para o fresamento, uma vez que, ao contrário do processo CVD, ele não reduz a tenacidade do inserto. A predominância das ferramentas de metal duro sobre as demais se dá pelas suas propriedades e relação custo/ benefício,

### 2.3.2 Geometria das ferramentas de corte para aços de moldes e matrizes

A geometria correta da ferramenta, além de garantir melhor desempenho também poderá proporcionar acesso às áreas desejadas como cavidades profundas, característico da usinagem de moldes para injeção plástica. Entretanto, essas cavidades exigem ferramentas com resistência à flexão adequada, para minimizar problemas com acabamento superficial, erros dimensionais de forma e posição, além de contribuir com o aumento da vida da aresta de corte. Em muitos casos de usinagem, fresa de topo esférico tem apresentado resultados satisfatórios, mas ela tem uma particularidade, uma inclinação da peça ou da própria ferramenta durante o processo, com a finalidade de evitar o contato no centro da ferramenta, onde a velocidade de corte é zero (GOMES, 2001).

Ferramentas de metal duro, na sua grande maioria, são revestidas e a finalidade desse revestimento, que são depositados em camadas, é aumentar a resistência ao desgaste da superfície que tem contato direto com o cavaco e com a peça. Os revestimentos dessas ferramentas são realizados de acordo com a dureza dos materiais a ser usinado. As pastilhas de metal duro revestida com TiCN são adequadas para usinagem de materiais com dureza inferior a 42HRC, as ferramentas com revestimento de AlTiN são ideais para materiais com dureza de 42HRC e superiores, entretanto, o desempenho pode

variar em função do tipo de material usinado e do tipo de cobertura da ferramenta. Nas máquinas de usinagem de altas velocidades de corte (HSC – *High speed cutting*) as ferramentas são agrupadas da seguinte maneira: CBN e do SiN para ferros fundidos, ferramentas de metal duro com revestimento de TiN e TiCN para ligas de aço de até 42 HRC e TiAlN para ligas de aço de 42 HRC e acima. Quando necessita de aplicações especiais, principalmente na operação de torneamento em aço com dureza mais elevada (de 55 a 65 HRC), os insertos de PCBN podem ter sucesso garantido (DINIZ et al, 2010; FALLBÖHMER, 2000).

A usinagem de aços endurecidos não tem diretriz a serem seguidas, mas visando a usinagem desse material, algumas propriedades podem ser caracterizadas (NAKAYAMA et al., 1988):

- a) *Elevada dureza*: A regra é que a ferramenta de corte possua dureza mais elevada que a peça a ser usinada (normalmente mais do que três vezes). A área de contato entre a ferramenta e a peça geralmente é muito pequena, mas pode provocar forte impacto e gerar grandes tensões durante a usinagem.
- b) *Alta abrasividade*: onde a ferramenta de corte necessita de elevada resistência contra o desgaste abrasivo.

No trabalho de PU e Singh (2013) eles concluíram que, apesar das ferramentas de PCBN ter custos de aproximadamente 5 vezes maior em relação aos metais duros, quando foi utilizadas ferramentas de corte de PCBN o custo total foi reduzida em 40% no tempo total, e isso acontece devido as taxas de remoção maior, o que reduz o tempo de polimento para os aços endurecidos. Tecnicamente, o PCBN apresenta diversas vantagens em comparação ao metal duro revestido, com reduções de custos significativos e melhoria de produtividade.

## 2.4 Métodos de Fresamento

O processo de fresamento se distingue em dois métodos, o periférico ou tangencial e o frontal ou de topo, cada um deles com suas particularidades, apresentando suas vantagens e desvantagens, que são observados de acordo com a ferramenta utilizada, a posição que ela trabalha e o tipo de fresadora utilizada no processo. Neste trabalho foi utilizada o fresamento de topo.

A Figura 2.19 ilustra o fresamento periférico ou tangencial e o frontal ou de topo

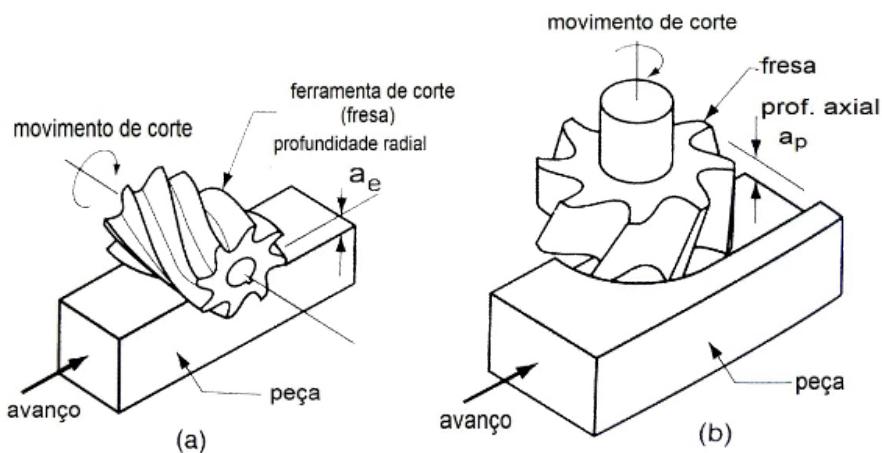


Figura 2.19 – A figura (a) demonstra um fresamento cilíndrico tangencial (b) fresamento cilíndrico frontal (EBAH, 2006-2013).

No fresamento periférico (ou tangencial) a superfície que será usinada se encontra paralela ao eixo da fresa, onde as arestas de corte estão situadas na periferia da ferramenta, perpendicular ao plano de trabalho e, na maioria das vezes, é utilizada nas fresadoras universais. Neste tipo de fresamento a profundidade de corte  $a_p$  é expressivamente maior que a penetração de trabalho  $a_e$  (CIMM, 2013; DINIZ et al., 2010).

No fresamento frontal, a superfície usinada é perpendicular ao eixo da fresa, onde os dentes ativos estão localizados na superfície frontal da ferramenta. No fresamento frontal, a superfície usinada é gerada pelas arestas de corte secundárias que são normalmente perpendiculares ao eixo da fresa. Nesse método, na maioria das vezes, obtém-se superfícies planas, ressaltos, etc. A penetração de trabalho  $a_e$  nessa operação é expressivamente maior que a profundidade de corte  $a_p$  (DINIZ et al., 2010; CIMM, 2013).

#### 2.4.1.1 Fresamento de topo

No fresamento de topo a aresta de corte tem atuação tanto na face frontal quanto na tangencial da ferramenta, durante a ação do corte acontece de forma paralela e perpendicular ao eixo de rotação da ferramenta de corte ao mesmo tempo. (SILVA, 2010).

O movimento de giro da fresa deve ser observado no momento que a operação está sendo executada, pois esse movimento é de importância fundamental para definir se o corte será concordante ou discordante.

No **fresamento concordante** o sentido o sentido de rotação de fresa e do avanço da peça é o mesmo no ponto de contato. No inicio do corte, o cavaco tem espessura máxima e o mesmo vai decrescendo no momento que o cavaco se forma, ou seja, mínimo no final (teoricamente zero), neste movimento a peça é forçada contra a mesa, representada na Figura 2.20.

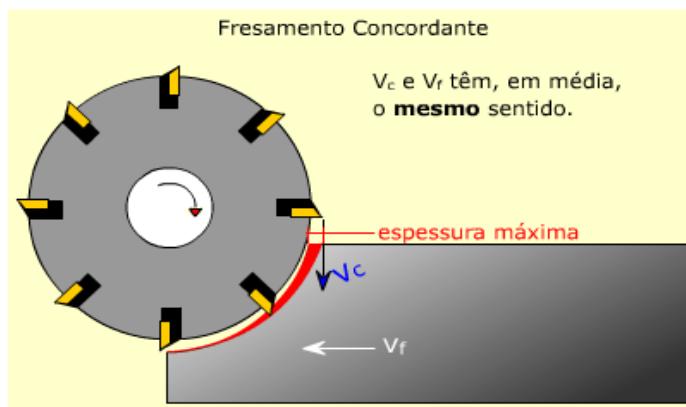


Figura 2.20 – Representação esquemática do fresamento concordante (CIMM, 2013)

Esse método não apresenta bons resultados nas máquinas que trabalham com avanço da mesa baseado em porca/parafuso, uma vez que com o passar dos tempos e com o desgaste vai apresentar uma folga. Essa folga é empurrada no momento do esforço de corte quando se utiliza o movimento concordante, executando movimentos irregulares na mesa, proporcionando acabamento insatisfatório da peça usinada e até mesmo quebra dos dentes da fresa (UNIFEI, 2013).

No **fresamento discordante** acontece justamente o contrário do que ocorre no fresamento concordante. Neste método, no ponto de contato o sentido da velocidade de corte é contrário ao sentido de avanço das peças, a formação do cavaco acontece com espessura mínima no inicio (teoricamente zero) crescendo para o final, representada na Figura 2.21, o que faz com que a força de corte tenha a tendência de levantar a peça fixada na mesa, podendo gerar vibrações indesejadas se a peça for longa e fixada de forma inadequada.

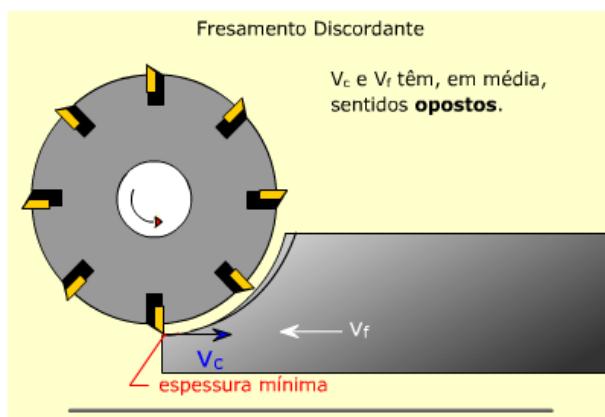


Figura 2.21 – Representação do fresamento discordante (CIMM, 2013)

No fresamento discordante a ferramenta normalmente desgasta um pouco mais, uma vez que, devido a mínima espessura do cavaco, o início do corte é dificultado, encruando o material localmente, elevando a dureza, fazendo com que a ferramenta de corte tenha um desgaste mais elevado. A folga entre porca/parafuso não tem influencia neste método, o que torna o movimento da mesa seja mais uniforme, e tendo um acabamento satisfatório (UNIFEI, 2013).

De maneira geral o fresamento concordante tem maior preferência na usinagem, por gerar menores forças de cortes e potência requerida, além de maior rigidez. O fresamento discordante, entretanto, proporciona melhores resultados em peças de seção pequena, se porventura haver folga no mecanismo de avanço, na usinagem de peças fabricadas pelo processo de fundição e forjamento, devido à existência de uma camada dura na superfície (SILVA, 2010).

A fabricação de um molde pode envolver vários processos de usinagem. Entretanto, o fresamento é o processo responsável pela remoção da maior quantidade de material, tendo grande influência nas operações subsequentes, que interfere na qualidade, no custo e tempo de fabricação desse produto (SOUZA e BONETTI, 2007).

Souza et al (2014) estudaram as influencias das variáveis sobre a força de usinagem ( $F_u$ ), no fresamento de um aço AISI P20 (30 HRC), com os seguintes parâmetros:  $v_c = 220, 330$  e  $440$  m/min;  $f_z = 0,1$  mm/dente;  $a_p = 0,8$  mm;  $a_e = 0,3$  mm; ferramenta de metal duro com ponta esférica com 16 mm de diâmetro. Para análise dos resultados os autores utilizaram ANOVA e observaram que o sentido de corte da ferramenta (discordante e concordante) não apresentou influencia significativa sobre a força.

A busca pelo melhor método para usinar aços de elevada dureza tem sido constante, com a finalidade de uma produção mais rápida, onde, neste contexto, vários métodos são sugeridos para uma produção adequada.

#### 2.4.2 Fresamento de Aços para Moldes e Matrizes

Para definir as condições adequadas para a operação de fresamento são envolvidos vários fatores, tais como (GOMES, 2001): Tipo e condições do material da peça a ser usinada; Forma e dimensões da peça; Tipo da ferramenta; Material da ferramenta; Geometria da ferramenta; Sistema máquina-ferramenta-peça-dispositivo de fixação; Sistema de refrigeração; Recursos tecnológicos de planejamento, programação e controle do processo de usinagem.

O processo de fresamento possui algumas características específicas que são diferenciadas dos demais processos de usinagem, tais como (MOURA, 2012):

- O processo de remoção de material acontece com o movimento circular da ferramenta de corte;
- A superfície é gerada com a atuação de várias arestas da ferramenta de corte que atua de forma alternada;
- O avanço da peça acontece de forma normal ou obliqua no sentido de rotação da ferramenta;

Uma característica necessária desse processo é a elevada rigidez, onde o mesmo deve suportar os choques mecânicos envolvidos no processo de fresamento, decorrente da fase ativa (onde ocorre remoção de material) e da fase inativa (onde não há remoção de material). Para que bons resultados sejam alcançados nos processos de fresamento, o conjunto ferramenta-peça e seu arranjo dependem da rigidez (SILVA, 2010).

O acabamento final e a exatidão dimensional da peça podem ser afetados por fatores como: deflexão da ferramenta, vibração proveniente de folgas, desgaste excessivo ou quebra das ferramentas. Portanto, a rigidez do sistema é de fundamental importância para garantir qualidade, produtividade e redução de custos (SILVA, 2010).

Normalmente existem três etapas principais a ser seguidas no processo de usinagem (HSM) no fresamento de moldes e matrizes, como (TOH, 2005):

- *Desbaste*: é a etapa onde material da peça é removido em maiores profundidades de maneira mais rápida, deixando um sobremetal para o semi-acabamento. A precisão dimensional da peça ou rugosidade da superfície não é levada em consideração nesta etapa. Normalmente a fresa de topo tem melhor desempenho para este processo devido à alta eficiência de remoção de material e tempo de vida da ferramenta, entretanto, na usinagem de aços endurecidos, uma fresa raio de canto ou fresa hemisférica é geralmente utilizado.
- *Alívio de Cantos e Semi-acabamento*: tem como objetivo remover os degraus gerados na fase de desbaste, deixando uma espessura uniforme para o acabamento final. Esta operação tem a finalidade de manter a remoção do material constante e uniforme. Isto é particularmente importante em cantos e outras áreas de difícil acesso e tem o objetivo é minimizar a deflexão de corte e desgaste da ferramenta durante o acabamento. Na operação de pré-acabamento é importante manter uma taxa de remoção de material constante para subsequentemente realizar o acabamento, especialmente nos cantos e em outras regiões de difícil acesso.
- *Acabamento*: a função do acabamento é deixar a peça na forma final, a precisão dimensional, a ausência de sulco e a rugosidade são os critérios mais importantes. Essa operação geralmente requer a maior quantidade de tempo de usinagem, devido às baixas profundidades de corte e avanço.

## 2.5 Acabamentos da superfície e precisão dimensional de peças usinadas para moldes e matrizes.

O acabamento de uma superfície usinada está relacionado com diversos fatores como: a rugosidade, ondulações e falhas. As irregularidades superficiais ou erros geométricos em que seus espaçamentos são maiores do que as que são consideradas rugosidades são definidas como ondulações. Diversos fatores podem influenciar nas ondulações, tais como vibrações, deflexões da ferramenta e/ou da peça, erros na fixação da peça e/ou ferramenta, entre outros. Já as falhas são interrupções que ocorrem na topografia de uma superfície, ocorrendo de formas inesperadas e indesejadas. Essas falhas normalmente podem ser o resultado de defeitos inerentes ao processo de fabricação ou podem acontecer durante o processo de corte, causados por inclusões, trincas, bolhas, etc (MACHADO et al., 2011).

Integridade superficial não pode ser definida apenas em uma dimensão e não abrange somente a textura da superfície ou a sua forma geométrica, envolvendo diversas características da superfície usinada e de camadas abaixo desta (MACHADO et al., 2011).

O termo integridade superficial engloba as variações dimensionais da superfície e as modificações microestruturais e de propriedades sub-superficiais. As variações dimensionais das superfícies podem ser avaliadas em termos macrogeométricos, resultante da medida dos desvios de dimensões, formas e posições; e microgeométrico onde a rugosidade é a mais avaliada, necessitando de aparelhos como rugosímetro e perfilômetros (MACHADO et al., 2011).

A Norma NBR ISO 4287 (2002) especifica termos, definições e parâmetros para a determinação do estado da superfície (rugosidade, ondulação e perfil primário) pelo método do levantamento do perfil. Essa norma adota o termo da linha média para aquisição de medidas para o perfil de rugosidade.

O comprimento de amostragem ( $l_r$ ) é definido pela Norma NBR ISO 4287 (2002) como um comprimento na direção do eixo X, usado para identificar as irregularidades características do perfil sob avaliação. Já comprimento de avaliação ( $l_n$ ) é compreendido como o comprimento na direção do eixo X, usado para estabelecer o perfil sob avaliação, podendo conter um ou mais comprimentos de amostragem. Para obter uma maior confiabilidade dos dados, normalmente recomenda-se um comprimento de avaliação equivalente a cinco vezes o comprimento de amostragem, como mostra a Tabela 2.2 (MACHADO et al., 2011).

Tabela 2.2 – Valores recomendados referentes aos comprimentos de amostragem e de avaliação (ISO 4288, 1996 apud MACHADO, 2011)

Faixa de Ra ( $\mu\text{m}$ )	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

A Norma NBR ISO 4287 (2002) define diversos parâmetros de rugosidades relacionados à sua amplitude (média das ordenadas), sendo que alguns desses parâmetros são:

- *Desvio aritmético médio do perfil avaliado (Ra):* é definido como a média aritmética dos valores absolutos das ordenadas, no comprimento de amostragem, em relação à linha média.

Esse parâmetro ( $R_a$ ) pode ser calculado de maneira simplificada através da Equação 7 (RIBEIRO, 2007).

Onde:

$A_m$  = média aritmética das áreas acima e abaixo da linha média ( $\mu\text{m}^2$ );

$l_m$  = comprimento de medição (mm)

O Ra é um dos parâmetros de medição mais utilizados em nível mundial e aplicados à maioria dos processos de fabricação. A maioria dos equipamentos para esta aquisição apresentam os parâmetros de forma analógica ou digital, onde suas medições são relativamente simples, e seus parâmetros são os indicados pela ABNT (RIBEIRO, 2007).

- *Desvio Médio quadrático (Rq)*: define-se como a raiz quadrada da média dos valores das ordenadas no comprimento de amostragem (NBR ISO 4287, 2002).
  - *Altura Máxima do Perfil (Rz)*: representa à soma da altura máxima dos picos do perfil e a maior das profundidades dos vales encontrados no comprimento de amostragem, representado na Figura 2.22.

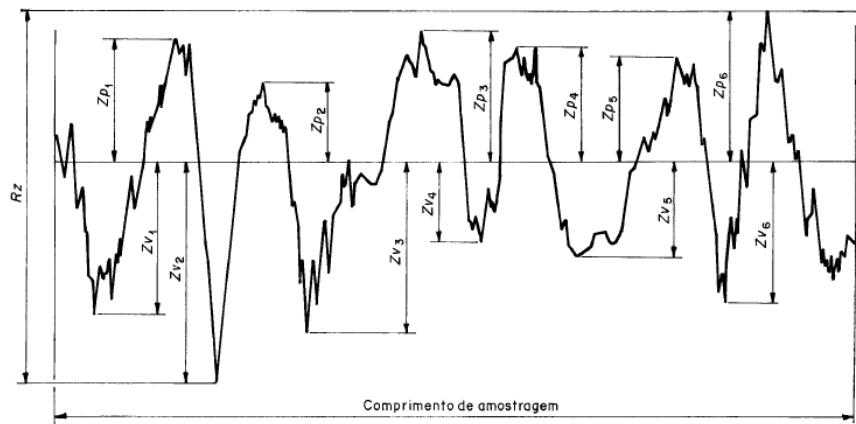


Figura 2.22 – Representação da Rugosidade Rz (NBR ISO 4287, 2002)

- *Altura total do perfil (R<sub>t</sub>):* é a rugosidade total correspondente a soma das maiores alturas de pico com os maiores profundidades dos vales do perfil encontrados no comprimento de avaliação representada na Figura 2.23.

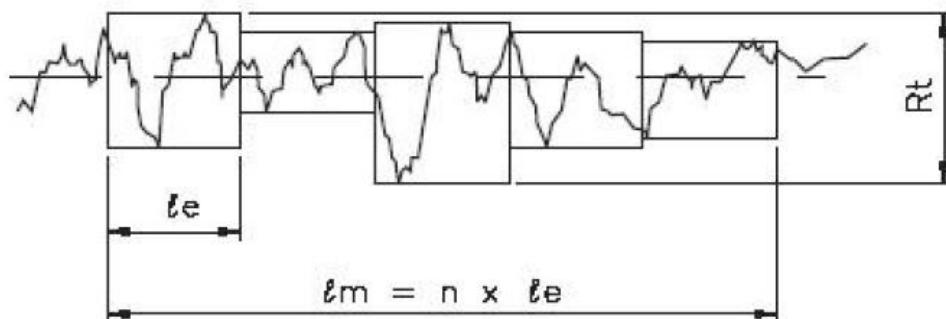


Figura 2.23 – Demonstração da Rugosidade R<sub>t</sub> (RIBEIRO, 2007)

Becze et al. (2000) realizaram testes de fresamento a seco em um aço ferramenta D2 (63 HRC), utilizando fresas de ponta esférica de metal duro revestido, com diâmetro de 12,7 mm e o ângulo de inclinação 0° para desbaste e semi-acabamento das bolsas (cavidades). Essas ferramentas possuíam 0,91 fração de volume de PCBN com ligante de cobalto e arestas de ferramentas afiadas, todas as ferramentas foram balanceadas para altas velocidades do fuso. A velocidade de rotação do fuso foi mantida constante (6000 RPM para o desbaste e 10.000 RPM para o acabamento) para todos os testes. Eles fizeram uma monitoração em várias áreas, para ferramentas novas e desgastadas (0,08 µm de desgaste de flanco). Foi conseguido um Ra = 0,3 µm para acabamento com ferramentas novas, já nas paredes teve um aumento de 1µm, mesmo que a dinâmica da máquina tenha apresentado efeito de vibração.

Os requisitos necessários para superfície nos moldes de injeção são maiores do que para matrizes de forjamento e estampagem. A Tabela 2.3 apresenta os valores médios para o erro de dimensão e forma. O objetivo principal do fresamento em alta velocidade na fabricação de moldes e matrizes é reduzir ou mesmo eliminar o polimento manual, o que irá reduzir o tempo de acabamento, que reduz os custos também (FALLBÖHMER, 2000).

Tabela 2.3 – Requisitos de tolerância para moldes e matrizes (FALLBÖHMER, 2000).

	<b>Erro Médio Dimensional (mm)</b>	<b>Erro médio de forma (mm)</b>
Moldes de injeção	0,020	0,015
Fundição matrizes	0,046	0,041
Estamparia matrizes	0,061	0,043
Forjamento matrizes	0,028	0,023

Segundo Machado et al. (2011), a rugosidade tem influencia de diversos parâmetros de usinagem, sendo o avanço o parâmetro mais importante. Quando se deseja uma rugosidade menor (ou acabamento melhor), alguns requisitos devem ser levados em considerações como:

- As flexões geradas por esforços de usinagem ou vibrações devem ser pequenas;
- A ferramenta deve possuir um raio de arredondamento na ponta;
- A relação entre a ferramenta e a peça deve estar corretamente posicionadas e centradas (evitando desvios);
- Material a ser usinado deve ser puro, livre de defeitos como trincas, bolhas e inclusões;
- O eixo principal da máquina ferramenta deve estar corretamente alinhado e as guias sem desgastes;
- A aresta da ferramenta de corte deve estar sem desgaste ou quebras;
- O corte deve acontecer sem aresta postiça de corte.

Para a indústria de moldes e matrizes o acabamento da superfície torna-se um fator critico. Para moldagem de plástico o Ra requerido é tipicamente menor do que  $0,1\mu\text{m}$ . Isso implica na necessidade de um polimento manual após o acabamento, o qual compreende 30% do tempo total e 46% do custo total de fabricação de uma matriz. Entretanto, torna necessária a redução da rugosidade superficial na fase de usinagem, a qual interfere consideravelmente no processo para adquirir economias de custos, redução do tempo de polimento manual, obtendo assim maior produtividade (PU e SINGH, 2013).

## 2.6 Estratégias para usinagem de aços para moldes e matrizes

A fabricação de moldes e matrizes tem como grande vilão o tempo de usinagem, sendo este o maior responsável pelos altos custos envolvidos na fabricação de moldes e matrizes. Assim, as estratégias de usinagem têm que ser bem elaboradas com a finalidade de otimizar os equipamentos envolvidos, minimizar o tempo de usinagem e aumentar a vida da ferramenta, reduzindo seu desgaste. Entretanto para obtenção de melhores resultados é necessário conhecer os recursos disponíveis e as características da peça (TANG, 2012; AGUIAR 2012)

Altan et al.,(2001) afirmaram que com a utilização das estratégias de usinagem ideais na operação de fresamento de aços endurecidos, pode-se conseguir uma redução no custo de até 30%. Em contrapartida, dependendo da estratégia utilizada, as forças de corte se tornam mais importantes e podem induzir deformações na peça, na máquina-ferramenta e na ferramenta.

Na usinagem em altas velocidades (HSM), os sistemas CAM podem apresentar opções de trajetórias de ferramentas e oferecer recursos para entrada em rampa e hélice, capacidade de reconhecer o sobremetal a ser removido e gerar caminho otimizado para sua remoção, possuir opções otimizadas de transição entre cortes, permite usinar com trajetória trocoidal ou em mergulho (plunge), se necessário (MARINAC, 2001).

Definir melhores estratégias de usinagem, principalmente nos casos de fresamento de cavidades, tem-se tornado de extrema importância, tanto pela necessidade de melhoria exigida no acabamento das superfícies fresadas de aços endurecidos para fabricação de moldes e matrizes, como no aumento significativo na vida da ferramenta usinagem (PIVETTA, 2005).

Segundo Toh (2004a) os possíveis percursos do fresamento podem ser classificados em três principais grupos, ilustrados na Figura 2.24

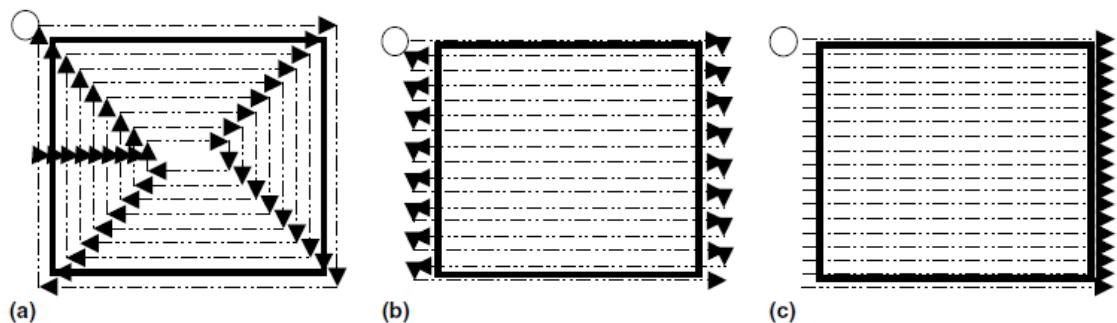
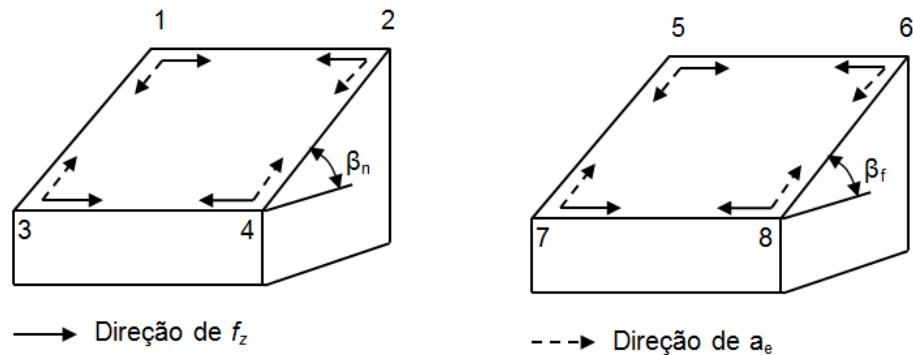


Figura 2.24 – (a) compensação em hélice, (b) varredura de direção alternada e (c) varredura unidirecional (TOH, 2004a).

Toh (2006) sugere a usinagem em varredura de direção alternada, por que permite remover um volume maior de material o que reduz o tempo de usinagem e permite usar com maior profundidade.

Ko et al., (2001) apresentam oito métodos de corte diferentes, apresentado na Figura 2.25. No fresamento de topo esférico em alta velocidade de um aço endurecido, eles obtiveram melhores resultados com uma inclinação entre a ferramenta e a superfície a ser usinada em comparação aos resultados obtidos com a usinagem feita com a ferramenta perpendicular à superfície a ser usinada. A maior vida da ferramenta foi proporcionada com corte concordante utilizando uma estratégia descendente e uma inclinação entre a ferramenta e a peça de  $15^\circ$ . Este ângulo pode melhorar a rugosidade da superfície também.



- 1) Concordante – descendente
- 2) Discordante – descendente
- 3) Discordante – ascendente
- 4) Concordante – ascendente
- 5) Descendente – discordante
- 6) Descendente – concordante
- 7) Ascendente – concordante
- 8) Ascendente – discordante

Figura 2.25 – Caminhos que podem ser percorrido em superfícies inclinadas com fresa de topo esférico (KO et al., 2001)

Souza et al. (2014) concluíram que o corte ascendente mostrou-se a melhor opção para fresamento. As forças do corte ascendentes foram em torno de 50% menores do que as descendentes, na região onde a ponta da ferramenta e arredores estão envolvidos no corte. Nessa direção o diâmetro eficaz da ferramenta é maior e ocorre numa zona de corte menor.

Souza et al. (2014a) investigaram as influências da estratégia de percursos de ferramenta sobre a rugosidade superficial, no fresamento do aço AISI P20 (30 HRC). Os resultados mostraram que a escolha certa do percurso da ferramenta pode economizar 88% do tempo e 40% dos custos de acabamento do molde avaliado, se comparado com a opção menos apropriada.

Diante desses diversos métodos empregados na usinagem de aços endurecidos a Sandvik Coromant (2002) sugere alguns para abertura de cavidades, entre eles os mais comuns são: o fresamento em rampa em três eixos e o fresamento em rampa em dois eixos, descritos a seguir:

- *Fresamento em rampa em três eixos*: esse método permite um corte suave e sucessivo sem haver mudanças bruscas ou rápidas na direção do avanço no momento da usinagem. Esse método é bem sucedido para usinagem de materiais endurecidos e também muito aceito nos processos HSM. Neste método os fabricantes de ferramentas sugerem que não seja feita uma pré-furação no inicio do processo, para evitar tempo extra.
- *Fresamento em rampa em dois eixos*: é um fresamento em rampa linear nos eixos X, Y e Z, sendo um dos melhores métodos, pois permite alcançar uma profundidade axial na sua totalidade. Neste método a retirada do material pode ser de fora para dentro ou vice-versa, em função das formas da matriz. Deve ser observada a melhor remoção da retirada do cavaco durante a usinagem para uma melhor eficiência.

Tang (2012) estudou uma estratégia de otimização para usinagem de alta velocidade de aço de endurecido para moldes e matrizes, utilizando fresamento trocoidal e conclui, através de simulações, que otimização com um custo mínimo de usinagem sugere um equilíbrio desejado entre o tempo de usinagem e custo da ferramenta.

## CAPÍTULO III

### METODOLOGIA

O trabalho experimental foi realizado no laboratório de ensino e pesquisa em usinagem – LEPU – da Faculdade de Engenharia Mecânica - FEMEC - da Universidade Federal de Uberlândia. O objetivo foi determinar a Usinabilidade dos Aços Ferramentas (N2711 e VPATLAS) através do fresamento de topo, utilizado na indústria de moldes e matrizes. Foi dividido em duas etapas: a primeira a caracterização dos materiais e a segunda a usinabilidade de ambos. A Figura 3.1 mostra o fluxograma que foi utilizado para realização dos testes

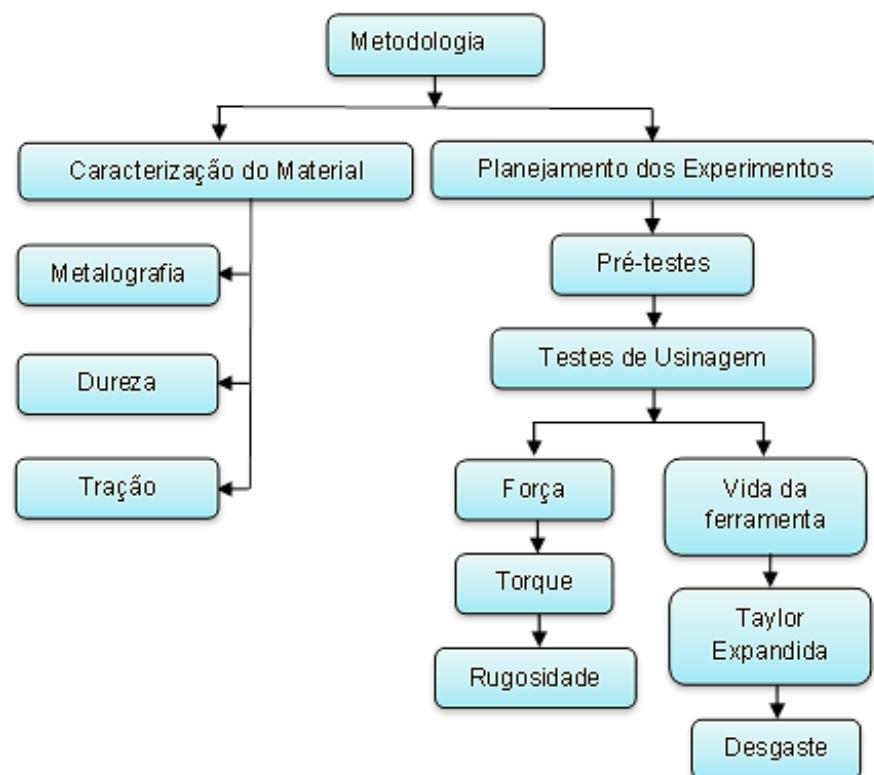


Figura 3.1 – Fluxograma das atividades desenvolvidas

### 3.1 Caracterização dos materiais

Foram utilizados dois materiais, sendo um aço martensítico denominado N2711M que é um aço similar ao da Norma DIN 1.2711, e outro, um aço bainítico denominado como VPATLAS, lançado recentemente (2013) e não tem similar normatizado. Ambos os aços foram fornecidos pela Villares Metals S.A., em barras retangulares, nos estados temperados e revenidos, com dureza na faixa de (38 - 42 HRC). A Tabela 3.1 mostra as dimensões e quantidade do material utilizado.

Tabela 3.1 – Característica dos materiais

Material	Identificação Villares	Similar	Norma DIN	Dimensão (mm) (L x C x H)*	Quantidade
I	N2711M	Wnr 1.2711 MOD.	DIN 1.2711	250 x200 x 150	2
II	VPATLAS	Sem Similar	-	250 x 245 x 150	2

\* L → comprimento; C → Largura e H → Altura

A Tabela 3.2 mostra a composição química dos aços ferramentas N2711M e VPATLAS, apesar de ambos possuírem aproximadamente a mesma dureza, nota-se que o N2711M possui uma maior porcentagem de Níquel enquanto que o VPATLAS uma maior porcentagem de Cromo. Neste trabalho serão identificados como Material I e Material II em toda a discussão envolvendo os materiais N2711M e VPATLAS, respectivamente.

Tabela 3.2 – Composição química dos materiais (% em massa)

Material	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	V
N2711M	0,541	0,348	0,788	0,0094	0,0063	1,030	0,473	1,56	0,0865
	Al	Co	Cu	Nb	Ti	W	Pb	Sn	B
	<0,0005	0,0216	0,0896	0,0050	<0,0010	0,0400	<0,0025	0,0035	<0,0003
	Ca	Zr	Bi	As	N	Sb	Fe	CE	
	>0,0003	0,0035	<0,005	0,0031	0,0369	<0,003	94,9	1,102	
VPATLAS	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	V
	0,274	0,291	1,62	0,0241	0,0021	1,79	0,662	0,493	0,0845
	Al	Co	Cu	Nb	Ti	W	Pb	Sn	B
	<0,0005	0,150	0,0323	0,0071	0,0013	0,0405	<0,0025	0,0025	<0,0003
	Ca	Zr	Bi	As	N	Sb	Fe	CE	
	>0,0078	0,0021	<0,005	0,0036	0,0286	<0,003	94,5	1,089	

#### 3.1.1 Microestrutura

Para análise de microestrutura foram preparadas amostras dos materiais N2711M e VPATLAS, embutida em baquelite preta utilizando uma embutidora PANPRESS – 30. Essas amostras foram lixadas, usando lixas da marca NORTON com diversas granulações na

sequência de: 320, 400, 600, 800 e 1000 em uma Lixadeira AROTEC AROPOL 2V. Em seguida polida em uma Politriz PANTEC POLIPAN, usando alumina com grãos 0,3 e 0,1  $\mu\text{m}$  de grana, e atacada com Reagente Nital a 4%, e analisada em um microscópio ótico AXIOVERT 100A (Figura 3.2) acoplado com uma câmera JVC DIGITAL – TK-C1380U. Estas análises metalográficas foram realizadas no laboratório do SENAI/CIMATEC, instalado no estado da Bahia.

### 3.1.2 Dureza

Após análise micrográficas, as amostras de cada bloco foram submetidas a ensaio de dureza. Para isso, foi utilizado um Durômetro LC-200 RB *Full Automatic Load-Cell System – Rockwell Type Hardness Tester*, o qual pode ser visualizado na Figura 3.3. Este equipamento possui um penetrador de diamante e imprimiu uma pré-carga de 10 kgf e, sequencialmente, uma carga de 150 kgf nas amostras.

Cada amostra foi analisada em cinco pontos distintos e, posteriormente, foi calculado o valor médio das aquisições da dureza HRC encontrada. Visando definir com maior precisão os valores encontrados, também foram calculados os desvios padrão. Estes ensaios também foram analisados o laboratório do SENAI/CIMATEC.

### 3.1.3 Ensaio de Tração

O teste de tração foi realizado no Laboratório de Projetos Mecânicos (LPM-UFU) através do equipamento MTS (Material Test System) 810. Foram repetidas em 3 amostras de cada aço e em conformidade com a norma NBR ISO 6892 (2002).

## 3.2 Métodos e Equipamentos Utilizados

### 3.2.1 Máquina-ferramenta

A máquina ferramenta utilizada nos ensaios foi o centro de Usinagem Vertical CNC com três eixos no sentido X, Y e Z, modelo Discovery 760 da marca ROMI (Figura 3.4) com potência do motor principal de 11 KW, rotação máxima de 10.000 RPM, pertencente ao Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU), da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia. Todos os testes de usinagem foram realizados sem a utilização de fluidos de corte.

### 3.2.2 Ferramentas

Foram utilizadas duas fresas de topo, ambas fabricadas pela Sandvik, sendo uma utilizadas nos testes de vida, com diâmetro de 32 mm, especificada como R390-032A32-11M, e três insertos com identificação R390-11T310M-PH, classe 1025, revestidas com TiN pelo processo PVD, com uma espessura de 3  $\mu\text{m}$ ; e outra fresa com diâmetro de 16 mm, especificada como R390-016A16-11L, e dois insertos *acima identificado*, para teste de força, torque e rugosidade. Estas ferramentas são mostradas na Figura 3.2.

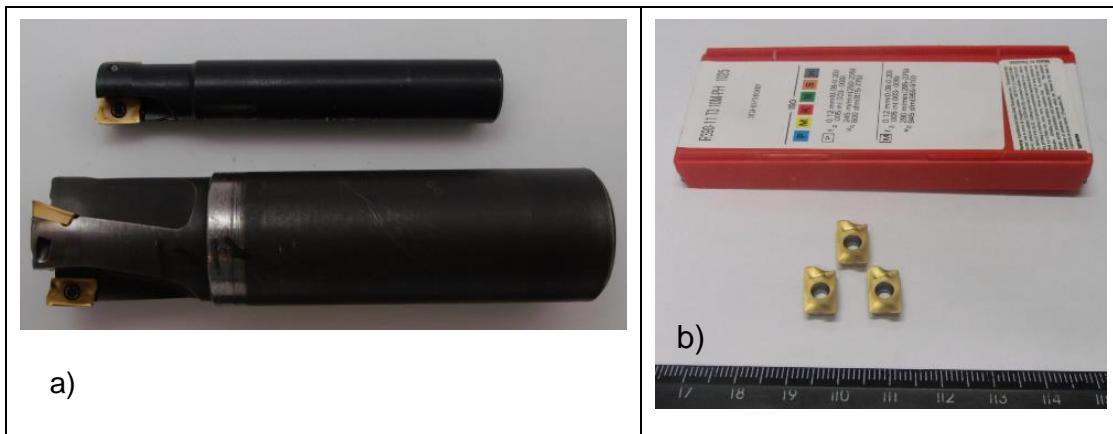


Figura 3.2 – Ferramentas de corte utilizadas – a) suportes para testes vida e força; b) insertos usados nos suportes para os testes

### Preparação dos corpos de provas

A preparação dos corpos de provas se fez necessário para um melhor nivelamento, paralelismo e planicidade da superfície da peça em relação à mesa da máquina-ferramenta.

### 3.2.3 Processo de usinagem utilizado

Para o processo de usinagem deste trabalho a estratégia de varredura em direção alternada, como mostrado na Figura 3.3, foi adotado. A ferramenta de corte percorreu o caminho concordante e discordante em cada passada e não foi utilizado fluido de corte durante todos os ensaios.

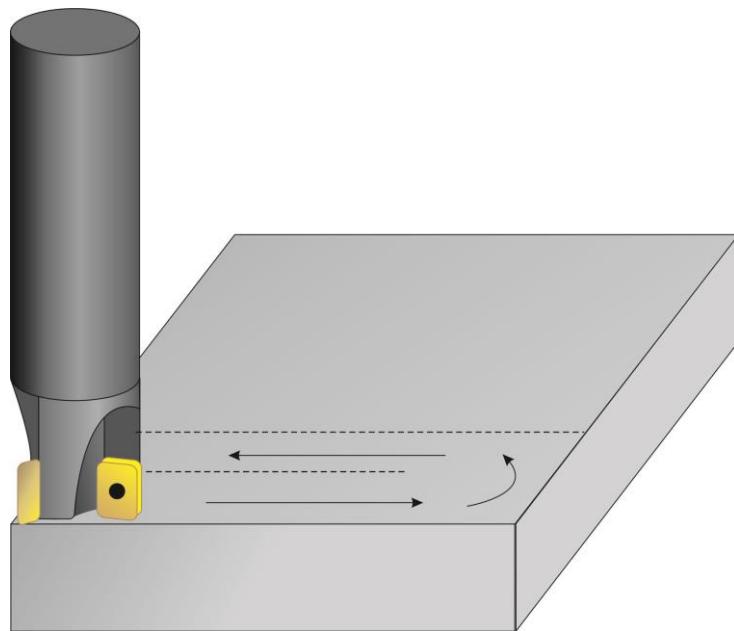


Figura 3.3 – Trajetória da ferramenta de corte

### 3.2.4 Determinação dos coeficientes Equação Expandida de Taylor

Os coeficientes da equação expandida de Taylor (Equação 3) foram determinados através de uma metodologia desenvolvida no LEPU por dos Santos (1996), que utiliza um procedimento de otimização. A finalidade deste procedimento é gerar o melhor conjunto de condições de ensaios verificando a vida da ferramenta, o que resulta em uma rápida convergência dos coeficientes da equação e seus intervalos de confiança, a Equação (3), adaptada para o fresamento, modifica-se para a Equação (8).

Onde:

T – tempo de vida da ferramenta (min); K – Constante; A, B, C e D – Coeficientes;  $v_c$  – Velocidade de corte (m/min);  $f_z$  – Avanço (mm/dente);  $a_p$  – Profundidade de corte (mm);  $VB_{B\max}$  – Desgaste de flanco (mm).

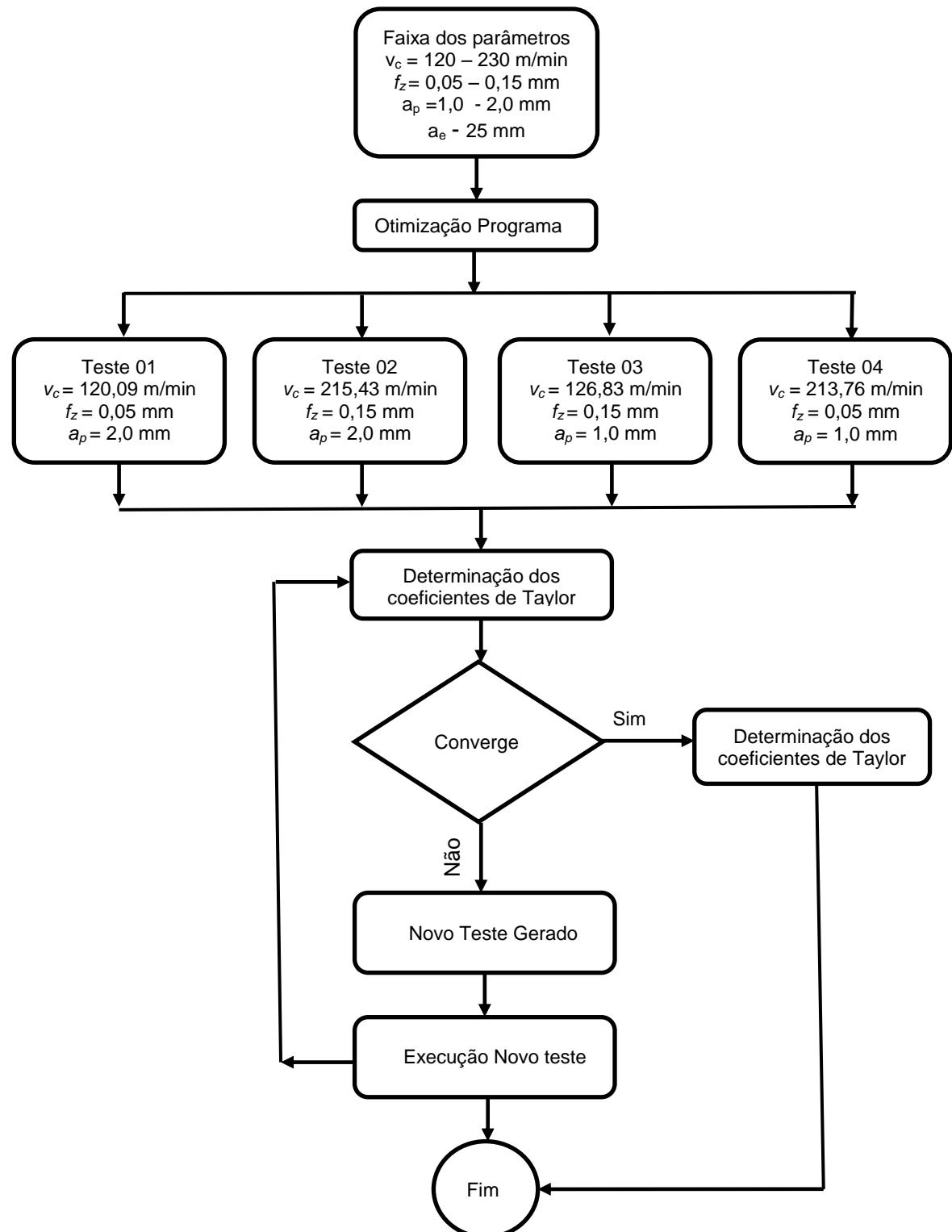


Figura 3.4 – Fluxograma dos procedimentos de otimização do programa e determinação dos coeficientes da expandida de Taylor

Para cada ensaio o erro percentual absoluto médio foi calculado em relação ao tempo (T) medidos nos ensaios, por meio da Equação (9).

$$\text{Erro Percentual Absoluto Médio} = 100 \times \frac{\sum_{t=1}^n |T_{\text{medido}} - T_{\text{calculado}}|}{n} \quad (9)$$

Nesta metodologia as faixas de condições iniciais de corte ( $v_c$ ,  $f_z$ ,  $a_p$ ) que a equação terá abrangência foram determinadas por meio de pré-testes, cujos valores aparecem na primeira caixa do fluxograma da Figura 3.7. Os pré-testes foram realizados adotando valores próximos da faixa recomendado pelo fabricante, uma vez que no pré-teste com a maior velocidade de corte ( $v_c$ ) que o fabricante determina a ferramenta não suportou o processo, então foi realizado pré-testes com uma faixa maior dos parâmetros para alimentar o programa que gerou as primeiras condições de corte.

Depois de alimentado com as informações das faixas das condições de corte obtidas no pré-teste, o programa sugeriu as quatro primeiras condições de ensaios, também apresentadas na Figura 3.4. Estas condições foram utilizados para ambos os aços (N2711M e VPATLAS). Para estes testes, a estratégia de varredura adotada é a de direção alternada (Figura 3.3). Após usinagem de um determinado volume de material (este volume dependia das condições de corte do teste) o teste era interrompido para se medir o desgaste das ferramentas.

Os resultados destes quatro primeiros testes são alimentados em outro programa, que calcula as constantes da Equação Expandida, Equação (8), por meio dos métodos dos mínimos quadrados. Esta primeira aproximação da equação, normalmente apresenta grandes erros, que vão reduzindo à medida que novos ensaios são desenvolvidos. Para tanto, o programa sugere nova condição de corte para um quinto ensaio, que após alimentação dos resultados, calcula o erro (normalmente, menor que o anterior). Sucessivamente, novas condições são sugeridas até que o erro converja para um valor estável, fazendo com que a equação seja considerada adequada, com a quantidade de testes necessária para adquirir a equação de Taylor com confiabilidade.

A Tabela 3.3 e a Tabela 3.4 apresentam os números de ensaios e as condições de corte para os dois materiais, respectivamente. Não foram realizadas réplicas nestes ensaios.

Tabela 3.3 – Número de testes e condições gerados pelo programa para o material I

Condições	$v_c$ (m/min)	$f_z$ (mm)	$a_p$ (mm)
Teste 01	102,093	0,053	1,999
Teste 02	215,433	0,147	1,999
Teste 03	126,829	0,149	1,002
Teste 04	213,765	0,053	1,017
Teste 05	227,719	0,050	1,999
Teste 06	227,409	0,150	1,000
Teste 07	225,292	0,050	1,000
Teste 08	120,000	0,150	2,000
Teste 09	130,199	0,050	2,000
Teste 10	120,000	0,050	1,000
Teste 11	120,004	0,050	1,103

Tabela 3.4 – Número de testes e condições gerados pelo programa para o material II

Condições	$v_c$ (m/min)	$f_z$ (mm)	$a_p$ (mm)
Teste 01	102,093	0,053	1,999
Teste 02	215,433	0,147	1,999
Teste 03	126,829	0,149	1,002
Teste 04	213,765	0,053	1,017
Teste 05	120,000	0,150	2,000
Teste 06	120,000	0,150	1,000
Teste 07	130,206	0,050	2,000
Teste 08	229,035	0,150	1,998
Teste 09	227,901	0,149	1,997
Teste 10	190,519	0,150	1,999

### 3.2.5 Estereomicroscópio

A vida da ferramenta foi determinada de forma adaptada da norma ISO 8688-2 (1989) durante os pré-testes, estipulando como critério de fim de vida e encerramento de cada teste, quando foi atingido um desgaste de flanco 0,35 mm no processo de fresamento de topo com uma estratégia de varredura para ambos os materiais.

A medição do desgaste de flanco máximos ( $VB_{Bmáx}$ ), foi feita com a utilização de um estereomicroscópio SZ6145TR – OLYMPUS, Figura 3.5, e um software de captura e análise de imagens *Imagen Pro-Express*.

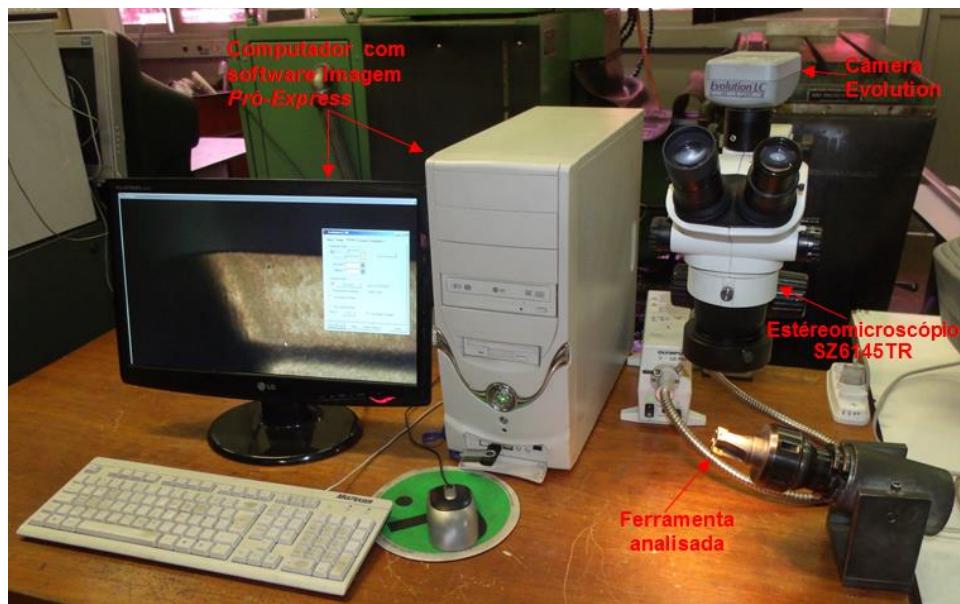


Figura 3.5 – Estereomicroscópio SZ6145TR – OLYMPUS

Foi utilizado também um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV), marca Hitachi, modelo TM 3000 – Tabletop Microscope, que tem a possibilidade de aumentos de até 30.000 vezes, com feixes de 5 e 15 keV, pertencente ao Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU-UFU), para uma observação mais minuciosa dos desgastes encontrados nas ferramentas e identificação dos mecanismos de desgaste presente. Para análises químicas de pontos nas ferramentas foi utilizado o equipamento de espectroscopia de energia dispersiva (EDS), marca Hitachi, tipo SwiftED 3000, ambos mostrados na Figura 3.6.



Figura 3.6 – Conjunto MEV e EDS para análise das ferramentas

### 3.2.6 Medição da rugosidade, forças de usinagem e torque

Para a medição da rugosidade, componentes das forças de usinagem e do torque, foram desenvolvidos testes específicos de fresamento com estratégia de varredura de direção alternada (concordante e discordante), usando abordagem univariada, onde, primeiramente, foi fixado o avanço por dente (0,08 mm/dente), a profundidade de corte (1,00 mm) e a penetração de trabalho ( $a_e = 12$  mm), variando a velocidade de corte em sete valores (em m/min): 90, 115, 140, 165, 190, 215 e 240. Depois foram fixadas a velocidade de corte (175 m/min), a profundidade de corte (1,00 mm) e a penetração de trabalho (12 mm), variando o avanço por dente em sete valores (em mm/dente): 0,03; 0,05; 0,07; 0,09; 0,11; 0,13 e 0,16. Estes testes foram realizados com uma ferramenta de corte de metal duro com 16 mm de diâmetro, utilizando uma penetração de trabalho ( $a_e$ ) de 12 mm (0,75 x D da ferramenta).

#### 3.2.6.1 Medição da Rugosidade

Os parâmetros de rugosidade ( $R_a$ ,  $R_z$ ,  $R_q$  e  $R_t$ ) foram medidos por um rugosímetro portátil SJ201 P/M da marca MITUTOYO), com resolução de 0,01  $\mu\text{m}$  e agulha do apalpador de diamante com raio de ponta de 5  $\mu\text{m}$ , que foi apoiado propriamente em um suporte projetado para este fim. Foram feitas a aquisição de 10 medidas na estratégia de varredura, 05 no sentido discordante e 05 no sentido concordante, no centro da superfície usinada em um ciclo.

#### 3.2.6.2 Medição da Força e do Torque

Para medição de força e torque no fresamento dos materiais foi utilizado um dinamômetro rotativo Kistler, modelo 9123C1211 (Figura 3.7), interligado a um decodificador do sinal Kistler 5223 e uma placa de aquisição de sinais PCI-6251 da National Instruments, acoplada a um computador gerenciado pelo software LabWIEW® 2009. O tempo de aquisição foi de 6 segundos, numa taxa de 6000 Hz, totalizando 36.000 pontos por teste, em cada sentido de usinagem, utilizando os parâmetros necessários de calibração do instrumento.

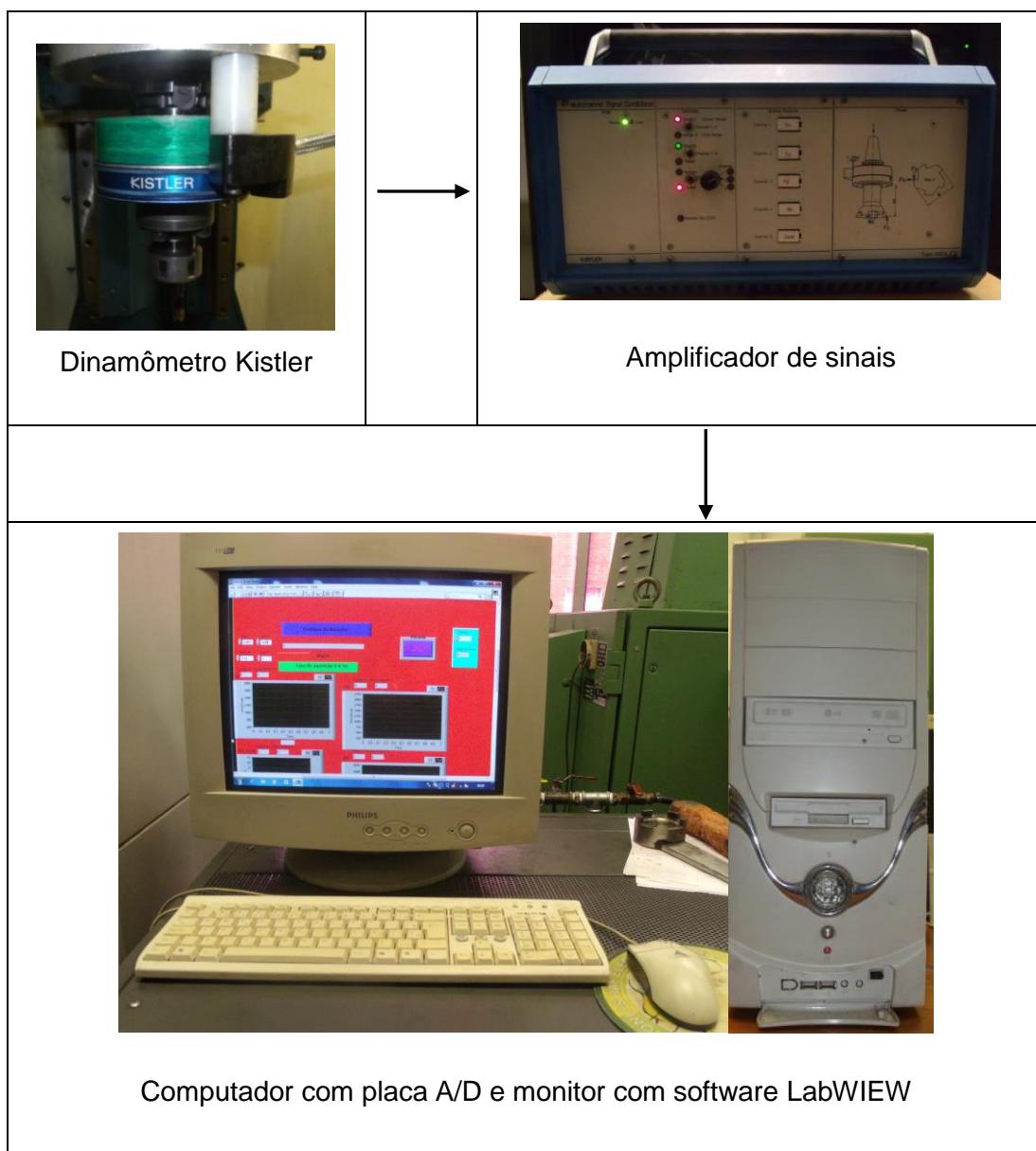


Figura 3.7 – Sistema de aquisição de sinais através do dinamômetro rotativo Kistler

## CAPÍTULO IV

### RESULTADOS E DISCUSSÕES

#### 4.1 Caracterização dos materiais

A Figura 4.1 representa as microestruturas dos materiais em estudo. Nas figuras 4.1 “a” e “c” as amostras não sofreram ataque químico de reagente para verificação do nível de inclusões não metálicas. Já as figuras 4.1 “b” e “d” representam as amostras com ataque de Nital 4%.

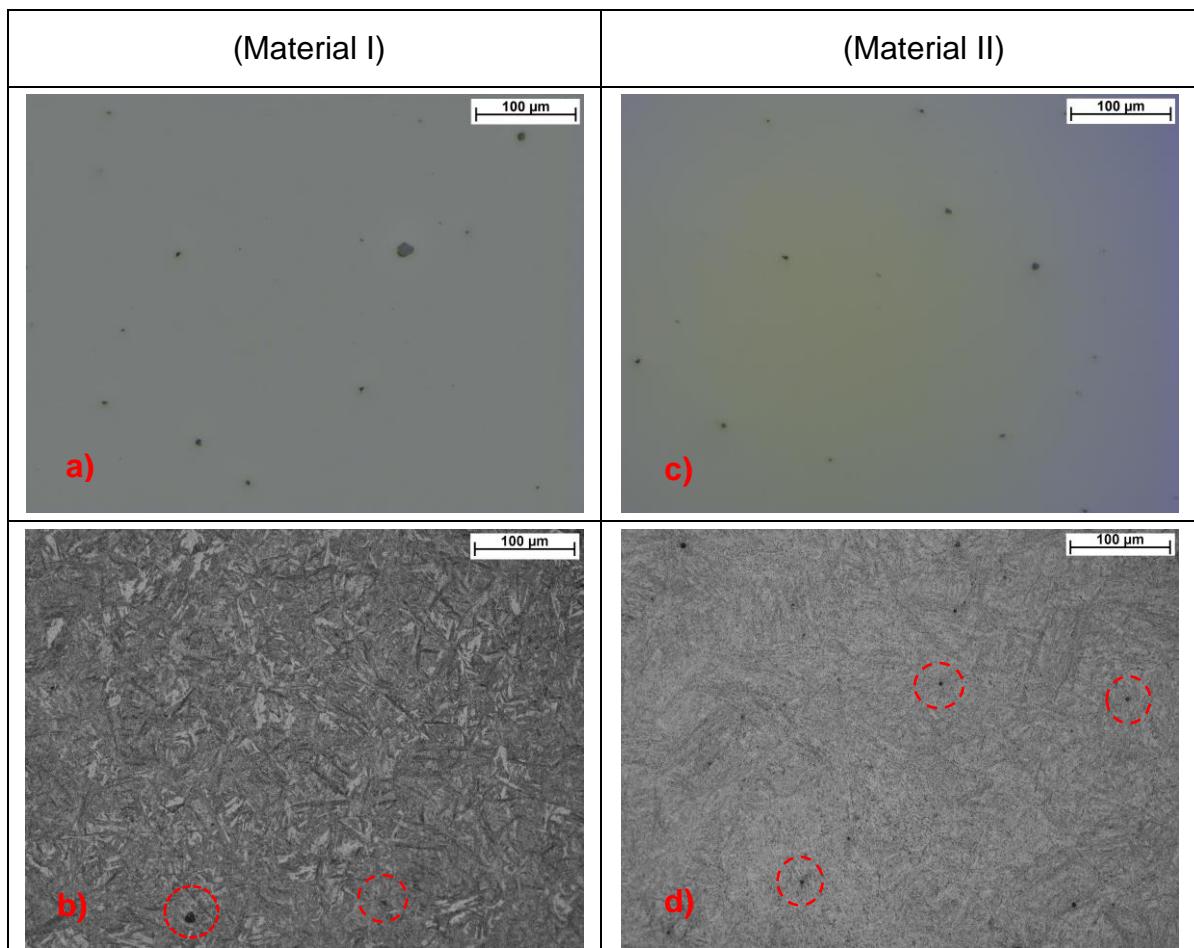


Figura 4.1 – Microestrutura dos materiais analisados

As Figuras 4.1 “a” e “c” revelam grande quantidade de inclusões nos dois materiais. Poulachon et al. (2003) estudaram a microestrutura do aço X155CrMoV12 e encontraram quantidade significativas de carbonetos de  $M_7C_3$  com tamanhos variado de 10 a 15  $\mu\text{m}$ , estes carbonetos provocaram um desgaste abrasivo na superfície da ferramenta, prejudicando a usinabilidade.

O material I apresenta uma grande quantidade de inclusões não metálicas, que pode ser benéfica à usinagem. O material II tem inclusões de nitretos de titânio (TiN), que de acordo com Silva (2009) é um precipitado grosso 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, mesmo em quantidades extremamente reduzidas.

O material I apresenta uma estrutura martensítica (Figura 4.1b). Segundo Silva e Mei (2010) a martensita se apresenta na forma de ripas ou agulhas em aços com maiores teores de carbono, o que pode ser observado na figura, que também apresenta inclusões benéficas para usinagem. Pode ser observadas também inclusões após a amostra ser atacada com reagente químico (Nital 4%), o que pode ser precipitados duros, podendo causar desgaste abrasivo na ferramenta de corte, que irá reduzir sua vida útil. De acordo com Silva e Mei (2010) inclusões não metálicas são praticamente inevitáveis nos aços produzidos por rotas convencionais e até pela metalurgia do pó, e elas influenciam significativamente no desempenho das ferramentas e também melhoram o acabamento superficial.

## 4.2 Ensaio de dureza

Os resultados dos ensaios de dureza estão ilustrados na Tabela 4.1, onde observa-se que a dureza encontrada para o material I é praticamente igual a do material II.

Tabela 4.1 – Dureza dos aços para moldes e matrizes N2711M e VPATLAS

Ensaios	Dureza Rockwell C (HRC) (150kgf)	
	Material	
	Material I	Material II
01	37,7	38,7
02	38,2	39,0
03	37,9	38,1
04	38,8	38,0
05	38,0	38,5
<b>Média</b>	<b>38,12</b>	<b>38,46</b>
<b>Desvio Padrão</b>	<b>0,42</b>	<b>0,42</b>

#### 4.3 Ensaio de tração

A Tabela 4.2 mostra a média dos resultados dos ensaios de tração dos dois materiais, que aparentemente não apresenta diferenças entre eles no módulo de elasticidade, tensão de escoamento e tensão de ruptura.

Tabela 4.2 – Resultado do ensaio de tração para os aços em estudo

Características	Material			
	Material I		Material II	
	Média	Desvio Padrão	Média	Desvio Padrão
Módulo de Elasticidade (MPa)	76557,68	1244,37	76871,26	433,34
Tensão de Escoamento (MPa)	1002,19	18,92	1044,66	33,93
Tensão de Ruptura (MPa)	1216,87	5,52	1249,69	17,61

#### 4.4 Ensaios de vida da ferramenta

A seguir são apontadas as curvas de evolução do desgaste de flanco máximo das ferramentas ( $VB_{Bmáx}$ ) em função do tempo de vida da ferramenta, para as quatros primeiras condições, que são idênticas para ambos os materiais (apresentados nas Tabelas 6.1 a 6.4 e do Anexo I). Assim, pode-se fazer uma comparação direta no comportamento dos tempos de vida entre os dois materiais.

Para todos os ensaios realizados foi apresentada uma característica de desgaste semelhante, onde o material I apresentou um desgaste progressivo da ferramenta de corte apresentando os três estágios caracterizados pela curva em “S”. Já o material II não apresentou tais características, devido à vida ser muito curta, onde apenas na condição 04 se aproximou dos três estágios característicos da curva em “S”.

A Figura 4.2 apresenta as curvas de evolução de desgaste em função do tempo de usinagem para a condição 01 para ambos os materiais. Observa-se que o material I, em vermelho, apresenta uma evolução lenta no desgaste, com uma taxa aproximadamente constante, até um tempo de 33,55 min, quando, a partir daí, há uma evolução rápida do desgaste, indicativo de ter atingido o regime III da curva da Figura 2.16, chegando ao fim de vida com um tempo de 39,84 minutos, apresentando lascamento que pode ter sido proveniente da rigidez do material. Já o material II não apresentou uma curva com evolução lenta de desgaste, sendo a taxa elevada desde o início, chegando rapidamente ao fim de vida com 10,38 min e apresentou desgaste flanco mais regular, para o critério de fim de vida adotado de 0,35 mm para o desgaste de flanco máximo ( $VB_{Bmáx}$ ). Nesta condição o material I apresentou um tempo de vida aproximadamente 74% superior em relação ao material II. De acordo com as fotos pode-se analisar o desgaste repentino da ferramenta quando usinado o material II.

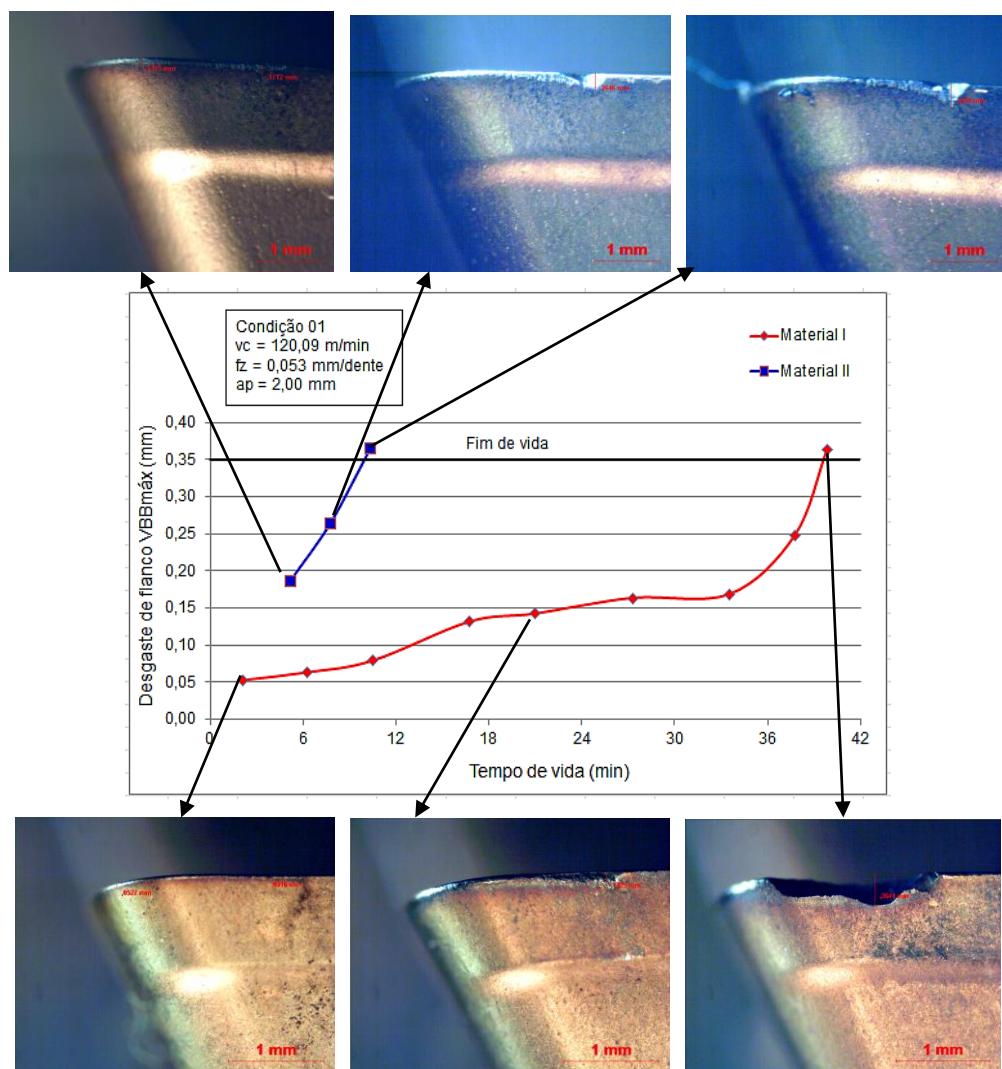


Figura 4.2 – Desgaste de flanco máximo ( $VB_{Bmáx}$ ) em função do tempo de usinagem para ambos os materiais. Condição 01:  $v_c = 120,09$  m/min,  $f_z = 0,053$  mm e  $a_p = 2,0$  mm;  $a_e = 25$  mm

Para a condição 02 a evolução do desgaste da ferramenta de corte é apresentada na Figura 4.3, para ambos os materiais. A ferramenta utilizada para usinrar o material I apresentou uma curva de desgaste com evolução lenta e com taxa praticamente constante e uniforme até o tempo de 7,20 min. A partir daí a ferramenta sofre um desgaste acelerado, chegando ao fim de vida com 8,47 min, apresentando um desgaste excessivo na região do raio de ponta da ferramenta com características de desgaste abrasivo predominante. A ferramenta utilizada na usinagem do material II não apresentou uma curva em "S", característica de desgaste (Figura 2.16). Os três primeiros pontos de valores de desgaste medidos iniciaram uma evolução lenta até 1,57 min, para no quarto ponto de medição, aos 2,09 min acelerou alcançando o fim de vida, apresentando um desgaste excessivo no raio de ponta da ferramenta como mostra as fotos anexadas na Figura 4.2. O material I apresentou

um tempo de vida de aproximadamente 75% superior em relação ao material II. Esta condição apresentou os menores tempos de vida para ambos os materiais, por se tratar de uma condição mais severa, onde os valores de velocidade de corte, avanço e profundidade de corte estão muito próximos dos valores máximos dentro das faixas estipuladas para cada um.

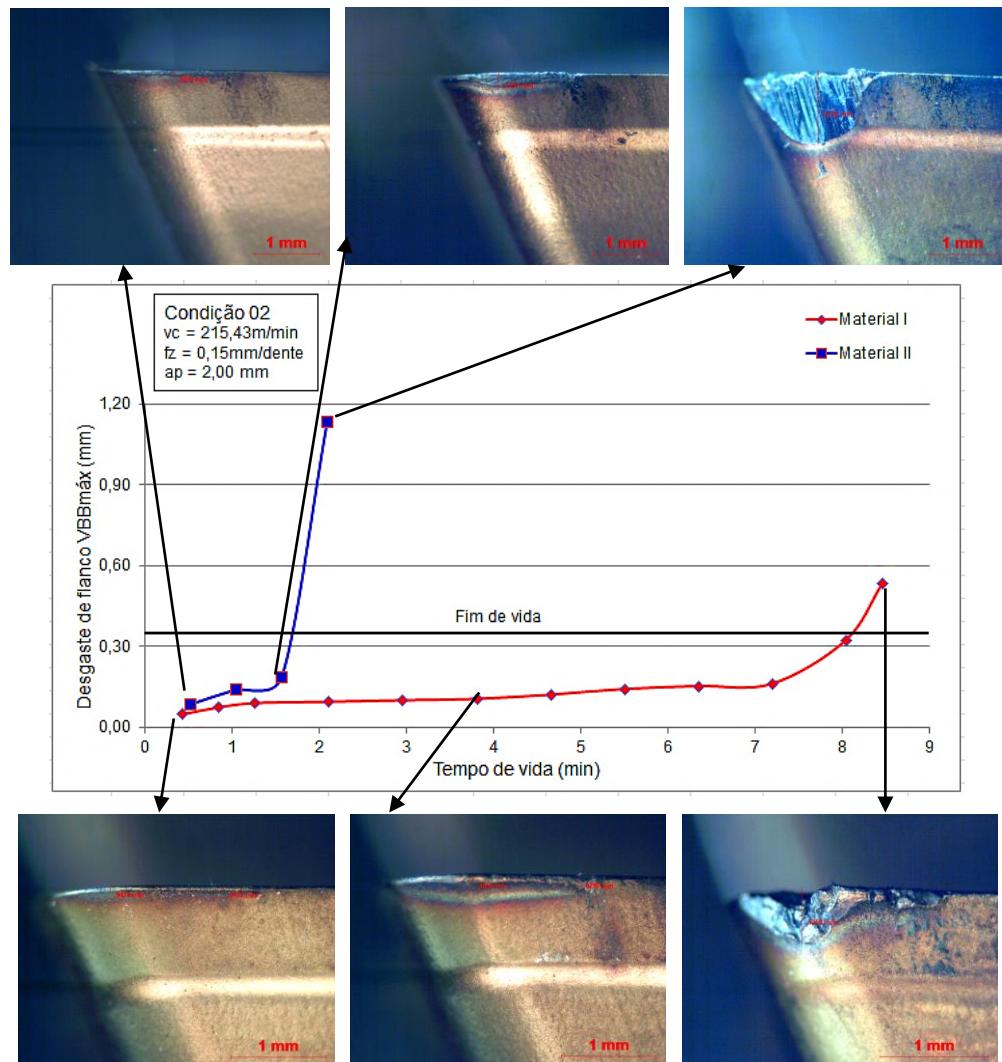


Figura 4.3 – Desgaste de flanco máximo ( $VB_{Bmáx}$ ) em função do tempo de usinagem para ambos os materiais. Condição 02:  $v_c = 215,43$  m/min,  $f_z = 0,15$  mm e  $a_p = 2,0$  mm;  $a_e = 25$  mm

A Figura 4.4 mostra o comportamento da curva de desgaste para ambos os materiais para a condição 03. Ambas a ferramentas apresentam desgaste no raio de ponta no final de vida e no inicio apresentam aparentemente um desgaste semelhante. O material I apresentou novamente uma evolução de desgaste muito lenta inicialmente, com uma taxa praticamente constante, até o tempo de 20,86 min, onde, a partir deste tempo, elevou-se o

desgaste de maneira repentina chegando ao fim de vida aos 24,46 min. O material II não apresentou uma curva em "S" característica de desgaste, devido ao tempo de vida ser muito curto. A ferramenta apresentou um lascamento no raio de ponta da ferramenta (foto) após um tempo de 2,67 min. O tempo de vida do material I é em torno de 89% superior ao material II. Ambas as ferramentas apresentaram a mesma característica predominando mecanismo de adesão.

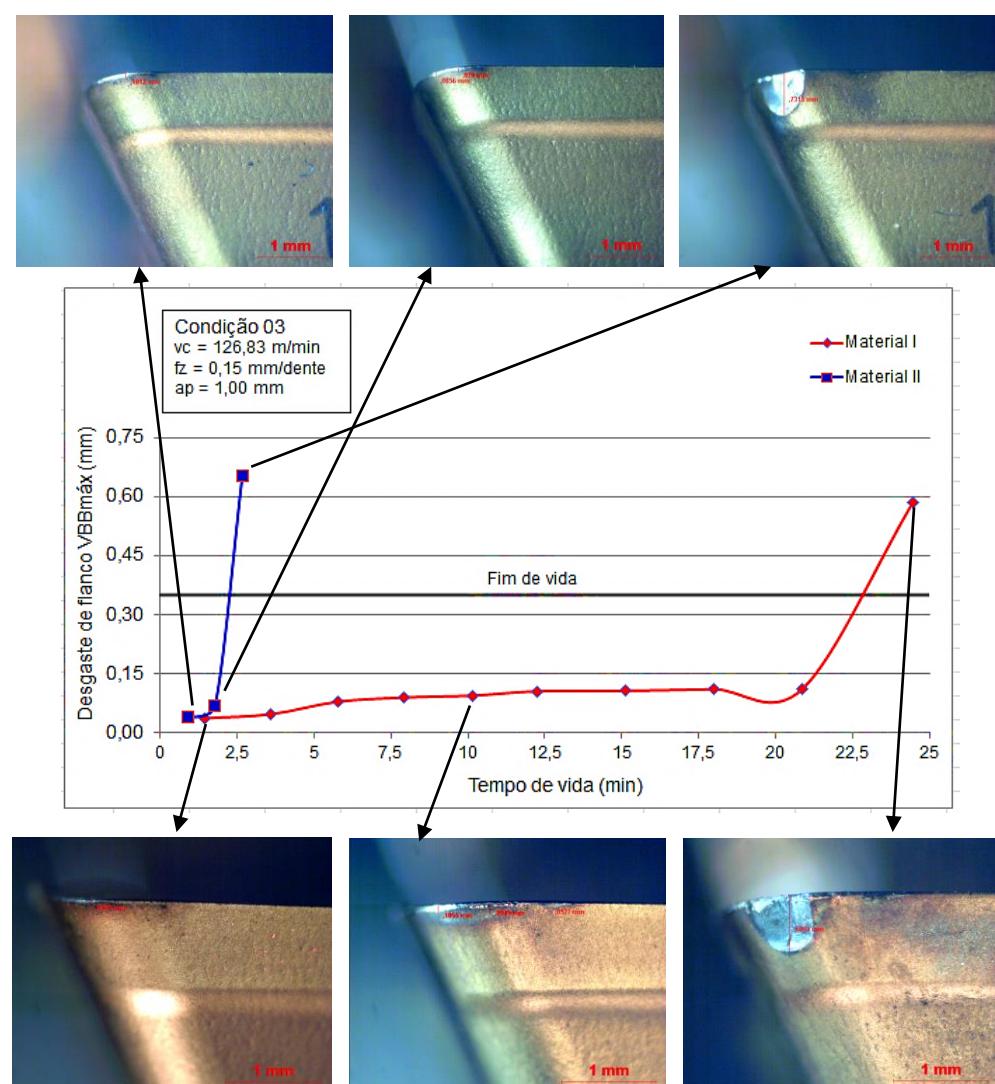


Figura 4.4 – Desgaste de flanco máximo ( $VB_{Bmáx}$ ) em função do tempo de usinagem para ambos os materiais. Condição 03:  $v_c = 126,83$  m/min,  $f_z = 0,15$  mm e  $a_p = 1,0$  mm;  $a_e = 25$  mm

A evolução dos desgastes ocorridos nas ferramentas utilizadas para usinagem de ambos os materiais, durante o teste na condição 04 está ilustrada na Figura 4.5. A ferramenta utilizada na usinagem do material I apresentou um desgaste crescente, com taxa

praticamente constante até um tempo de 25,92 min, quando a partir desse tempo observa-se uma aceleração no desgaste, chegando ao fim de vida com um tempo de 35,34 min. A ferramenta utilizada para o material II apresentou um valor de desgaste  $VB_{Bmáx}$  de 0,10 mm na primeira medição, permanecendo praticamente sem evolução até o tempo de 5,82 min, dando um pequeno salto e tornando a crescer de forma moderada até um tempo de 11,64 min, acontecendo um colapso na ponta da ferramenta com um tempo de 13,09 min. Esta condição apresentou o maior tempo de vida para ambas as ferramentas e apresentou desgaste no raio da ponta da ferramenta para ambos os materiais usinados. Trata-se também da condição de corte onde os três parâmetros ( $v_c$ ,  $f_z$  e  $a_p$ ) se encontram muito próximos dos valores mínimos da faixa estipulada para cada um. As ferramentas possuem características idênticas de lascamentos e presença do mecanismo de adesão.

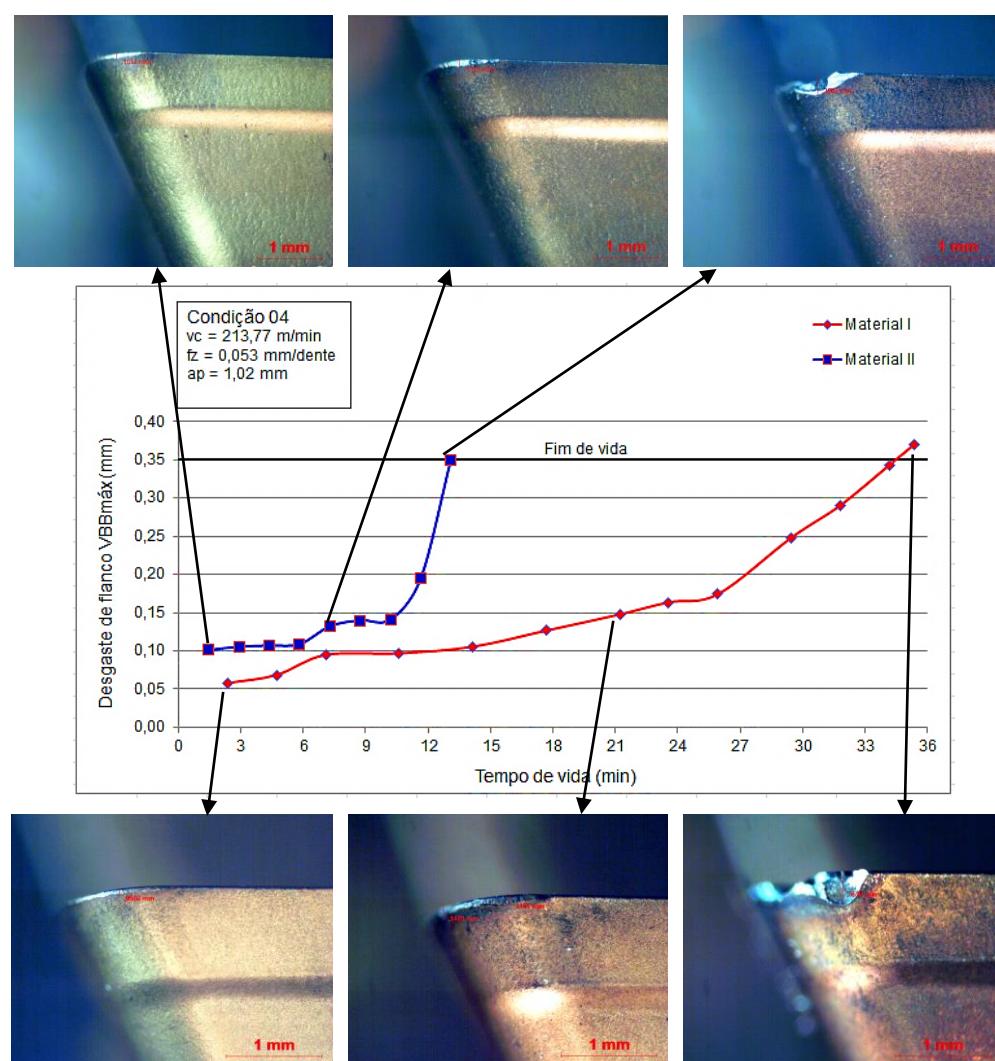


Figura 4.5 – Desgaste de flanco máximo ( $VB_{Bmáx}$ ) em função do tempo de usinagem para ambos os materiais. Condição 04:  $v_c = 126,83$  m/min,  $f_z = 0,15$  mm e  $a_p = 1,00$  mm;  $a_e = 25$  mm

A Figura 4.6 apresenta os resultados obtidos na forma de volume de material removido até o fim de vida da ferramenta, para as quatro condições de corte testadas. Observa-se que a maior quantidade de material removido para o material I acontece no ensaio 02 e para o material II acontece no ensaio 04.

Nestes ensaios em todas as condições de corte testadas, o material I possibilitou maiores quantidade de material removido que o material II, variando em torno de 63% na menor diferença que aconteceu no ensaio 04 e cerca de 89% na maior diferença, na condição do ensaio 03.

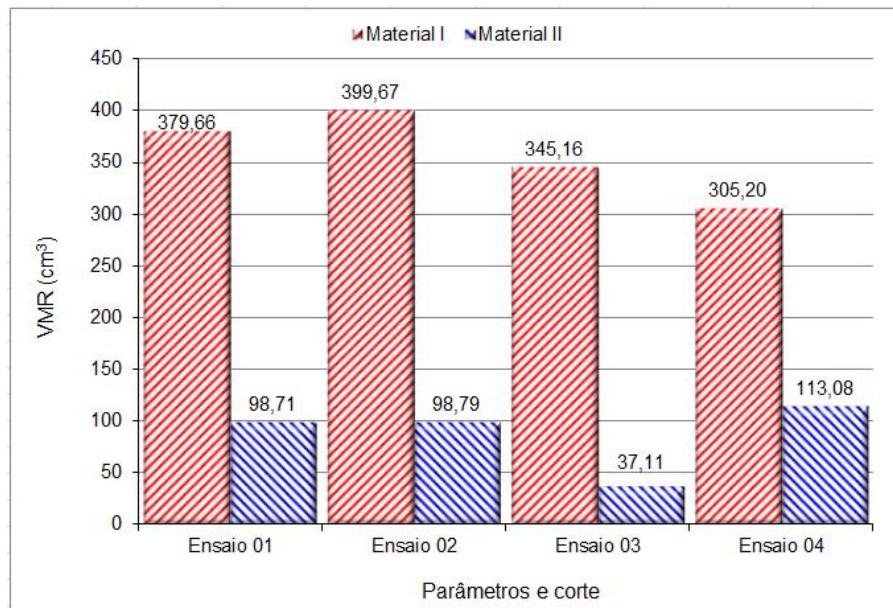


Figura 4.6 – Comparação do volume de material removido no fresamento frontal do material I e Material II em função das condições de corte (Ensaios 01:  $v_c = 120,094$  m/min,  $f_z = 0,053$  mm e  $a_p = 2,000$  mm; Ensaios 02:  $v_c = 215,433$  m/min,  $f_z = 0,150$  mm/dente e  $a_p = 2,00$  mm; Ensaios 03:  $v_c = 126,829$  m/min,  $f_z = 0,150$  mm/dente e  $a_p = 1,002$  mm; Ensaios 04:  $v_c = 213,765$  m/min,  $f_z = 0,053$  mm/dente e  $a_p = 1,017$  mm) ( $a_e = 25$  mm para todas condições)

Os demais resultados obtidos nos testes em outras condições de corte geradas pelo programa de otimização são apresentados nos Anexo I e Anexo II na forma de tabelas. Na metodologia empregada apenas as quatro primeiras condições de corte foram idênticas para os dois materiais. Da quinta condição em diante, o programa gera novas condições em função dos resultados dos quatro primeiros testes e, como foi visto, são bem diferentes para os dois materiais. Portanto, não foi possível a comparação entre os mesmos, nestas outras condições testadas.

## 4.5 Equação Expandida de Taylor

### 4.5.1 Equação Expandida de Taylor para o Material I

Os coeficientes da fórmula de Taylor Expandida foram determinados através do programa de otimização a partir dos 04 primeiros ensaios para o material I, cujas tabelas de resultados ao longo de todos os ensaios são apresentadas no Anexo I. Depois de realizados estes ensaios e tendo com parâmetros o tempo de vida  $T$  (min) e o desgaste máximo de flanco  $VB_{Bmáx} = 0,35$  mm adotado como critério de fim de vida da ferramenta, foram calculados os primeiros coeficientes da equação e seus respectivos desvios padrão. O programa gerou a 5<sup>a</sup> condição de corte, que foi executada até o fim da vida da ferramenta e seus resultados foram novamente alimentados no programa específico, onde foram gerados novos coeficientes e novos desvios padrão. Assim, sucessivamente, foram executados o sexto e até 11<sup>o</sup> ensaio, quando se obteve uma convergência dos erros calculados para um determinado valor, considerado coerente para este material. A Tabela 4.3 apresenta os coeficientes da fórmula de Taylor expandida obtidos após os onze ensaios realizados. Observa-se que os valores dos coeficientes  $K$  tem maior variação no decorrer dos ensaios e os demais coeficientes tem pouca variação.

Tabela 4.3 – Coeficientes da fórmula Expandida de Taylor para o material I após 11 ensaios

Após	Coeficientes da fórmula de Taylor Expandida				
	<b>K</b>	<b>A</b>	<b>B</b>	<b>C</b>	<b>D</b>
4 Ensaios	33.807,849	-1,419	-0,768	-0,950	1,216
5 Ensaios	51.539,862	-1,478	-0,732	-1,000	1,230
6 Ensaios	95.789,935	-1,823	-0,985	-0,670	1,072
7 Ensaios	65.724,523	-1,766	-1,019	-0,731	1,054
8 Ensaios	26.533,301	-1,603	-1,077	-0,837	1,102
9 Ensaios	7.305,624	-1,285	-0,926	-0,999	1,092
10 Ensaios	23.101,069	-1,508	-0,984	-1,195	1,115
11 Ensaios	26.364,791	-1,484	-0,969	-1,175	1,125

A Tabela 4.4 mostra os desvios padrão referente aos coeficientes gerados pelo programa de otimização para a fórmula de Taylor expandida para o material I. Como aconteceu nos coeficientes, o valor de  $K$ , por ser um valor mais elevado, também apresentou as maiores variações em seus desvios padrão e os demais coeficientes apresentam uma pequena variação dos dados até a convergência desses coeficientes.

Tabela 4.4 – Desvio padrão dos coeficientes da fórmula Expandida de Taylor do material I

Após	Desvio Padrão dos coeficientes da fórmula de Taylor Expandida				
	K	A	B	C	D
4 Ensaios	6425,043	0,033	0,018	0,026	0,014
5 Ensaios	7686,089	0,029	0,015	0,023	0,012
6 Ensaios	22936,431	0,043	0,023	0,034	0,018
7 Ensaios	13556,777	0,038	0,020	0,029	0,015
8 Ensaios	5407,192	0,038	0,020	0,029	0,015
9 Ensaios	1253,311	0,030	0,017	0,025	0,012
10 Ensaios	3270,163	0,024	0,015	0,020	0,011
11 Ensaios	4379,025	0,021	0,014	0,018	0,009

O programa de otimização também faz a verificação da confiabilidade dos coeficientes para a equação, baseada nos coeficientes de variação (erros) calculados, que foi realizada a partir do 4º ensaio até o 11º ensaio, onde a variação apresentou convergência, com estabilização do erro geral em torno de 20%, sendo, portanto, considerado encerrado os testes, uma vez que com a execução de novos ensaios, acarretará valores muito próximos e a variação do erro muito pequena, gastando muito material e ferramentas, para pouca melhora na resposta. A Figura 4.7 mostra esta convergência.

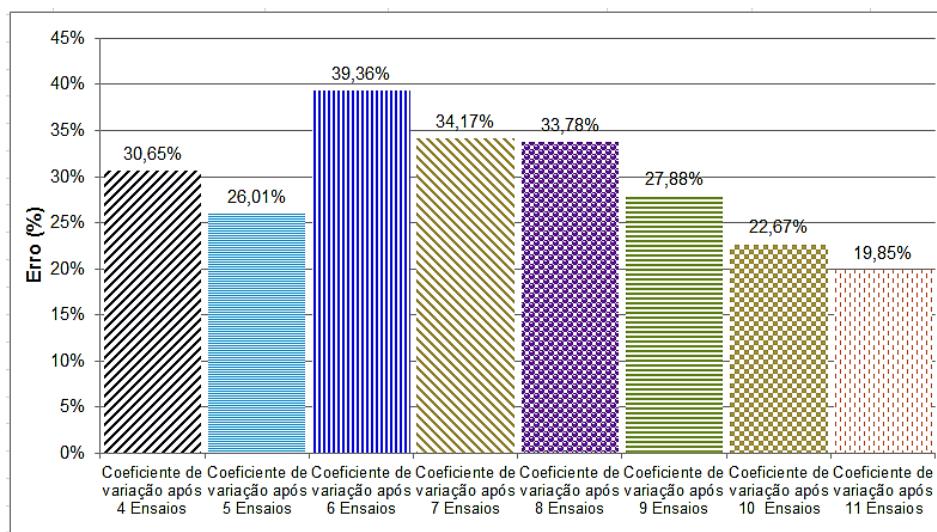


Figura 4.7 – Comportamento de todos coeficientes de variação da equação para os ensaios realizados no material I

Para verificar a repetitividade do processo, foi realizada uma réplica nas condições do ensaio 09, realizando a usinagem deste material para comparação com o ensaio realizado no teste de vida, cujos resultados são apresentados na Figura 4.8. Observa-se um erro de aproximadamente 9,1% do tempo de usinagem para se atingir o critério de fim de

vida da ferramenta ( $VB_{Bmáx} = 0,35$  mm). Este erro está abaixo do apresentado pela equação na convergência da Figura 4.8.

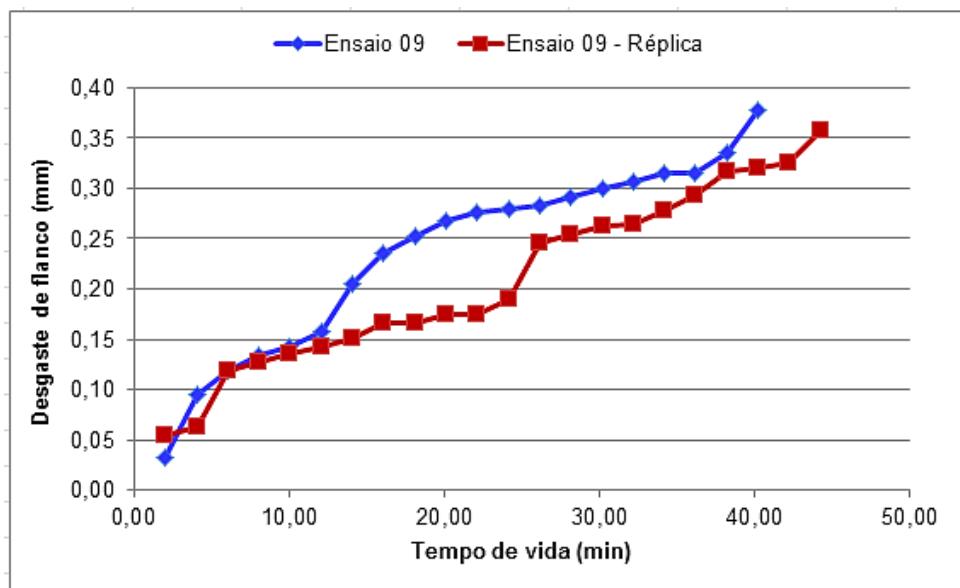


Figura 4.8 – Resultado da réplica do ensaio 09 do material I

A equação expandida de Taylor para o material I calculada pelo programa de otimização após 11 ensaios é:

$$T = 2,636 \cdot 10^{4} \cdot V_c^{-1,484} \cdot f_z^{-0,969} \cdot a_p^{-1,175} \cdot VB_{\text{Rmáx}}^{1,125} \quad (9)$$

Onde:

$$K = 2.636 \times 10^4$$

$$A = -1.484$$

$$B = -0,969$$

$$C = -1,175$$

$$D = 1,125$$

Depois de definida a curva de Taylor expandida após a sua convergência os coeficientes obtidos foram utilizados para calcular o tempo de vida da ferramenta. A Figura 4.9 mostra as curvas de desgaste de flanco máximo em função tempo de usinagem, onde a reta em azul representa o tempo médio calculado através da fórmula de Taylor expandida, em verde o desgaste máximo calculado, considerando os desvios padrão dos coeficientes e da constante da equação, e em tonalidade alaranjada o desgaste mínimo, enquanto que em vermelho é o desgaste real, medido durante o ensaio. Foram utilizados os desvios padrão dos coeficientes para calcular os desgastes máximo e mínimo dos mesmos. O erro

percentual médio absoluto entre o valor medido e o calculado foi de aproximadamente 16,07%

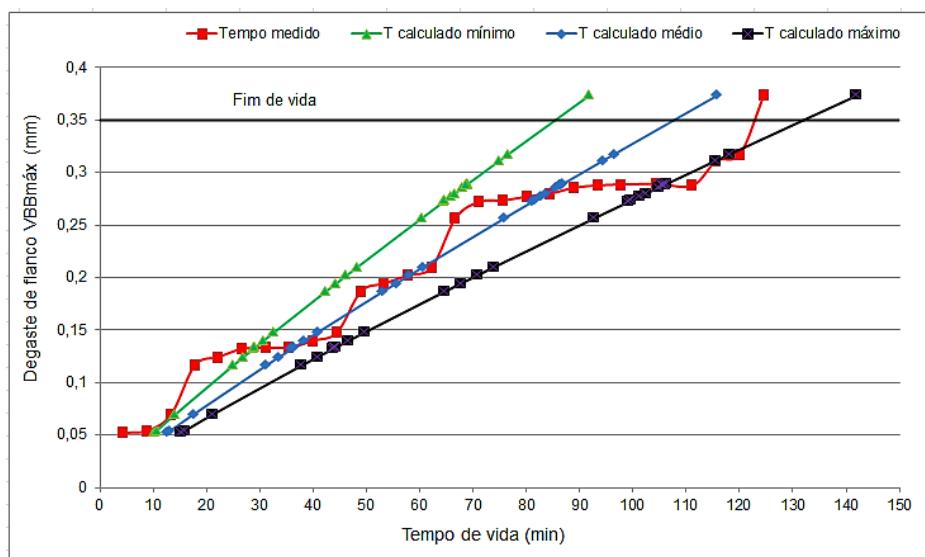


Figura 4.9 – Gráfico de curvas do desgaste medido e desgaste calculado em função do tempo, para o 11º ensaio do material I :  $v_c = 120,004$  m/min,  $f_z = 0,050$  mm/dente  $a_p = 1,103$  mm;  $a_e = 25$  mm

Observa-se que o desgaste medido durante a usinagem tem um inicio fora do limite máximo do desgaste calculado, somente a partir do tempo de 26,69 min é que ele se apresenta entre os valores máximos e mínimos dos desgastes calculados.

Foi realizado um ensaio usando condições de corte aleatórias (não foi geradas pelo programa de otimização), dentro da faixa de variação estipulada, para verificação da fórmula. As condições de corte deste ensaio foram:  $v_c = 175$  m/min;  $f_z = 0,08$  mm/dente e  $a_p = 1,0$  mm. O resultado deste ensaio está ilustrado na Figura 4.10, e obteve um erro percentual médio absoluto elevado, de 54,98% (calculado usando a equação 09).

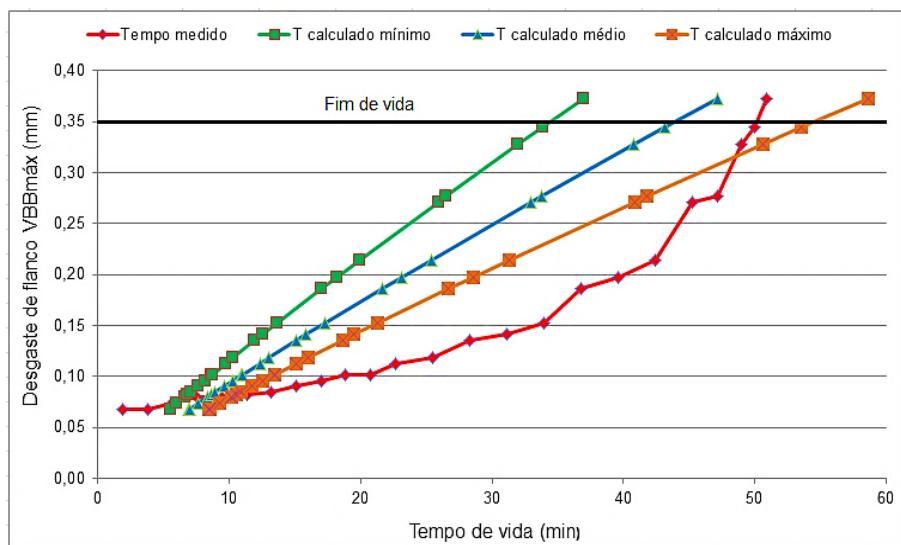


Figura 4.10 – Gráfico do desgaste medido e desgaste calculado nas condições do ensaio aleatório para o material I.  $v_c = 175$  m/min;  $f_z = 0,08$  mm/dente;  $a_p = 1,0$  mm e  $a_e = 25$  mm

Através do gráfico nota-se que o desgaste medido está bem afastado dos valores preditos pela equação em grande parte do tempo e apenas próximo do final da vida é que os desgastes convergem para valores próximos, com diferença de aproximadamente 8% entre eles. Correa (2014) encontrou um erro médio absoluto de aproximadamente 5,19% no torneamento de aço inox supermartensítico. Entretanto, o processo usado no aço inox foi o torneamento, diferente do atual, onde o fresamento, normalmente, é bem mais propenso a apresentar variabilidade, por se tratar de corte descontínuo ou intermitente. Assim, a variabilidade é, em grande parte, atribuída a pouca repetitividade dos cortes intermitentes. Isto ocorre porque no desenvolvimento dos desgastes, geralmente aparecem junto algumas avarias (lascamentos), que são muito aleatórios e imprevisíveis. Se o desgaste ocorre pelos mecanismos tradicionais (adesão, abrasão, difusão e oxidação) a repetitividade é muito maior, mais comum de ocorrer em cortes contínuos, como o torneamento.

#### 4.5.2 Equação Expandida de Taylor para o Material II

Os coeficientes da fórmula expandida de Taylor para o material II foram obtidos usando a mesma metodologia usada para o material I. Neste caso foram realizados 10 ensaios, onde constatou-se uma boa convergência do coeficiente de variação (erro), indicando encerramento dos testes. A decisão de considerar os testes como encerrados se deve ao fato de que a execução de mais um ou dois testes, os ganhos indicados pela convergência serão relativamente pequenos, ou seja, muito esforço para pouco ganho.

Tabela 4.5 apresenta todos os coeficientes da equação da fórmula de Taylor expandida obtidos do 4º ao 10º ensaio. Após o 10º ensaio pode ser observado que o valor de K obteve um crescimento considerável, enquanto que os demais coeficientes tiveram pequenas variações até a convergência dos coeficientes.

Tabela 4.5 – Coeficientes da fórmula Expandida de Taylor para o material II após 10 ensaios

Após	Coeficientes da fórmula de Taylor Expandida				
	<b>K</b>	<b>A</b>	<b>B</b>	<b>C</b>	<b>D</b>
4 Ensaios	0,670	-0,251	-1,602	-0,435	0,584
5 Ensaios	0,152	-0,078	-1,684	-0,429	0,400
6 Ensaios	15,332	-0,833	-1,330	-0,790	0,160
7 Ensaios	171,040	-1,449	-1,733	-0,409	0,281
8 Ensaios	178,359	-1,455	-1,733	-0,417	0,283
9 Ensaios	319,347	-1,610	-1,806	-0,512	0,271
10 Ensaios	631,978	-1,470	-1,693	-0,366	0,281

A Tabela 4.6 apresenta os desvios padrão dos coeficientes da fórmula de Taylor Expandida para o material II onde, novamente, pode ser observado que o valor de K obteve maiores variações em seus desvios padrão, do que os observados nos coeficientes.

Tabela 4.6 – Desvio padrão dos coeficientes da fórmula Expandida de Taylor do material II

Após	Desvio Padrão dos coeficientes da fórmula de Taylor Expandida				
	<b>K</b>	<b>A</b>	<b>B</b>	<b>C</b>	<b>D</b>
4 Ensaios	0,223	0,058	0,031	0,048	0,022
5 Ensaios	0,065	0,066	0,035	0,055	0,023
6 Ensaios	5,164	0,065	0,036	0,058	0,018
7 Ensaios	57,036	0,059	0,030	0,049	0,018
8 Ensaios	98,379	0,056	0,028	0,048	0,018
9 Ensaios	82,226	0,048	0,025	0,043	0,016
10 Ensaios	56,509	0,046	0,023	0,039	0,015

Para efeito de verificação da confiabilidade da equação, após a realização do quarto ensaio, o programa de otimização calcula o coeficiente de variação (erro) baseado no desvio padrão, ao final de cada teste, quando o programa é alimentado com os resultados. Ao final do décimo ensaio (Figura 4.11), o coeficiente de variação foi estabilizado em torno de 43%. Apesar de ser considerado um valor alto, a convergência indicou a inconveniência de continuar insistindo em melhorar a equação.

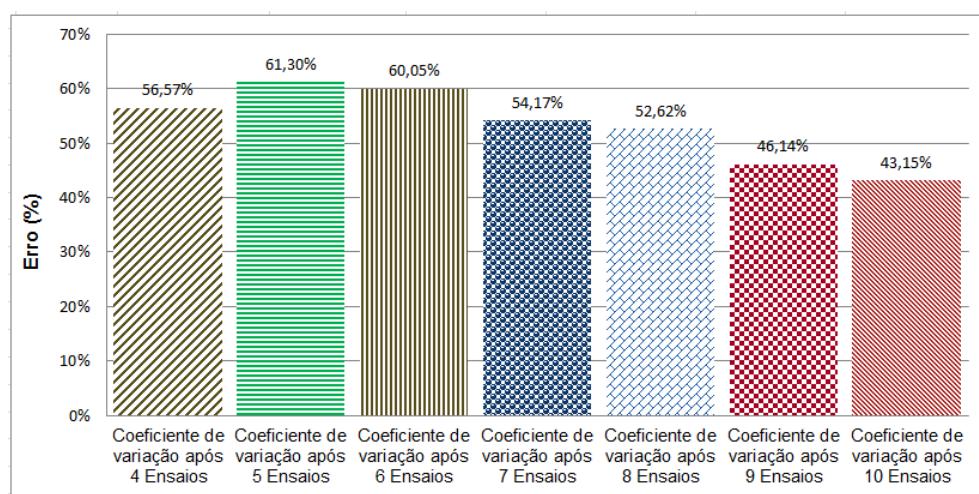


Figura 4.11 – Comportamento dos coeficientes de variação da equação para os ensaios realizados no material II

Para verificar a repetitividade do processo, foi realizada uma réplica nas condições do ensaio 07 cujos resultados são apresentados na Figura 4.12. Observa-se um erro de aproximadamente 50% do tempo de usinagem para se atingir o critério de fim de vida da ferramenta ( $VB_{Bmáx} = 0,35$  mm). Este erro é acima comparado ao apresentado pela equação na convergência da Figura 4.11. O que justifica sua comprovação.

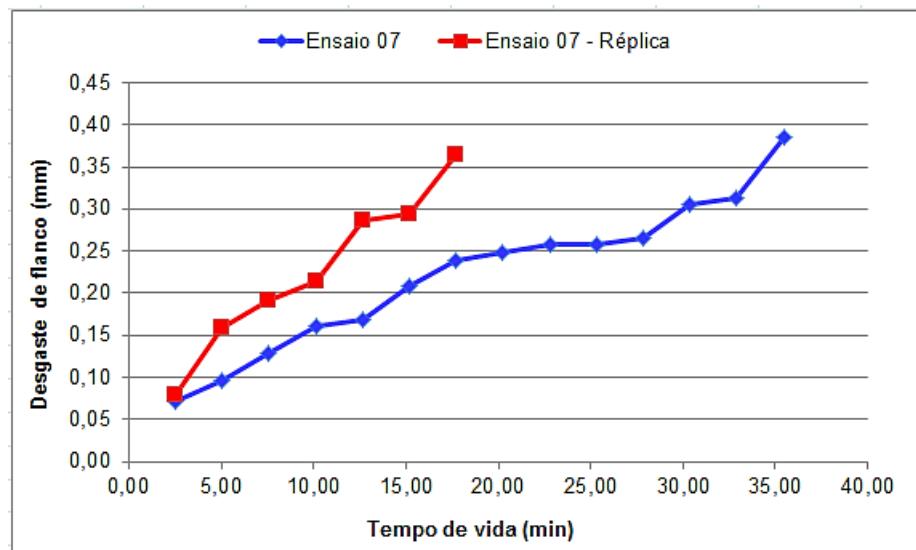


Figura 4.12 – Resultado da réplica do ensaio 07 do material II

De acordo com os coeficientes de variação gerados, após a convergência no 10º ensaio, a fórmula expandida de Taylor para o material II é:

$$T = 631,978 * v_c^{-1,470} * f_z^{-1,693} * a_p^{-0,366} * VB_{Bmáx}^{0,281} \dots \dots \dots (10)$$

Onde:

$$K = 631,978$$

$$A = -1,470$$

$$B = -1,693$$

$$C = -0,366$$

$$D = 0,281$$

A Figura 4.13 mostra as curvas de desgaste de flanco máximo em função do tempo de usinagem, onde a reta em azul representa o desgaste médio calculado através da equação expandida de Taylor (10), em verde o desgaste máximo calculado e em tonalidade alaranjada o desgaste mínimo, enquanto que em vermelho é o desgaste real, medido durante o décimo ensaio. Foram utilizados os desvios padrão dos coeficientes para calcular os tempos máximo e mínimo dos mesmos. O erro percentual médio entre o valor medido e o desgaste calculado médio foi de aproximadamente 49,31 %. Observa-se que os valores medidos estão todos fora dos preditos pela equação. Isto ocorreu devido à grande variabilidade dos resultados para o caso do fresamento, onde o material II teve vida bem mais curta que o material I.

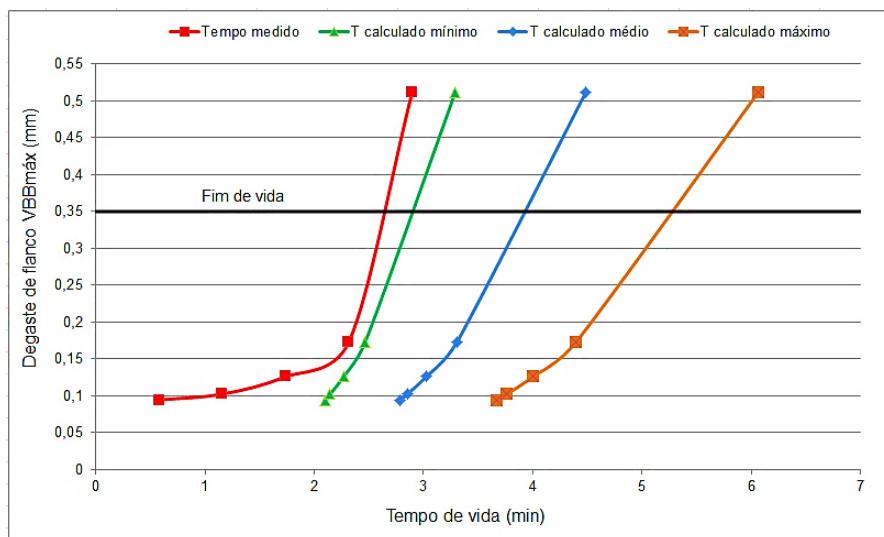


Figura 4.13 – Gráfico de curvas do desgaste medido e desgaste calculado para o 10º ensaio do material II :  $v_c = 190,519$  m/min,  $f_z = 0,150$  mm/dente  $a_p = 2,000$  mm e  $a_e = 25$  mm

Assim como no material I, foi realizado um ensaio usando condições de corte aleatórias, dentro da faixa de variação inicialmente estipulada para os parâmetros de corte. As condições são as mesmas usadas no material I:  $v_c = 175$  m/min;  $f_z = 0,08$  mm/dente e  $a_p$

= 1,00 mm. O resultado deste ensaio está ilustrado na Figura 4.14 e o erro percentual médio absoluto encontrado foi de 30,75%.

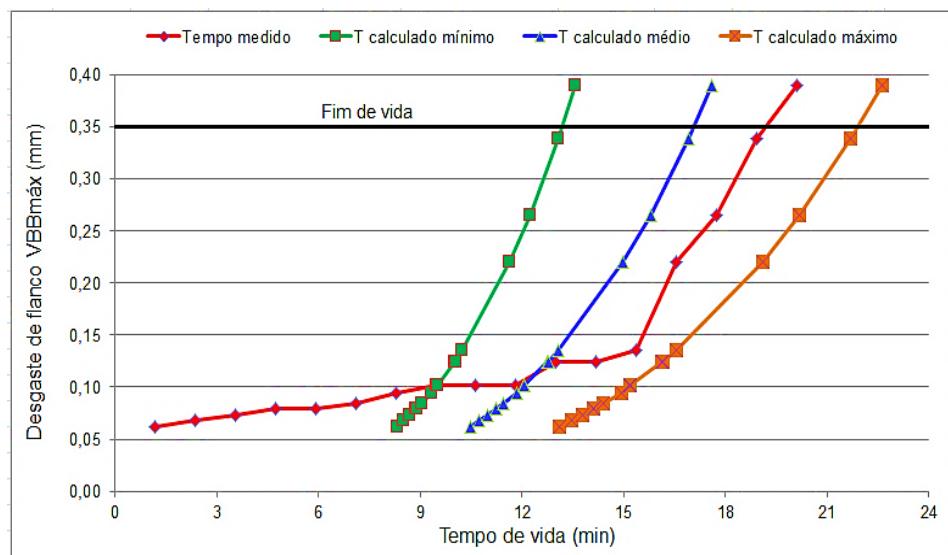


Figura 4.14 – Gráfico do desgaste medida e desgaste calculado nas condições do ensaio aleatório para o material II.  $v_c = 175$  m/min;  $f_z = 0,08$  mm/dente;  $a_p = 1,00$  mm e  $a_e = 25$  mm

Observa-se uma grande diferença de valores medidos e calculados pela equação no inicio do tempo de usinagem, mas a partir de aproximadamente 9,00 min os desgastes se encaixam dentro dos limites determinados pela equação, até o final da vida da ferramenta.

Para se otimizar um sistema de custo se faz necessário também buscar confiabilidade nos resultados, o que no fresamento de materiais endurecidos, parece ser mais complicado.

#### 4.5.3 Comparação da vida da ferramenta entre o material I e o material II

A Figura 4.15 mostra a comparação dos tempos de vida para equação de Taylor expandida, realizando a usinagem de ambos os materiais referente aos 04 primeiros ensaios de vida onde foram usadas as mesmas condições de corte para ambos os materiais.

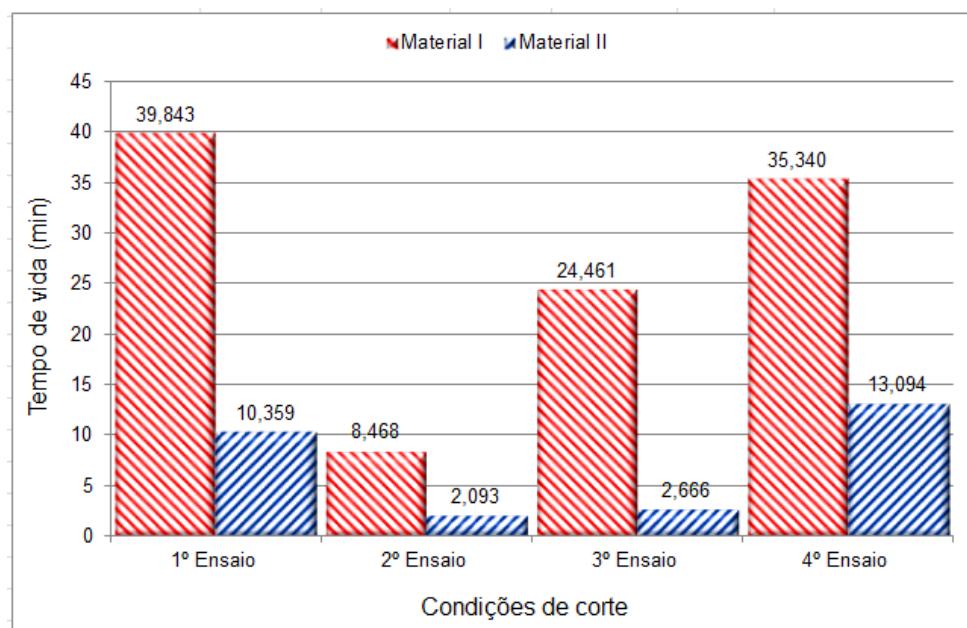


Figura 4.15 – Comparação do tempo de vida da ferramenta entre o material I e Material II em função das condições de corte (Ensaio 01:  $v_c = 120,094$  m/min,  $f_z = 0,053$  mm/dente e  $a_p = 2,000$  mm; Ensaio 02:  $v_c = 215,43$  m/min,  $f_z = 0,150$  mm/dente e  $a_p = 2,00$  mm; Ensaio 03:  $v_c = 126,829$  m/min,  $f_z = 0,150$  mm/dente e  $a_p = 1,002$  mm; Ensaio 04:  $v_c = 213,765$  m/min,  $f_z = 0,053$  mm/dente e  $a_p = 1,017$  mm) ( $a_e = 25$  mm para todas condições)

Para todas as condições o material I foi superior ao material II. No ensaio 01 o material I apresentou o melhor desempenho da vida da ferramenta, onde foram empregadas baixa velocidade de corte, baixo avanço por dente e maior profundidade de corte ( $a_p = 2,00$  mm), sendo superior aproximadamente 74% em relação ao material II. No ensaio 02 onde foram utilizados os maiores parâmetros de corte (alta velocidade de corte, avanço e profundidade de corte) o material II apresentou o pior resultado em que a ferramenta chegou ao fim da vida em menos de 2,10 min. No ensaio 03 o material I também apresentou superioridade sobre o material II em torno de 89%. E o ensaio 04 foi onde o material II apresentou o seu melhor desempenho, alcançando seu maior tempo de vida, em torno de 14 min, e mesmo assim o material I apresentou uma superioridade de aproximadamente 63%, chegando a um tempo de vida de 35,34 min. Para o material I o menor tempo de vida apresentou a maior quantidade de volume removido ( $399,67 \text{ cm}^3$ ) e para o material II o maior tempo de vida também apresentou maior volume removido ( $113,08 \text{ cm}^3$ ).

A maior usinabilidade apresentada pelo material I (N2711M) em relação ao material II (VPATLAS) é difícil de explicar, uma vez que eles possuem durezas similares. Além disso, o primeiro é martensítico e o segundo é bainítico. Teoricamente a martensita é mais difícil de se usinar que a bainita (CHIAVERINI, 1988), embora o revestimento possa influenciar na

comparação. Ao se observar as microestruturas (Figura 4.1), ambas apresentam inclusões ou precipitados, que foram identificados como sendo nitretos de titânio (TiN). Entretanto, no material II (VPATLAS), (Figura 4.1c e 4.1d) as microestruturas revelaram uma maior quantidade desses precipitados. Ao se observar a Tabela 3.1, verifica-se que o material II (VPATLAS) possui teor de Ti ligeiramente superior ao material I (N2711M) (0,0013 contra < 0,0010). Isto corrobora com a premissa do material II apresentar maiores quantidades de TiN. Além disso, o material II apresenta teores de alguns elementos formadores de carbonetos, caso do Mn, Cr, Mo e Nb ligeiramente maiores, outra possibilidade que ajuda a explicar a usinabilidade mais baixa deste material. Por último, observa-se que os teores dos elementos S e Sn, que podem atuar melhorando a usinabilidade, são menores no material II que o material I. Estas observações podem explicar a diferença de usinabilidade em favor do material I (N2711M).

Ghani et al. (2013) encontraram no fresamento de ligas de titânio Ti-6Al-4V, material também considerado difícil de usinar, assim como os aços endurecidos, com ferramentas de metal duro revestido, pequenas vidas da ferramenta. A maior vida foi alcançada com uma velocidade de corte de 120 m/min (percurso de avanço de 2300 mm), e a menor vida aconteceu a uma velocidade de 135 m/min (percurso de avanço de 1200 mm), mantendo constante o avanço por dente ( $f_z = 0,1$  mm/dente), profundidade de corte ( $ap = 2,0$  mm) e utilizando o sistema de lubrificação MQL de 50 mL/J para ambas as condições de velocidade de corte. A gama de velocidade influenciou significativamente e a vida da ferramenta reduziu drasticamente. Isso aconteceu em altas velocidades de corte em função da grande geração de calor na aresta de corte, que enfraqueceu a força da ligação de cobalto, facilitando a remoção das partículas de carboneto de tungstênio a partir da aresta de corte. Sendo a principal causa do desgaste entre outros tipos de falhas da ferramenta.

A comparação das equações de Taylor expandida dos dois materiais mostram que o coeficiente de variação (erro) do material I convergiu no 11º ensaio para um valor de 19,85% (Figura 4.7), enquanto que para o material II a convergência no 10º ensaio indicou um valor de 43,15% (Figura 4.11). Entretanto, o erro percentual médio absoluto dos ensaios de usinagem realizados para verificação, em condições não geradas pelo programa de otimização (computacional) realizado de forma aleatória, o material II apresentou um erro de 30,75% enquanto que o material I, um erro de 54,98%, mesmo apresentando um tempo de vida menor de aproximadamente 18 min e um erro também menor. Estes resultados são indicativos que a curva de Taylor Expandida para ambos os materiais apresentam erros consideráveis, onde, possivelmente, a microestrutura dos materiais apresentam grande influência. Isto evidencia o quanto a equação expandida de Taylor é vulnerável à variação

dos materiais, dos parâmetros e do processo envolvido. O refinamento dos coeficientes desta equação exigiria investimentos muito grande de tempo e insumos. A técnica empregada neste trabalho foi justamente uma tentativa de melhorar a equação com número de testes reduzidos. Vale ressaltar que no sistema em estudo, há erros sistemáticos (que podem ser ainda melhorados, como por exemplo, diminuindo a incerteza do equipamento de medição de desgaste), mas a grande parcela desses erros são aleatórios, isto é, de difícil controle, inerente ao processo. Para o fresamento, estas parcelas de erros são ainda maiores.

As curvas do tempo de vida da ferramenta em função da velocidade de corte foram simuladas com os coeficientes das equações 09 e 10 respectivamente para os dois materiais em estudo, mostradas na Figura 4.16. Foi mantido fixo o avanço por dente e a profundidade de corte, variando-se a velocidade de corte. Elas foram geradas a partir das equações expandidas de Taylor, para um avanço por dente de 0,080 mm/dente, profundidade de corte de 1,000 mm e desgaste máximo de flanco de 0,35 mm. As diferenças são maiores para menores velocidades de corte, em favor do material I.

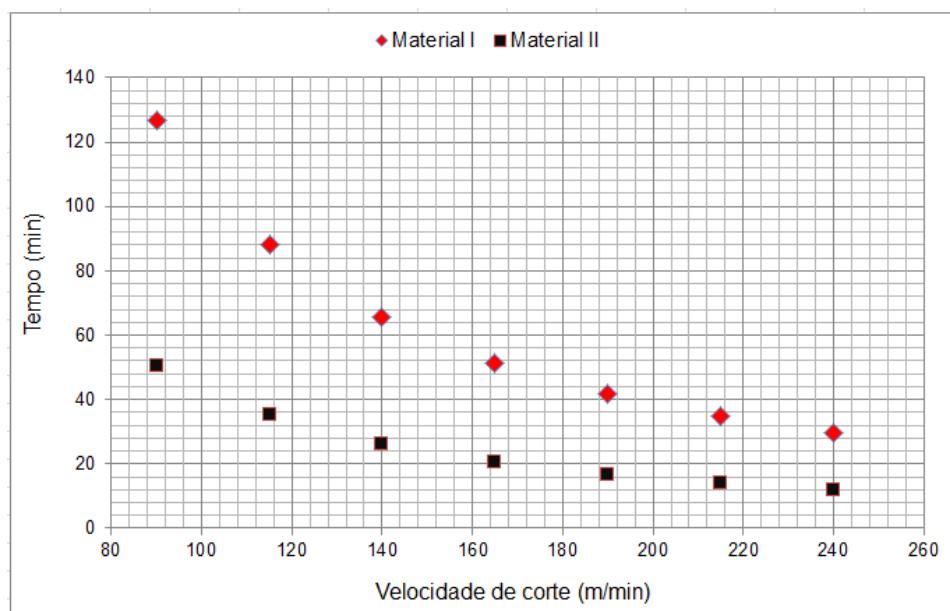


Figura 4.16 – Curva de Taylor expandida do tempo de vida da ferramenta em função da velocidade de corte para ambos os materiais. Condições de corte  $f_z = 0,08$  mm/dente;  $a_p = 1,000$  mm;  $a_e = 12$  mm;  $VB_{Bmáx} = 0,35$  mm

À medida que a velocidade de corte é aumentada, a taxa de desgaste da ferramenta também aumenta, reduzindo o tempo de vida da mesma, como predito pela equação de Taylor, onde os coeficientes são negativos para velocidade de corte. Isto ocorre também para o avanço por dente e para a profundidade de corte. Apenas o critério de fim de vida

possui coeficientes positivos, indicando que quanto mais aberto o critério, maior a vida da ferramenta, como obviamente esperado. Milan (1999) encontrou comportamento similar nos coeficientes da curva de Taylor expandida no fresamento do aço VP20.

Kadrigama et al. (2011) também encontrou comportamentos similares para os coeficientes, no fresamento de uma liga de níquel (Hastelloy C-22HS) com ferramenta de metal duro revestido KC520M.

A Figura 4.17 mostra as curvas de vida da ferramenta de corte em função da variação do avanço por dente para ambos os materiais, obtidas das equações expandidas de Taylor para uma velocidade de corte de 175,000 m/min, profundidade de corte de 1,00 mm e desgaste de flanco máximo de 0,35 mm. O comportamento das curvas obedecem os coeficientes negativos do avanço nas equações expandidas de Taylor encontradas para os dois materiais, isto é, com o aumento do avanço há uma nítida queda nas vidas das ferramentas.

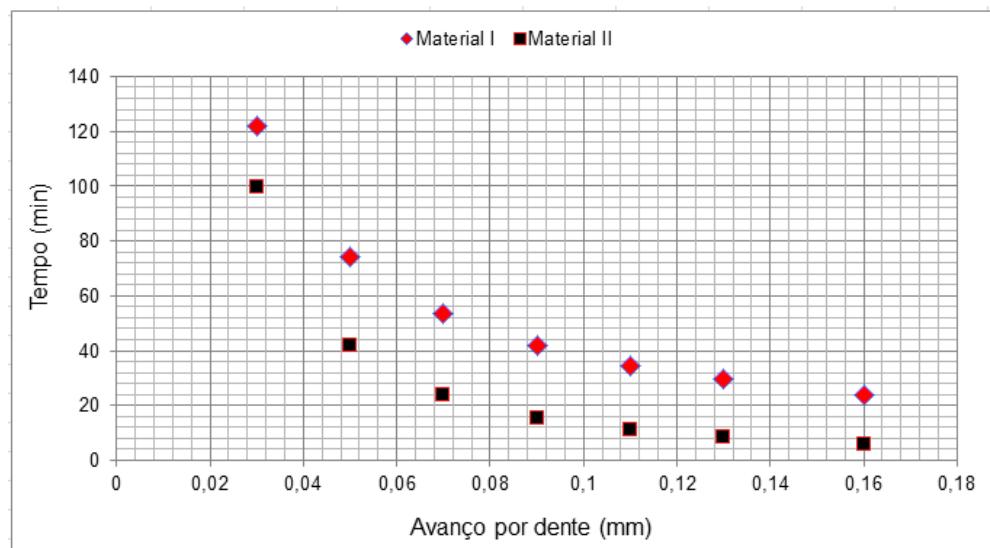


Figura 4.17 – Curva expandida de Taylor do tempo de vida da ferramenta em função do avanço por dente para ambos os materiais. Condições de corte  $v_c = 175\text{m/min}$ ;  $a_p = 1,000\text{mm}$  e  $a_e = 12\text{ mm}$

Pode ser observado através da Figura 4.17 que quanto menor o avanço maior será a vida da ferramenta, esse fenômeno acontece para os dois materiais quanto menor o avanço maior será o tempo de vida da ferramenta, e com o aumento do avanço maior será o desgaste da ferramenta.

Kalyan Kumar e Choudhury ( 2008) também verificaram o aumento do desgaste de flanco com o aumento do avanço e da profundidade de corte. Isto ocorre por dois motivos:

(i) - aumento das forças de corte que enfraquece a ferramenta e (ii) - maior temperatura de corte gerada, devido ao aumento da taxa de deformação plástica. Isto ocorre porque o aumento do avanço implica em aumento da seção de corte, aumentando os esforços e a geração de calor e, consequentemente o desgaste das ferramentas, como esperado (MACHADO et al, 2011).

Kadirgama et al. (2011) afirmam ainda que o avanço é o parâmetro com efeito mais dominante na vida da ferramenta, onde na sequencia aparece a velocidade de corte e profundidade de corte, respectivamente.

#### **4.6 Análises de desgastes das ferramentas**

Todas as ferramentas utilizadas nos testes de vida foram analisadas no microscópio eletrônico de varredura – MEV. Na análise de desgaste das ferramentas usados nos testes de vida de ambos os materiais investigados foi observada a presença de muito material da peça aderido. Kadirgama et al. (2011), no fresamento de ligas de níquel (Hastelloy C-22HS) com uma ferramenta de metal duro revestido KC520M, também encontrou bastante material aderido depois de 180 mm de corte com os seguintes parâmetros:  $v_c = 100\text{m/min}$ ,  $f_z = 0,2\text{ mm/dente}$  e  $a_p = 1,5\text{ mm}$ . Adesão/attrition foi o principal mecanismo de desgaste observado na ferramenta. As ligas de níquel têm muita tendência de aderirem na superfície das ferramentas, normalmente, mais que os aços. Vários fatores colaboraram com o fato, entre eles, altas temperaturas, altas pressões e superfície recém-formadas (superfícies virgens) pelo desgaste, propensas à difusão. As ligas de níquel e também os aços endurecidos oferecem todas estas características durante a usinagem.

A Figura 4.18 apresenta fotos das superfícies de folga das ferramentas usadas para usinar os dois materiais nas condições do ensaio 01.

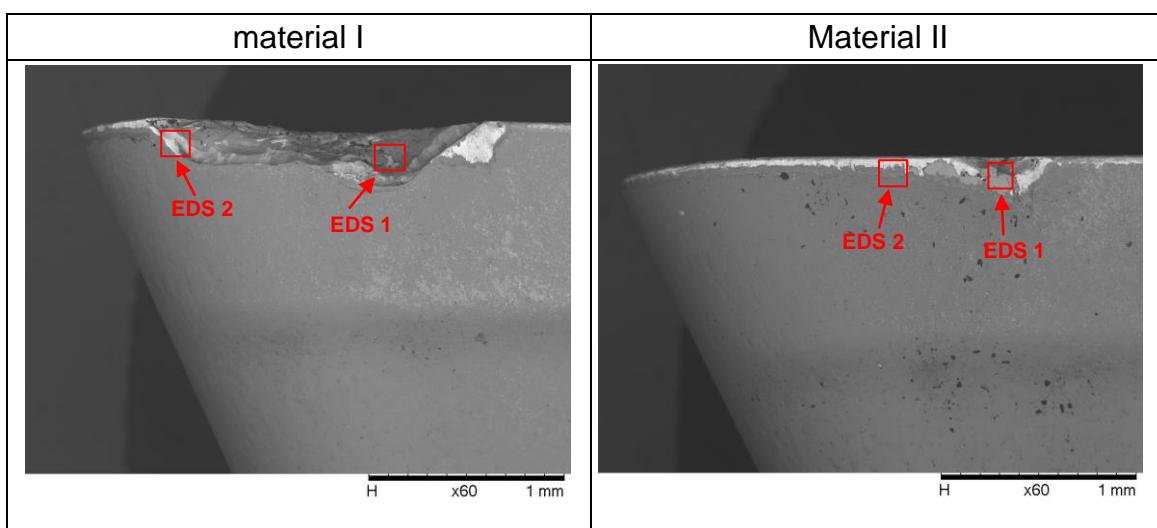


Figura 4.18 – Superfície de folga das ferramentas utilizadas na usinagem do material I e do material II para o ensaio de vida 01 ( $v_c = 120,094$  m/min,  $f_z = 0,053$  mm/dente;  $a_p = 2,000$  mm e  $a_e = 25$  mm).

A ferramenta usada para usinar o material I na condição do ensaio 01 apresenta um grande lascamento, possivelmente desenvolvido paulatinamente, causados pelos frequentes choques mecânicos inerentes ao processo de fresamento. A ferramenta usada para usinar o material II desenvolveu um desgaste de flanco mais regular, com um lascamento menor na altura do final da profundidade de corte. Em ambas há muita quantidade de material aderido, como pode ser comprovado pelos resultados de EDS apresentados nas Figuras 4.19 e 4.20. O material aderido prejudica a observação mais detalhada da superfície desgastada da ferramenta, mas é um forte indicativo para possível presença de desgaste por adesão/attrition (MACHADO et al., 2011; TRENT e WRIGHT, 2000). A tentativa de retirar o material aderido por lavagem com ácido foi problemática, uma vez que todos os ácidos tentados (Nital 4%, Nital 8%, Nital 50%, HCL,  $HNO_3$ ), ou não conseguiam retirar o material da peça ou retiravam também o recobrimento de TiN da ferramenta. Isto impediu a análise da superfície desgastada isenta de material, ideal para conclusões mais precisas sobre os mecanismos de desgastes.

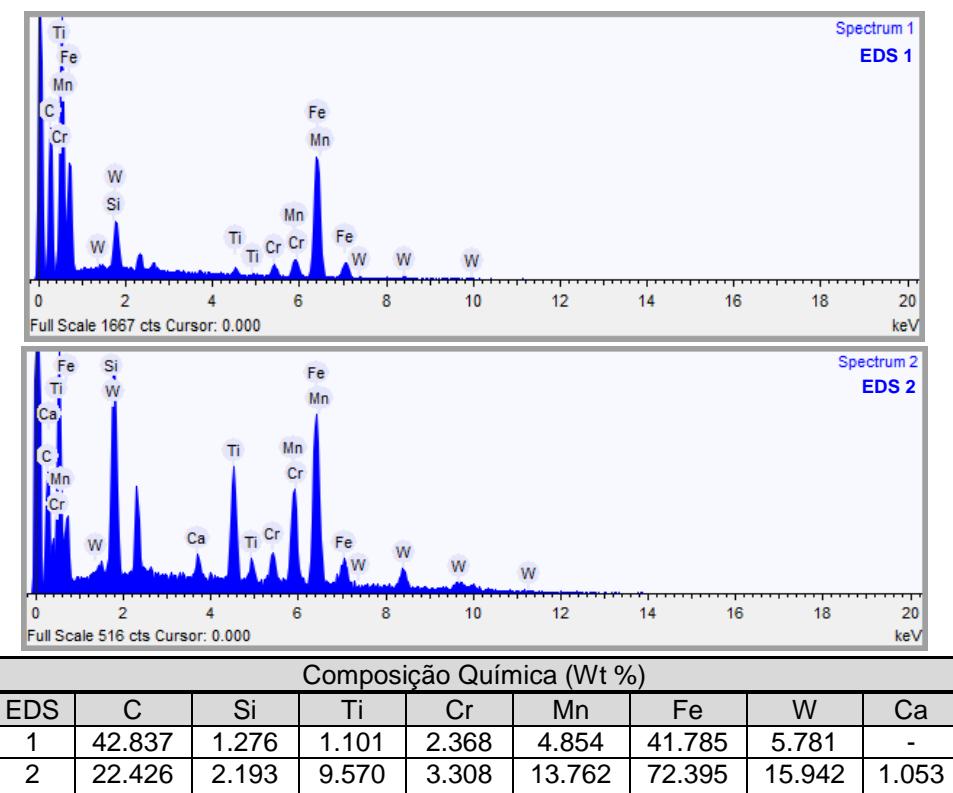


Figura 4.19 - Resultado do EDS na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material I para o ensaio 01

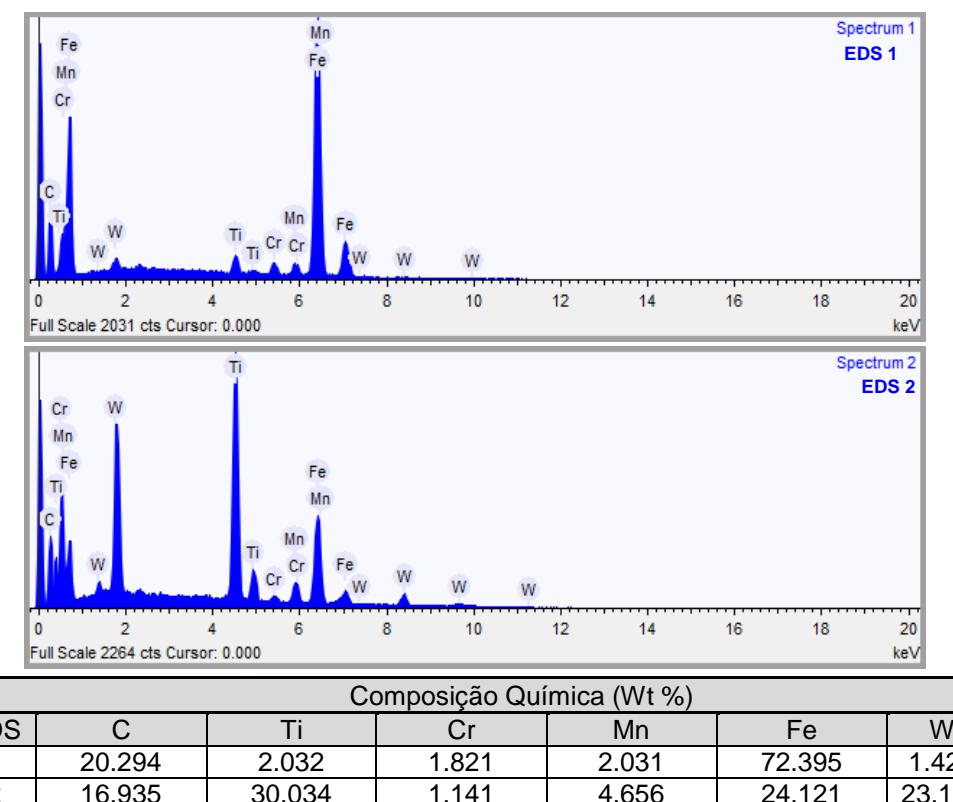


Figura 4.20 – Resultado do EDS na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material II para o ensaio 01

Na Figura 4.21 são mostradas as ferramentas utilizadas na usinagem dos materiais em estudo, com altos parâmetros de corte, utilizados no ensaio 02. Ambas as ferramentas apresentaram um alto desgaste na região do raio de ponta, com muito material da peça aderido. Análises por EDS nos pontos indicados na figura confirmam se tratarem de material da peça, em ambas as ferramentas (Figuras 4.22 e 4.23). Esta condição foi a que apresentou o menor tempo de vida das ferramentas.

Novamente, a grande adesão de material prejudica muito a análise, entretanto, observam-se na ferramenta que usinou o material I, algumas trincas de origem térmica, muito comum no fresamento de aço com ferramentas de metal duro, que sempre se apresentam paralelas à aresta de corte (MELO et al., 2006). Observa-se também, a presença de um lascamento acentuado na aresta de corte da ferramenta, que pode ter tido origem numa destas trincas térmicas, em combinação com trincas de origem mecânica. Além das avarias, há certas indicações na figura (material aderido, algumas áreas da superfície da ferramenta com aspecto áspero e alguns sulcos) para sugerir que os mecanismos de desgaste adesão e abrasão fizeram parte do processo de desgaste.

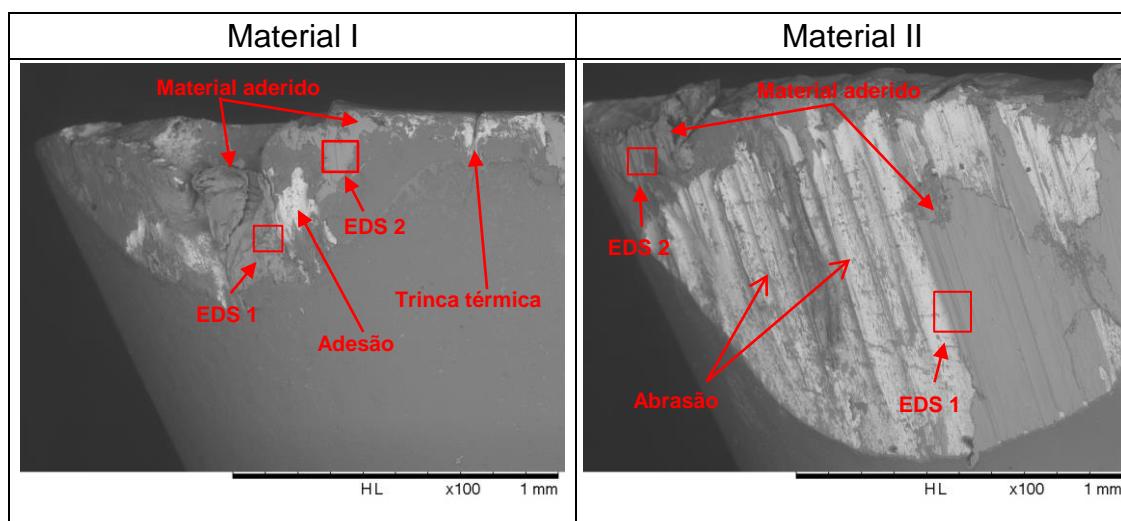


Figura 4.21 – Superfície de folga das ferramentas utilizadas na usinagem do material I e do material II para o ensaio 02 ( $v_c = 215,43$  m/min,  $f_z = 0,150$  mm;  $a_p = 2,00$  mm e  $a_e = 25$  mm).

Na ferramenta que usinou o material II, são nítidos os sulcos paralelos, característicos de predominância do desgaste abrasivo. Entretanto, a grande quantidade de material aderido, também sugere que a adesão pode ter tido presença, inclusive fornecendo partículas duras de carbonetos para o processo de abrasão (MACHADO et al., 2011).

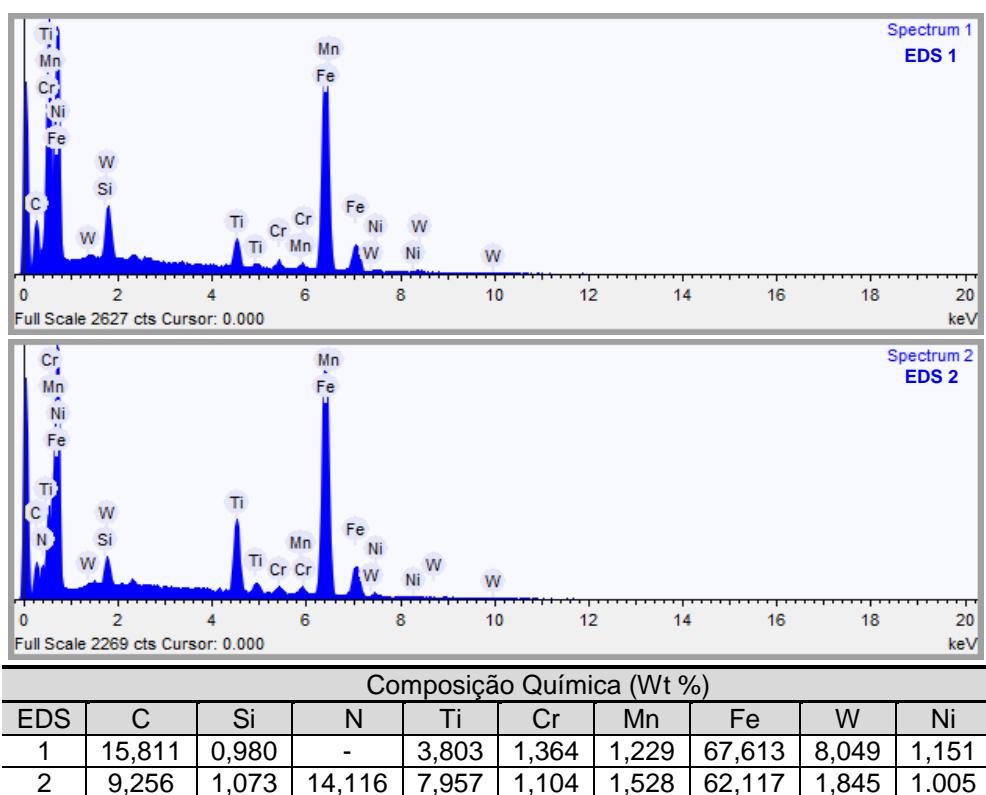


Figura 4.22 – Resultado do EDS na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material I para o ensaio 02

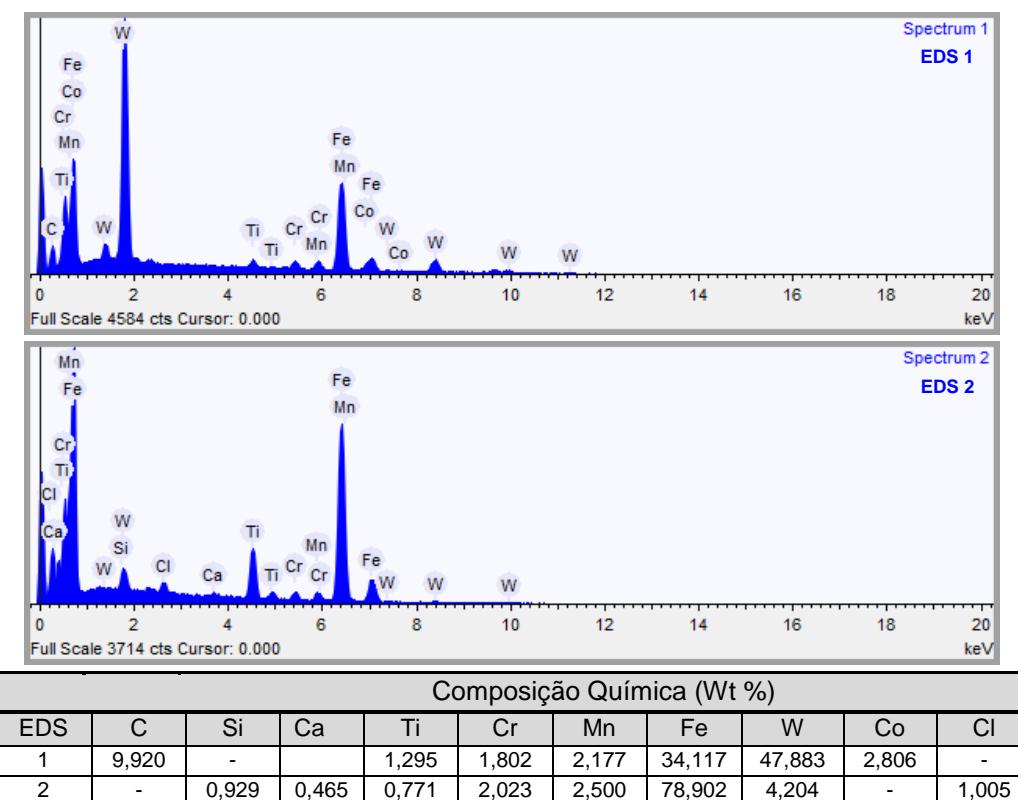


Figura 4.23 – Resultado do EDS na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material II para o ensaio 02

A Figura 4.24 apresenta as superfícies de folga das ferramentas utilizadas na usinagem dos dois materiais, com as condições de corte do ensaio 03. Trata-se de condições onde a velocidade de corte e a profundidade de corte são baixas e o avanço alto, dentro das faixas estipuladas. As formas dos desgastes de flanco máximo nas duas ferramentas são muito parecidas. Materiais da peça aderidos são confirmados pelas análises de EDS nos pontos indicados na figura, cujos resultados são apresentados nas Figuras 4.25 e 4.26. Os detalhes das superfícies desgastadas destas ferramentas (ásperas e alguns microssulcos) indicam a predominância do mecanismo de desgaste adesivo (*attrition*), possível presença também da abrasão.

Apesar da predominância dos desgastes de flanco, com pouco desgaste na superfície de saída neste trabalho, como se verá adiante, Pu e Singh (2013) encontraram desgaste cratera considerável no fresamento com baixa velocidade de corte (120 m / min) de um aço endurecido a frio (64 HRC) com uma ferramenta esférica de metal duro revestidas com TiAlN.

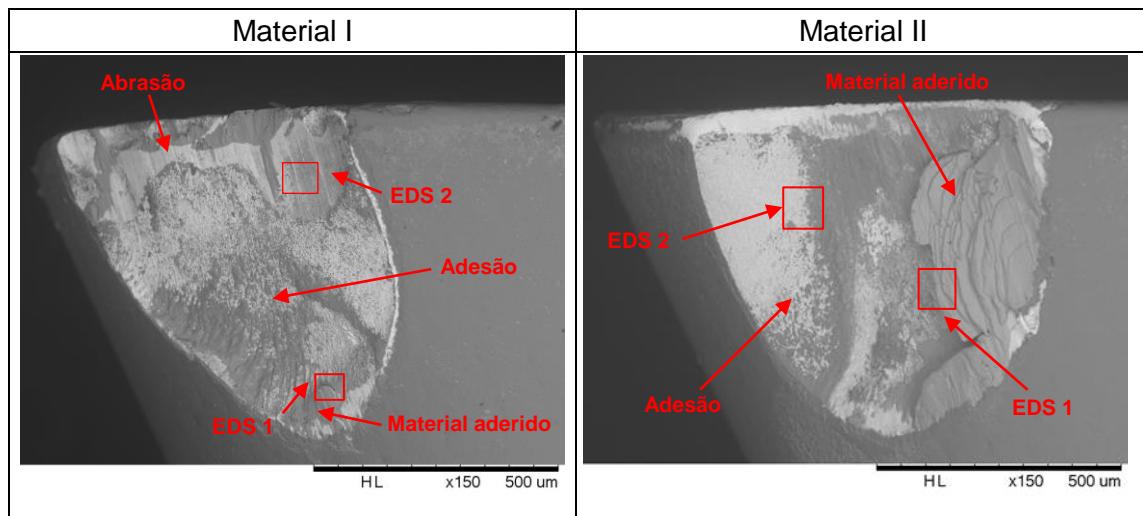


Figura 4.24 – Superfície de folga das ferramentas utilizadas na usinagem do material I e do material II para o ensaio de vida 03 ( $v_c = 126,829$  m/min,  $f_z = 0,150$  mm;  $a_p = 1,002$  mm e  $a_e = 25$  mm).

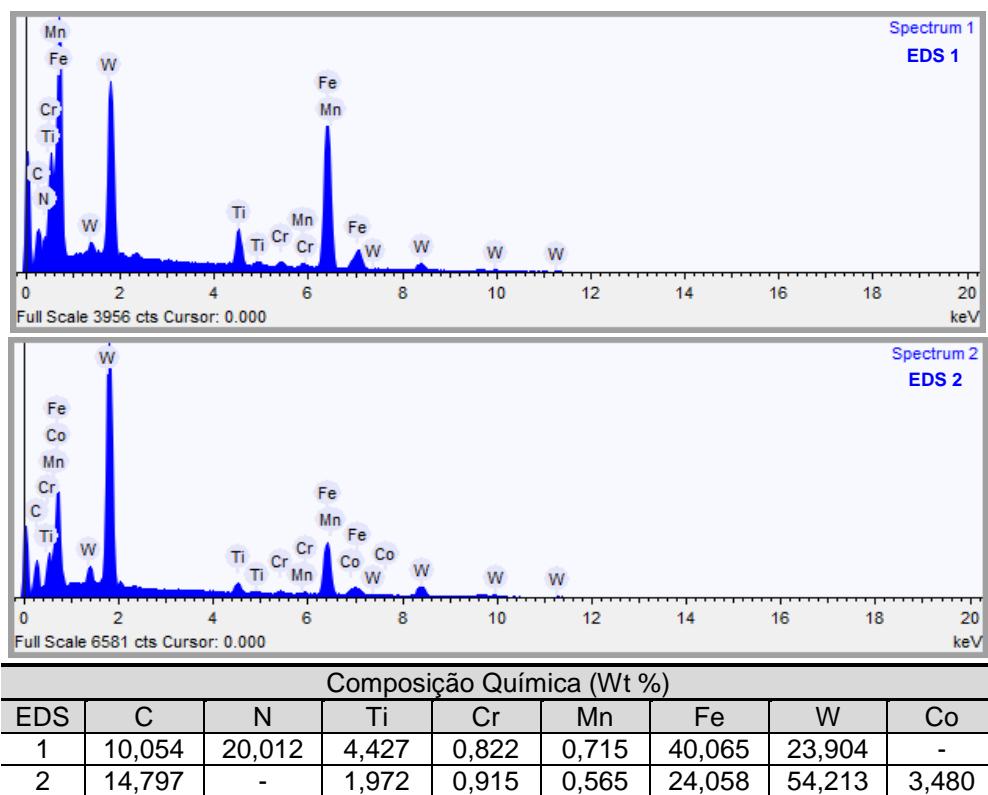


Figura 4.25 – Resultado do EDS na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material I para o ensaio 03

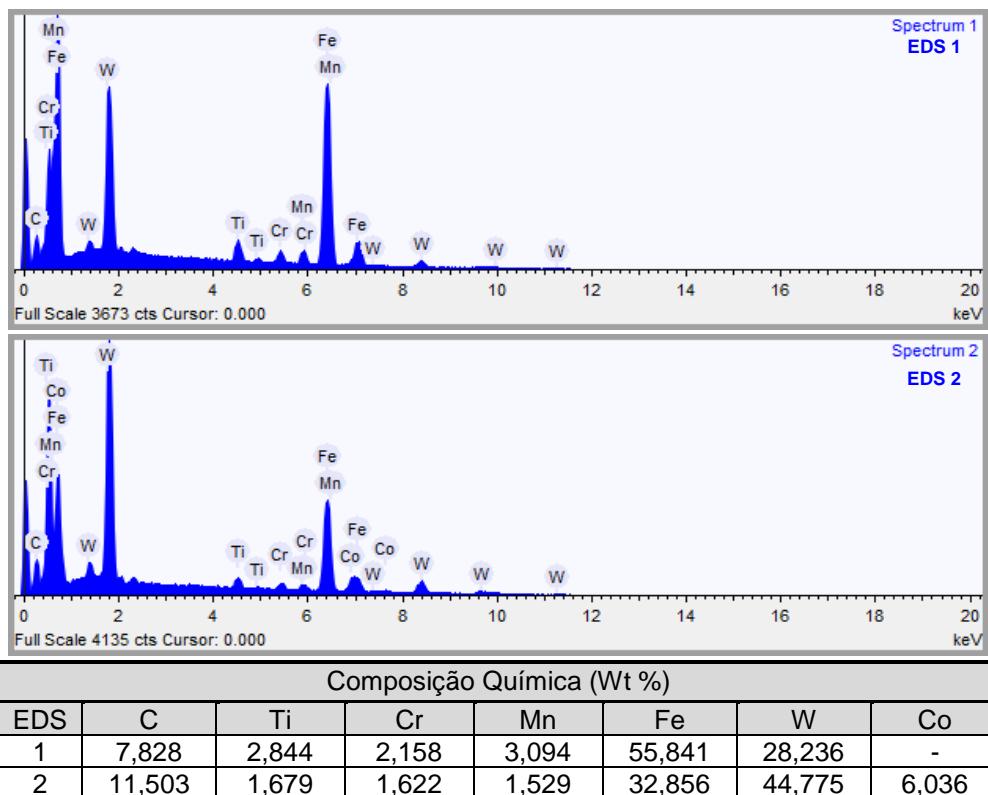


Figura 4.26 – Resultado do EDS na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material II para o ensaio 03

Na Figura 4.27 são mostrados detalhes das superfícies de folga das ferramentas utilizadas na usinagem dos dois materiais utilizados nesta pesquisa, nas condições de corte do ensaio 04. Trata-se de uma condição onde a velocidade de corte é elevada e o avanço e a profundidade de corte são baixos. Pode ser observado desgaste na ponta das ferramentas, provavelmente em função da alta velocidade e da baixa profundidade de corte. É nítida a presença de lascamentos em ambas as ferramentas. Pelo aspecto são provavelmente de origem mecânica, comum nestas condições. A presença de material da peça aderido nas ferramentas também pode ser notado e os resultados de EDS (Figuras 4.28 e 4.29) confirmam se tratar de material da peça nas análises feitas nos pontos indicados. Observações das regiões desgastadas destas ferramentas indicam que após a ocorrência de avarias, houve o desenvolvimento de desgastes nas regiões lascadas. Detalhes das superfícies (aspereza, sulcos e até superfícies mais lisas) são indicadores que mecanismos de desgaste adesivo (*attrition*), abrasivo e possivelmente difusão podem ser responsáveis por estes desgastes. As altas velocidades de corte dos testes também permitem as sugestões. Resultado semelhante foi encontrado por Becze et al. (2000) quando observaram adesão de material na aresta de corte, desgaste de flanco e de cratera e lascamentos no fresamento de um aço endurecido D2 com dureza de 63 HRC com uma ferramenta de metal duro revestida. Os lascamentos foram creditados à vibração excessiva ocorrida nos ensaios

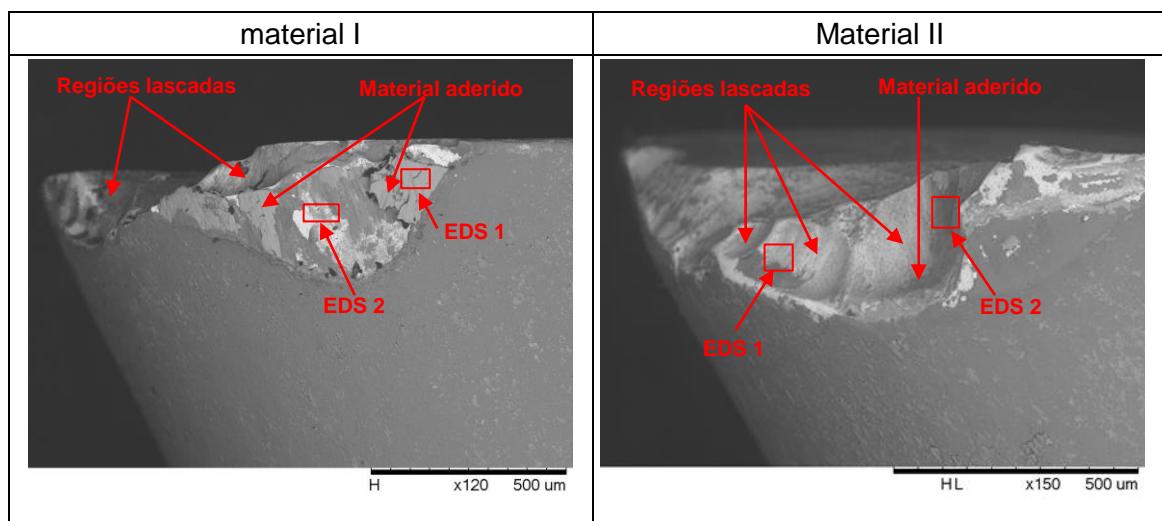


Figura 4.27 – Comparação da superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material I e do material II para o ensaio de vida 04 ( $v_c = 213,765$  m/min,  $f_z = 0,053$  mm;  $a_p = 1,017$  mm e  $a_e = 25$  mm ).

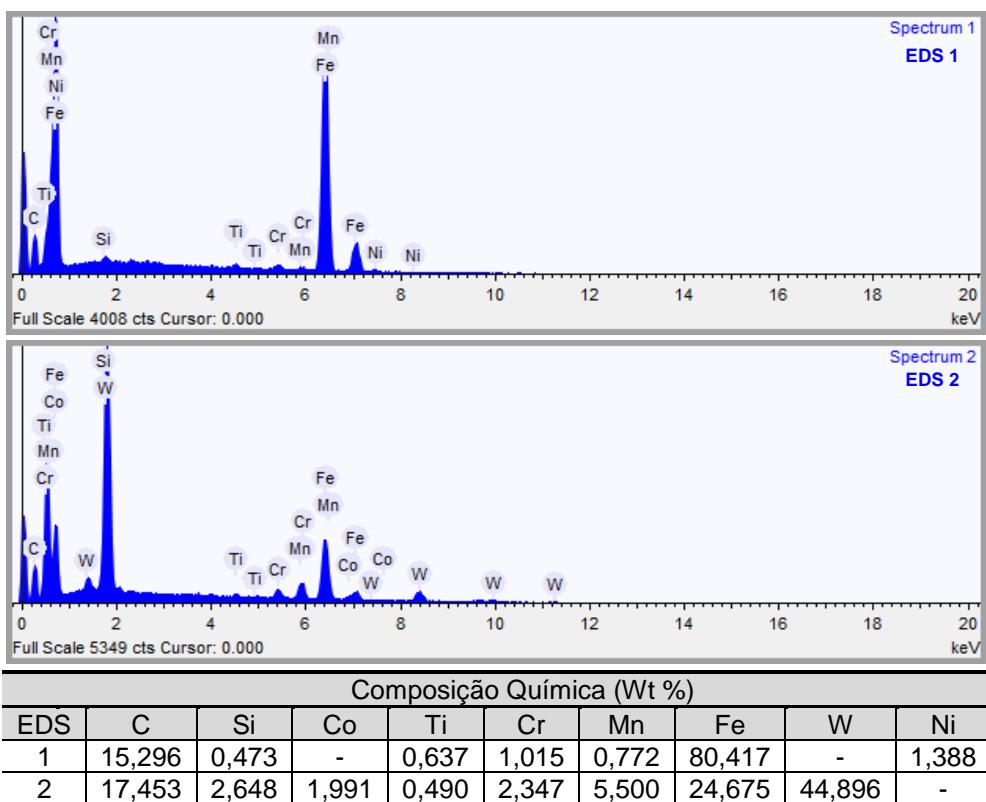


Figura 4.28 – Resultado do EDS na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material I para o ensaio 04

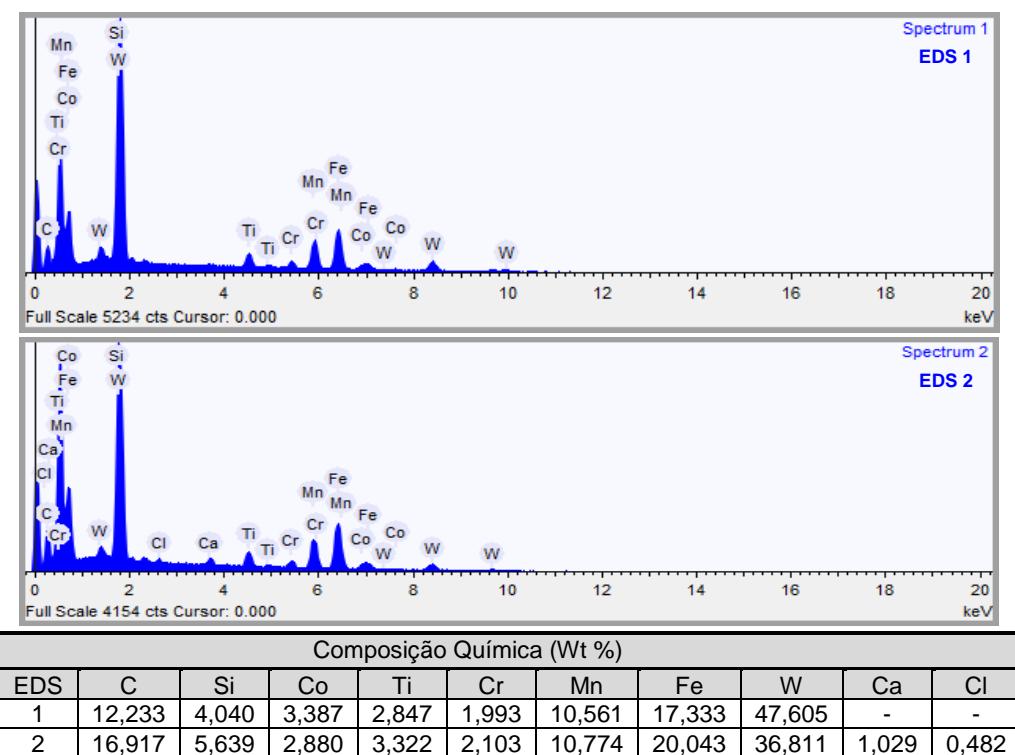


Figura 4.29 – Resultado do EDS na superfície de folga da ferramenta utilizada na usinagem do material II para o ensaio 04

Após análise das superfícies de folga, as ferramentas utilizadas para usinrar ambos os materiais, nas quatro primeiras condições, foram também analisadas em suas superfícies de saída no microscópio eletrônico de varredura – MEV. Observou-se que em condições de baixas velocidades de corte os desgastes nesta superfície são pequenos e com poucos detalhes para análises. O desgaste só foi considerável quando utilizando elevadas velocidades de corte.

A Figura 4.30 mostra as superfícies de saída das ferramentas utilizadas na usinagem dos dois materiais para as condições do ensaio 01. A ferramenta utilizada na usinagem do material I apresenta um desgaste mais acentuado que a ferramenta utilizada na usinagem do material II, consequência da maior destruição também observada na superfície de folga desta ferramenta. Materiais aderidos são observados nas superfícies de ambas as ferramentas, comprovadas pelas análises de EDS, cujos resultados são apresentados nas Figuras 4.31 e 4.32.

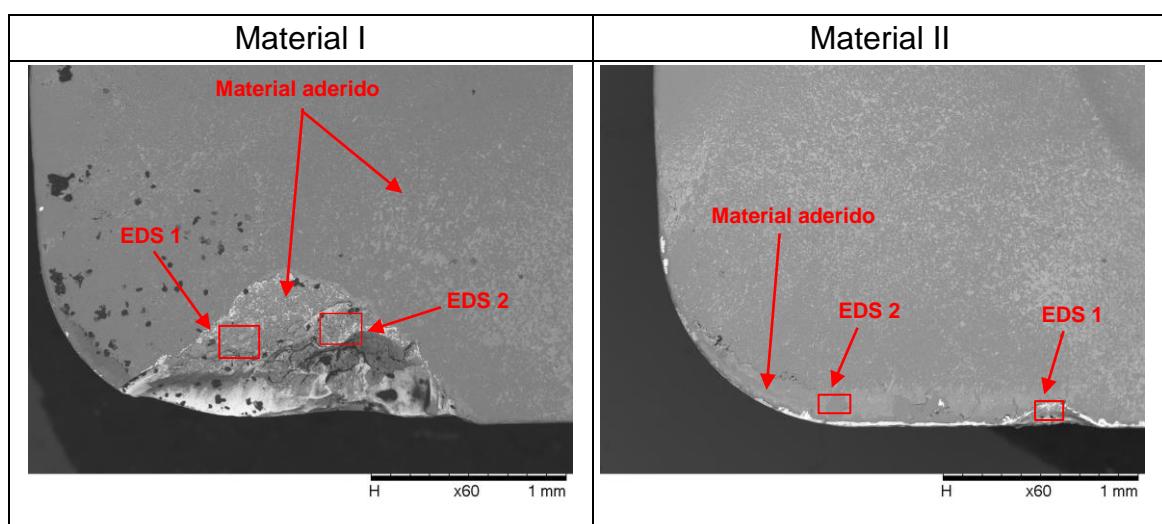


Figura 4.30 – Comparação da superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material I e do material II para o ensaio 01 (  $v_c = 120,094 \text{ m/min}$ ,  $f_z = 0,053 \text{ mm}$ ;  $a_p = 2,000 \text{ mm}$  e  $a_e = 25 \text{ mm}$  ).

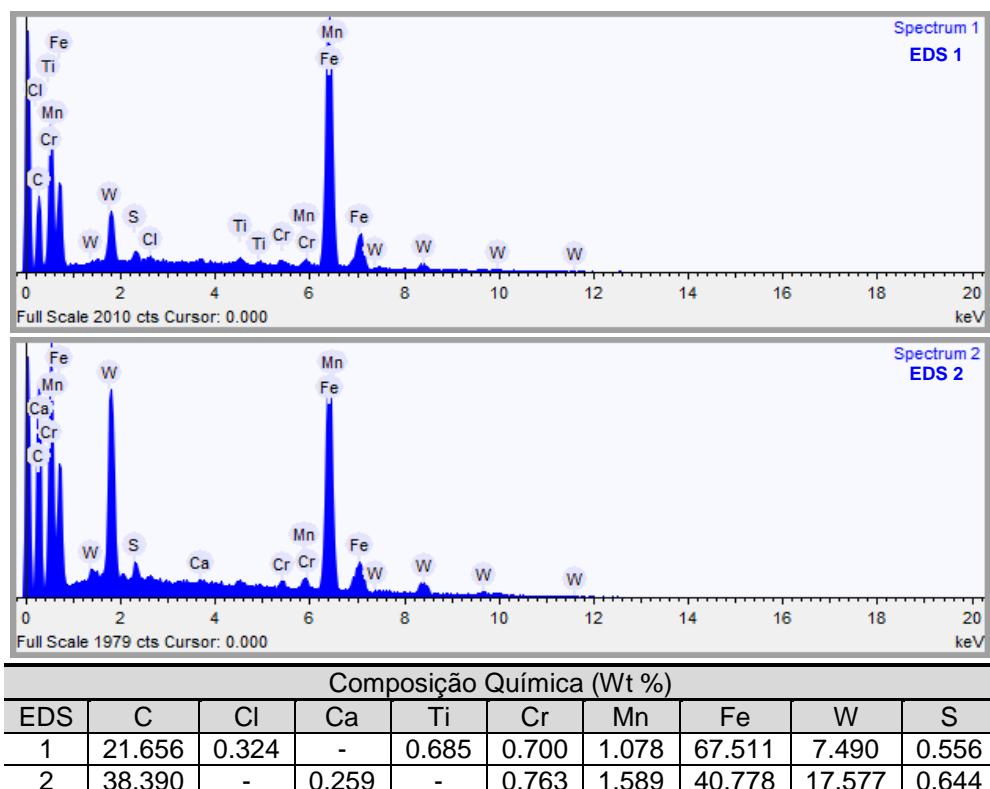


Figura 4.31 – Resultado do EDS na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material I para o ensaio 01

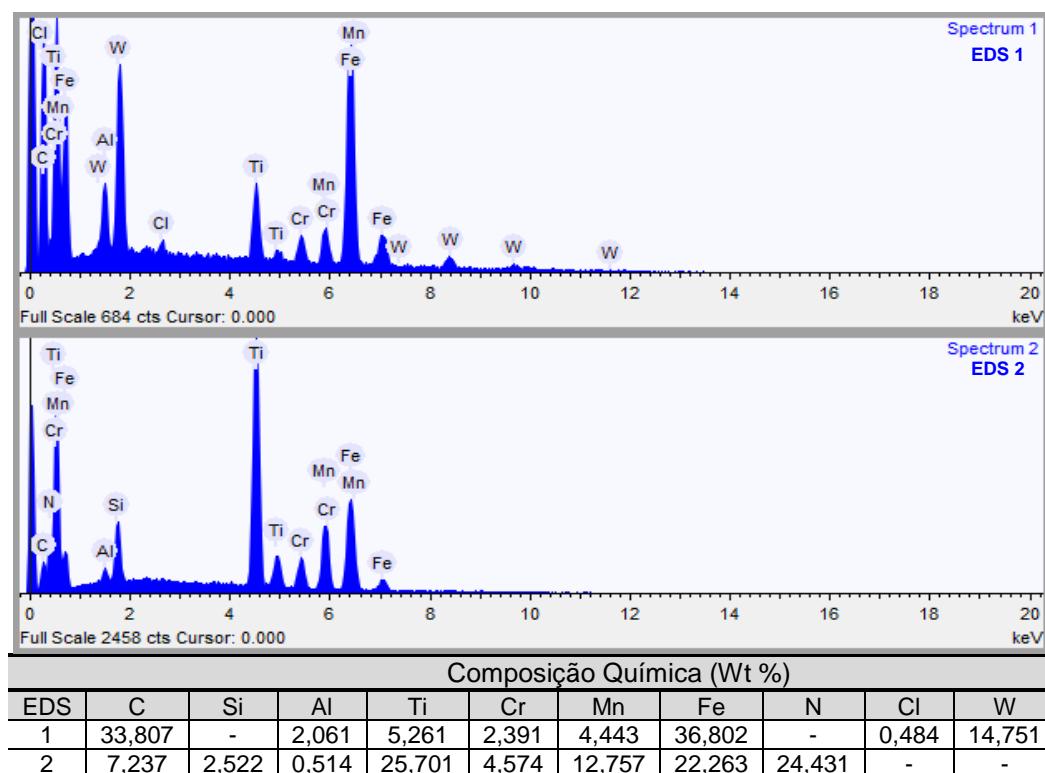


Figura 4.32 – Resultado do EDS na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material II para o ensaio 01

Detalhes das superfícies de saída das ferramentas utilizadas no ensaio 02, em ambos os materiais, são apresentadas na Figura 4.33. Nesta condição são empregadas condições de corte elevadas e, portanto, uma maior destruição da região próxima à aresta de corte pode ser observada em ambas as ferramentas, um pouco mais acentuado naquela usada para usinrar o material II. Há muito material aderido, confirmado pelas análises de EDS (Figuras 4.34 e 4.35) e aspectos ásperos nas superfícies desgastadas, indicando a predominância do mecanismo de desgaste adesivo (*attrition*).

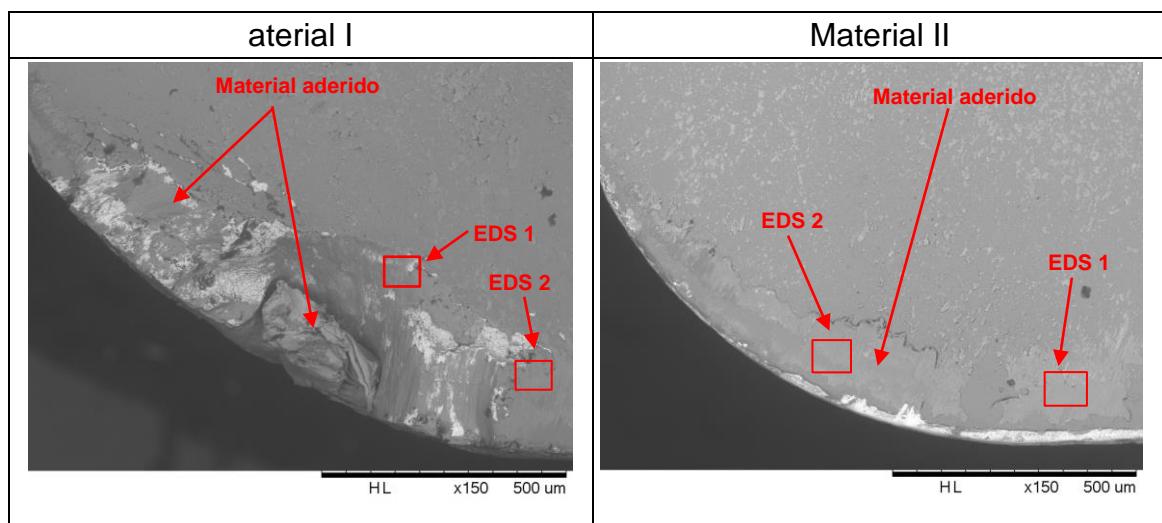


Figura 4.33 – Comparação da superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material I e do material II para o ensaio 02 ( $v_c = 215,43$  m/min,  $f_z = 0,150$ mm;  $a_p = 2,00$ mm e  $a_e = 25$  mm).

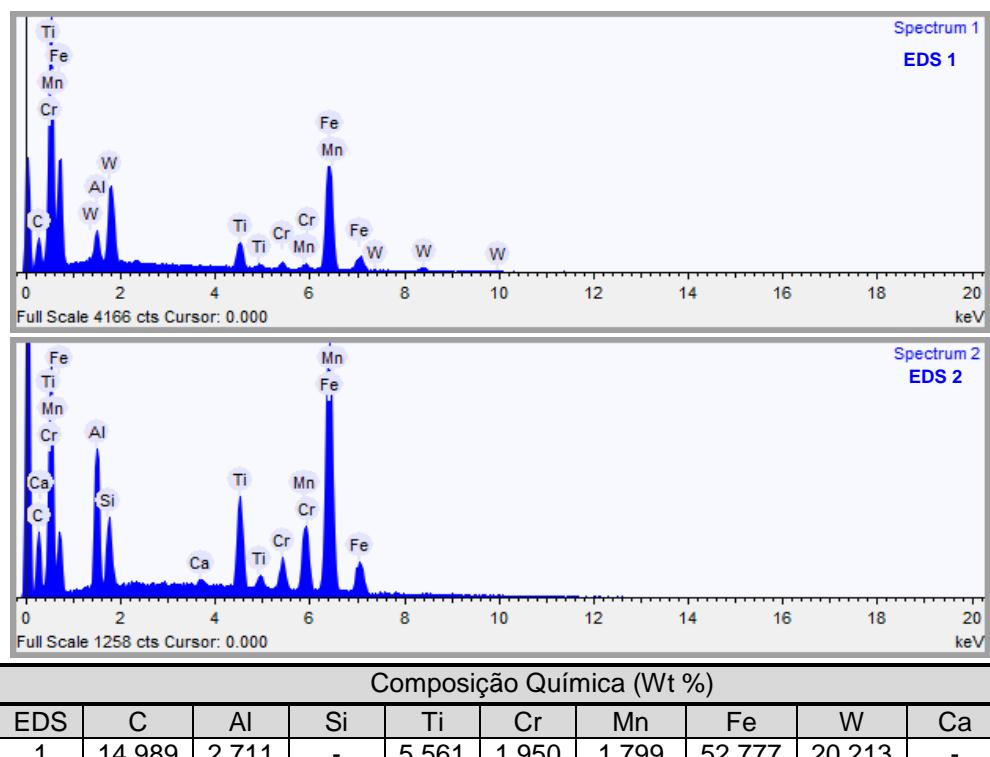


Figura 4.34 – Resultado do EDS na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material I para o ensaio 02

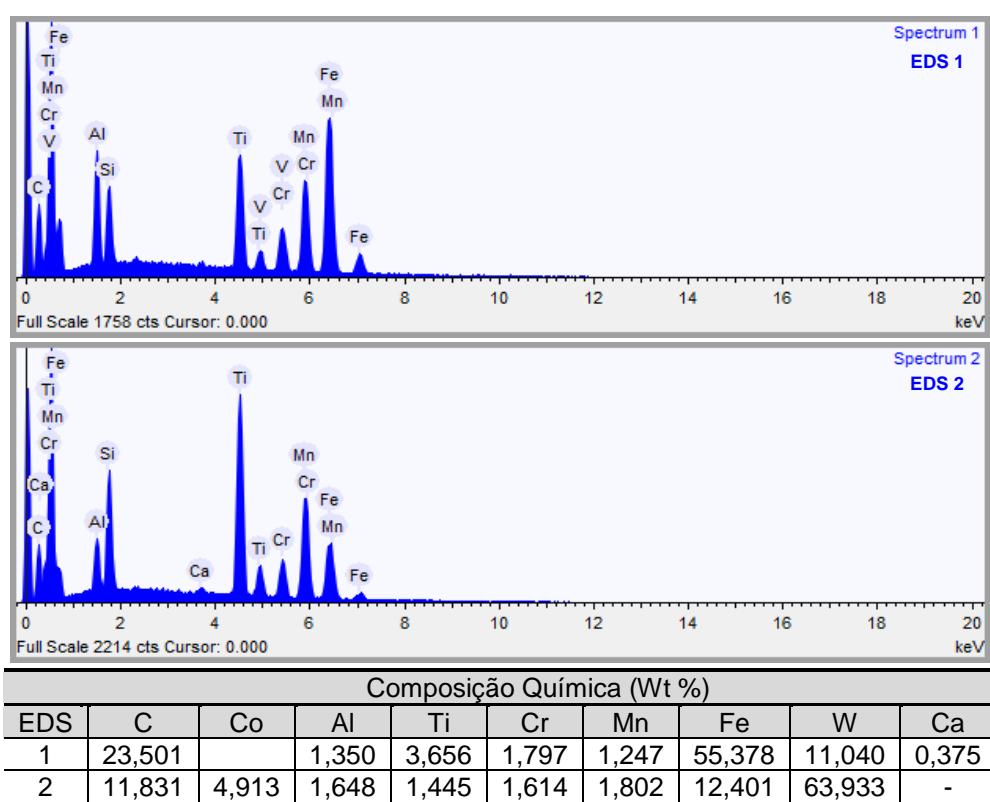


Figura 4.35 – Resultado do EDS na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material II para o ensaio 02

A Figura 4.36 apresenta as superfícies de saída das ferramentas utilizadas na usinagem de ambos os materiais, nas condições de corte empregadas no ensaio 03. Ambas as ferramentas apresentaram quebra na aresta, provavelmente influenciado pelo alto avanço e baixa velocidade de corte, onde os impactos das ferramentas são mais críticos. Os desgastes são bem reduzidos, com poucos detalhes para análises mais elaboradas. Foram feitos EDS nos pontos indicados na figura e os resultados indicam presença de materiais das peças aderidos na superfície (Figuras 4.37 e 4.38). Neste caso, o flanco da ferramenta foi muito mais solicitado, desenvolvendo desgastes mais acentuados, predominando sobre a superfície de saída da ferramenta.

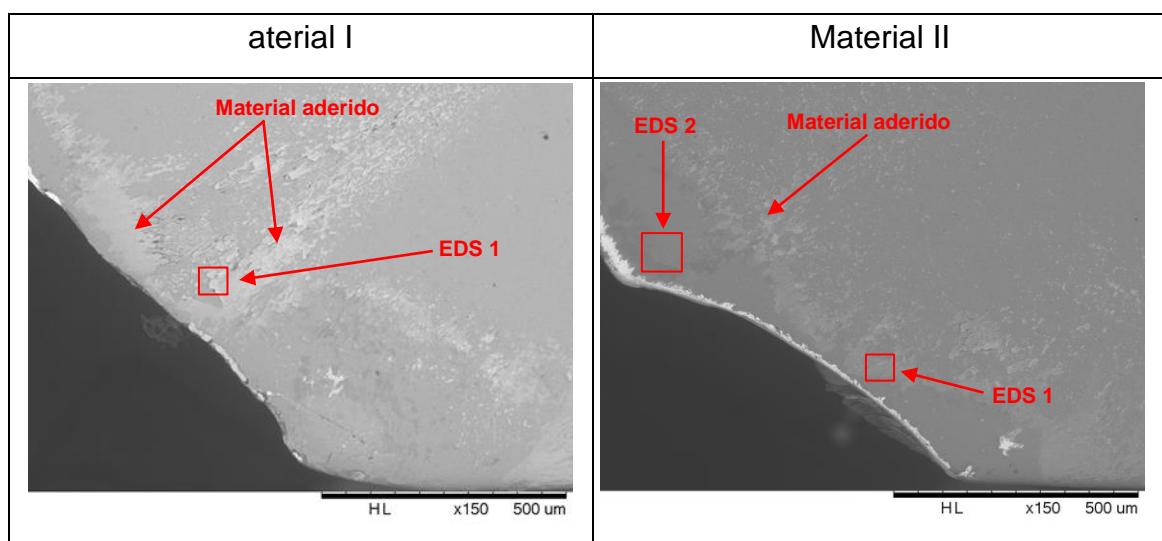


Figura 4.36 – Comparação da superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material I e do material II para o ensaio 03 ( $v_c = 126,829$  m/min,  $f_z = 0,150$  mm;  $a_p = 1,002$  mm e  $a_e = 25$  mm).

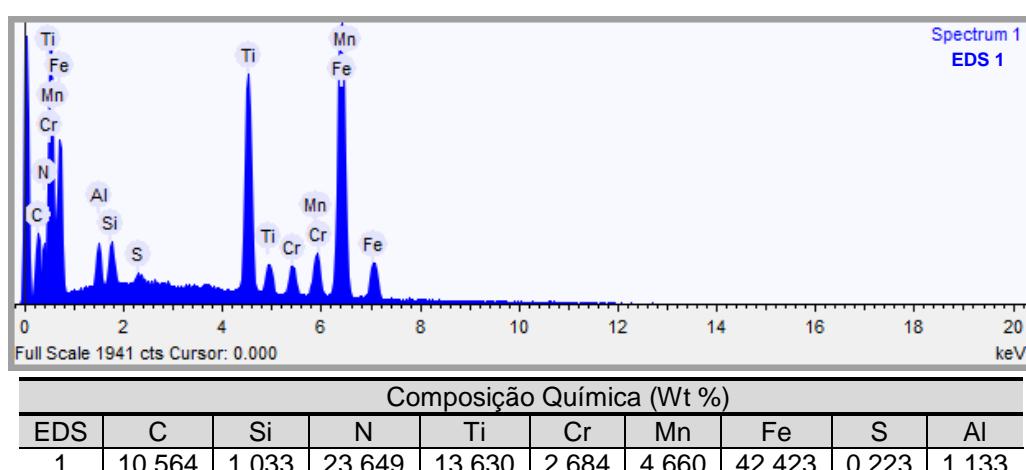


Figura 4.37 – Resultado do EDS na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material I para o ensaio 03

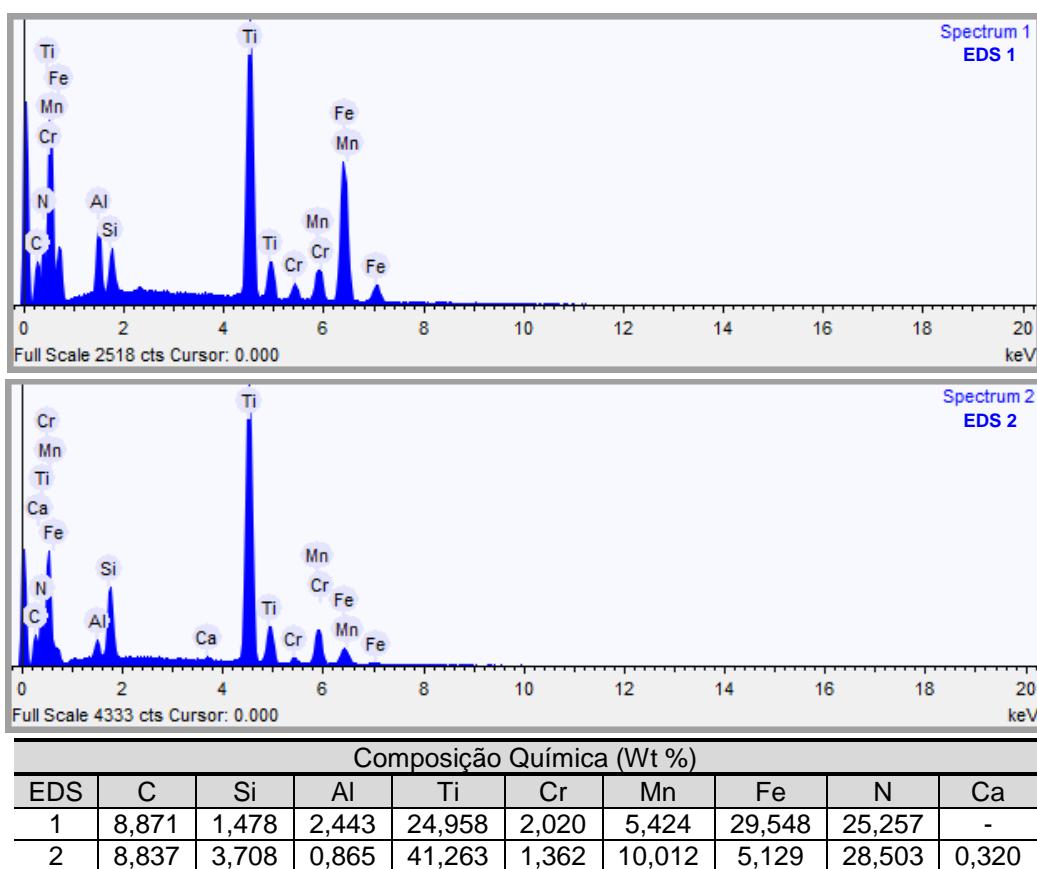


Figura 4.38 – Resultado do EDS na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material II para o ensaio 03

Na Figura 4.39 são apresentadas as superfícies de saída das ferramentas utilizadas para usinar ambos os materiais nas condições do ensaio 04. A elevada velocidade de corte, novamente, garante um desgaste na superfície de saída mais acentuado. As grandes lascas observadas na superfície de folga (Figura 4.40) invadem também as superfícies de saída destas ferramentas. Entretanto, além das lascas, há material aderido nas superfícies de ambas as ferramentas. Embora a confirmação por EDS só foi feito na ferramenta que usinou o material II (Figura 4.40). Os desgastes têm aparência característica de mecanismos de desgaste por adesão (*attrition*), dada às irregularidades observadas nas superfícies desgastadas, indicando o arrancamento dos grãos pelo fluxo de material sobre as superfícies.

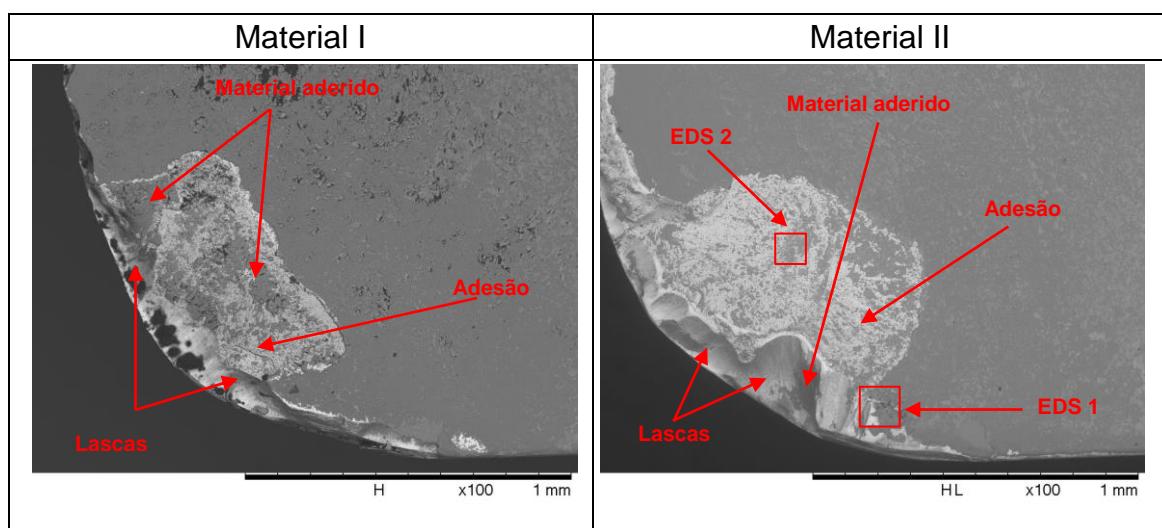


Figura 4.39 – Comparação da superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material I e do material II para o ensaio 04 ( $v_c = 213,765\text{m/min}$ ,  $f_z = 0,053\text{mm}$ ;  $a_p = 1,017\text{mm}$ ; e  $a_e = 25\text{ mm}$ ).

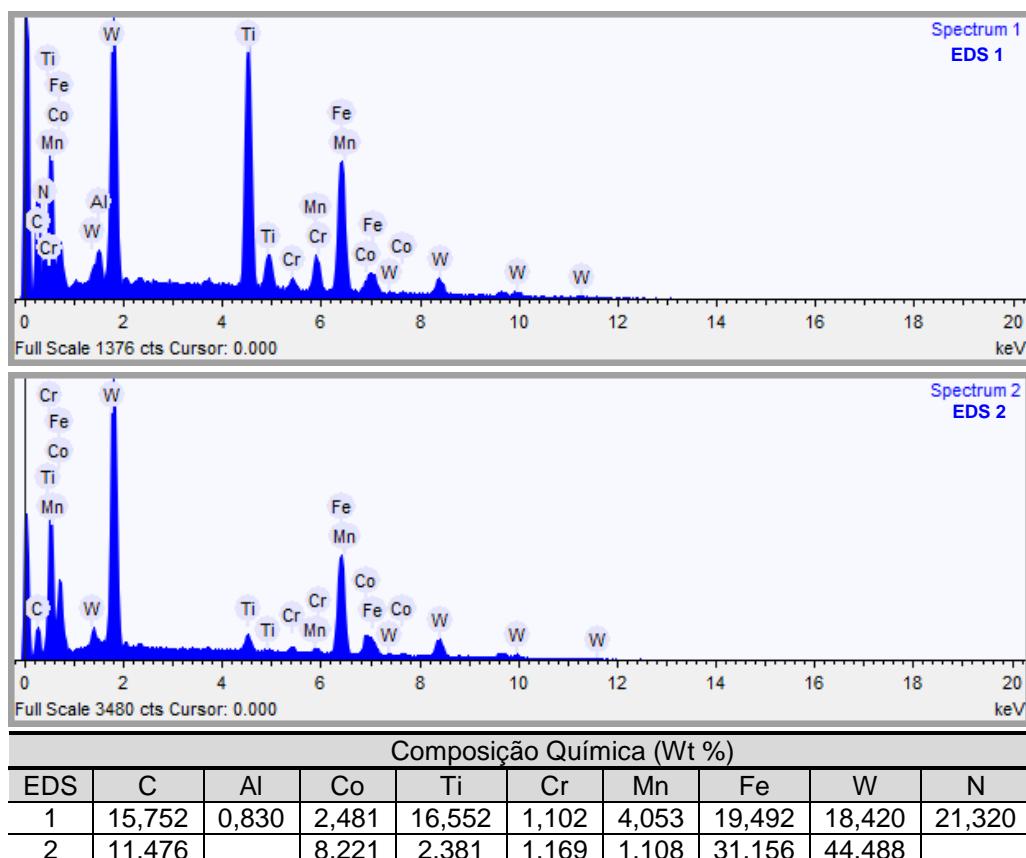


Figura 4.40 – Resultado do EDS na superfície de saída da ferramenta utilizada na usinagem do material II para o ensaio 04

Ribeiro (2007) utilizou ferramentas de metal duro revestidas por PVD, no fresamento de um aço VHSUPER recozido e observou a presença de mecanismos de desgaste abrasivo e adesão, além de avarias da aresta de corte. Foi observado que a aderência de material contribui no processo de arrancamento da camada de revestimento, deixando o substrato de metal duro sem proteção, e em contato direto com a peça usinada, que tem influencia significativa na vida da ferramenta. Resultados bastante similares aos encontrados no presente trabalho.

#### 4.7 Forças e torque de usinagem

As forças de usinagem tem variação de acordo com a rotação do eixo. Para cisalhar o material depende de cada aresta da fresa exercendo uma força sobre o material a usinar, essa variação ocorre devido o processo de corte da ferramenta (fresa) em que a aresta de corte atuação cíclica (partes ativa e inativa) inerente do processo que se repete em cada rotação. Figura 4.41 mostra o comportamento da força  $F_x$  para o intervalo de 1s, a Figura 4.42 notou-se que os valores são positivos e negativos com maior clareza.

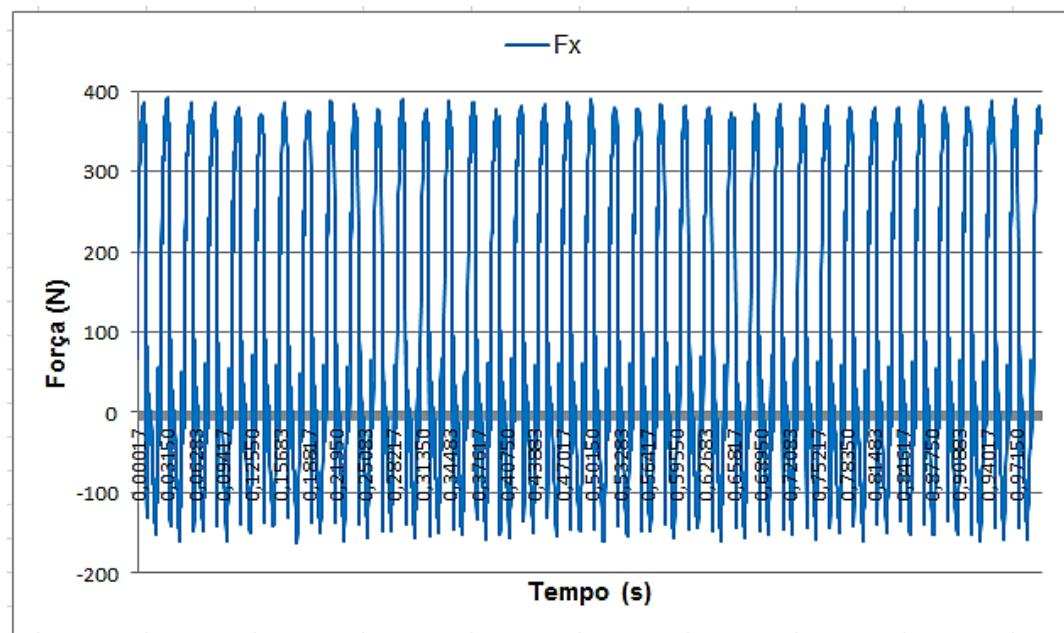


Figura 4.41- Gráfico da força  $F_x$  para um intervalo de tempo de 1s

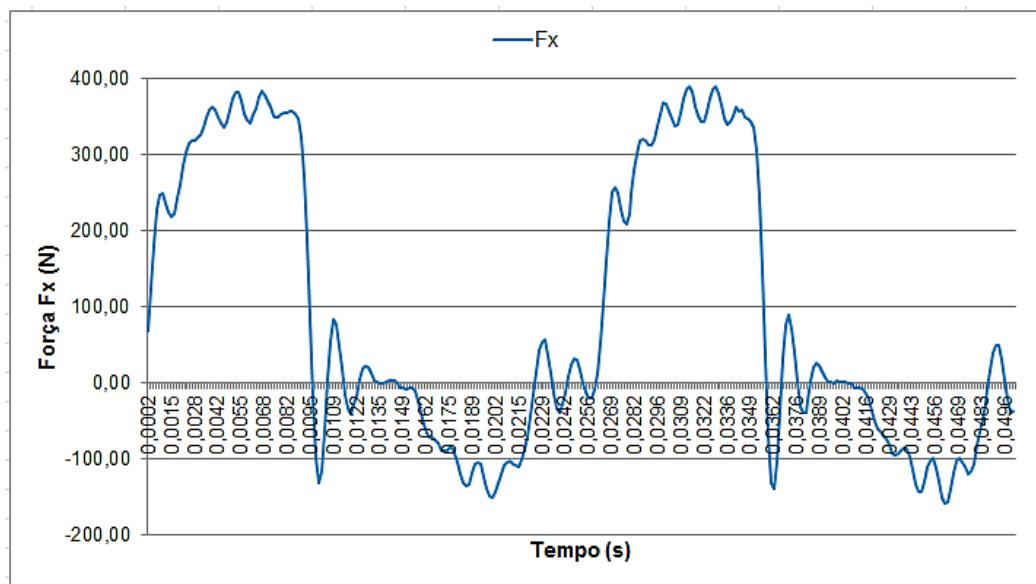


Figura 4.42 – Gráfico da força Fx para o intervalo de 0,05s

A análise dos sinais das componentes das forças e torque medidos consiste na média dos valores escolhidos. Neste trabalho as componentes da força Fx e Fy foram utilizados as médias dos valores de picos positivos, enquanto a componente da força Fz e Mz foram utilizados os valores médios medidos pelo dinamômetro. A Figura 4.43 mostra a decomposição das forças em relação ao mandril do dinamômetro rotativo.



Figura 4.43 – Direções das componentes de forças e torque do dinamômetro rotativo KISTLER

O comportamento das componentes das forças de usinagem referente ao material I: (Fx), (Fy) e (Fz), quando se variou a velocidade de corte (90 a 240 m/min), mantendo

constante o avanço por dente e a profundidade de corte é apresentado na Figura 4.44. A componente ( $F_x$ ) está na direção do avanço, ( $F_y$ ) perpendicular ao avanço e ( $F_z$ ) perpendicular ao plano de trabalho (força passiva). Cada ponto no gráfico representa a média dos 36.000 medidas, medidos no intervalo de 6 segundos, sendo que as barras de dispersão representam o desvio padrão das medidas. Utilizando uma trajetória linear com duas arestas interagindo no corte. Não foi medido o nível de desgaste das ferramentas, pois foram utilizadas ferramentas novas para cada processo.

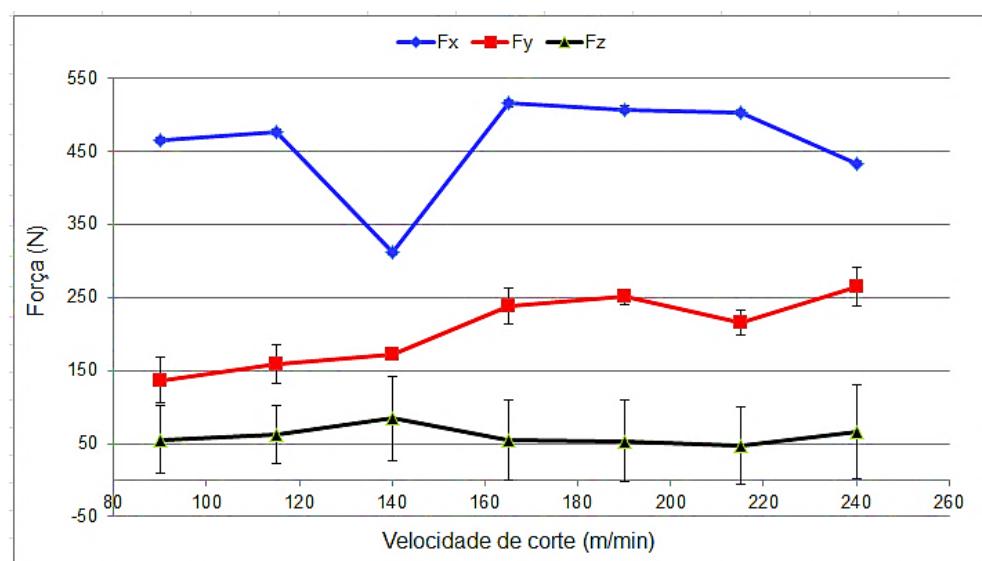


Figura 4.44 – Componentes das forças de usinagem:  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$  em função da variação da velocidade de corte (m/min) do material I. Condições de corte:  $f_z = 0,08$  mm;  $a_p=1,0$ mm e  $a_e = 12$  mm

De acordo com gráfico pode ser observado um comportamento anômalo na componente de força ( $F_x$ ) na velocidade de corte de 140 m/min, que deve estar relacionado com problemas no sistema de medição, uma vez que as demais componentes têm comportamentos diferentes. Sem considerar a anomalia, observa-se que há uma tendência do comportamento das forças crescerem ligeiramente com o aumento da velocidade de corte. Isto foge do que normalmente indica a teoria (MACHADO et al., 2011; TRENT e WRIGHT, 2011; DINIZ et al., 2010), onde se espera uma redução das componentes de força de usinagem, pois o aumento da velocidade de corte gera mais calor e aumenta a temperatura do material na região de corte, reduzindo o ângulo de cisalhamento e sua resistência ao cisalhamento e, consequentemente a força de usinagem. Entretanto, deve-se aqui ponderar dois fatores: primeiro o processo de fresamento utiliza uma ferramenta rotativa, que nas condições de corte adotadas e considerando o diâmetro da fresa de 16 mm, está na faixa de 1800 a 4800 rpm. Isto cria um efeito convectivo muito forte (efeito

ventilador), que pode reduzir a temperatura na região de corte; segundo trata-se de material de alta dureza, o que pode implicar em menor variabilidade das temperaturas na região de corte com o aumento da velocidade de corte.

Segundo Kalyan Kumar e Choudhury (2008), a força de corte reduz com o aumento da velocidade de corte, pois o coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta é reduzido na superfície de inclinação, o que resulta no aumento da inclinação do plano de corte e como consequência a redução da área de corte, fazendo com que a força de corte diminui com o aumento da velocidade de corte. Neste caso os autores usaram uma ferramenta *de metal duro* (TPUN 160304) com diâmetro de 40 mm.

As forças de corte para este material apresenta baixos desvios padrão, isso é porque as forças medidas nas direções do avanço e perpendicular a este permaneceram muitos próximos (apresentados no Anexo III), entretanto a força passiva apresentou maiores desvios devido a grande variação dos dados adquiridos diretamente pelo dinamômetro.

Na Figura 4.45 está ilustrado o comportamento das componentes das forças de usinagem referente ao material II, quando se variou a velocidade de corte.

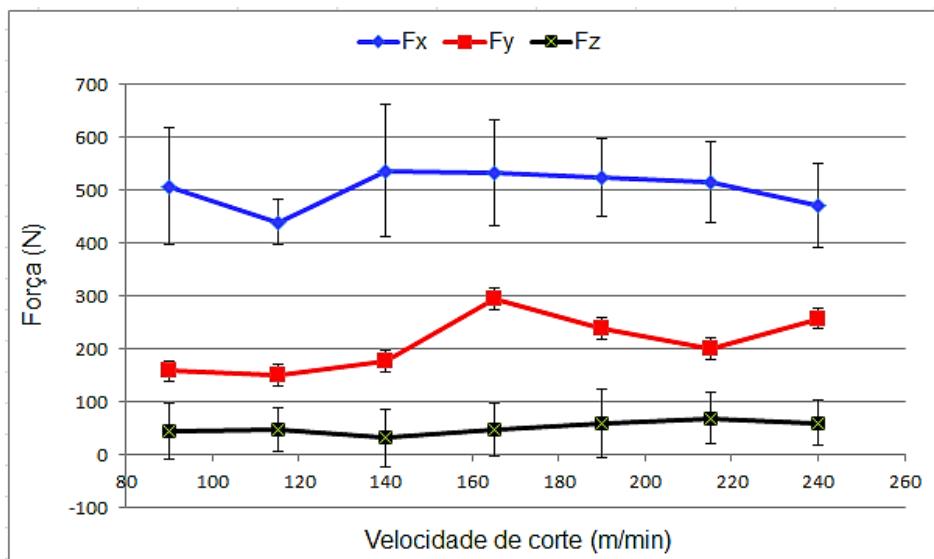


Figura 4.45 – Componentes das forças de usinagem: Fx, Fy e Fz em função da variação da velocidade de corte (m/min) do material II. Condições de corte:  $f_z = 0,08$  mm e  $a_p=1,0$ mm e  $a_e = 12$  mm

O material II apresentou uma pequena redução de força para uma velocidade de 115 m/min que pode estar relacionado com aproximação da velocidade crítica, onde a APC para

de existir (MACHADO et al., 2011), aumentando novamente em 140 m/min. A partir desta valor de velocidade de corte, a componente de força reduz ligeiramente com o aumento da velocidade de corte, de acordo com a literatura, e ao contrário do que ocorreu com o material I. As componentes de força (Fy) e (Fz) apresentaram comportamentos similares ao do material I.

A força no sentido de corte (Fx) e a força passiva (Fz) apresentaram desvios padrão maiores do que a componente de força (Fy) devido a maior variabilidade nos ensaios.

Para se ter uma melhor base de comparação do comportamento das componentes de força de usinagem, os gráficos relativos aos dois materiais foram plotados juntos, apresentados na Figura 4.46. Observa-se que, com exceção da anomalia ocorrida na força (Fx) do material I e considerando os desvios padrão, as forças de usinagem dos dois materiais são praticamente as mesmas.

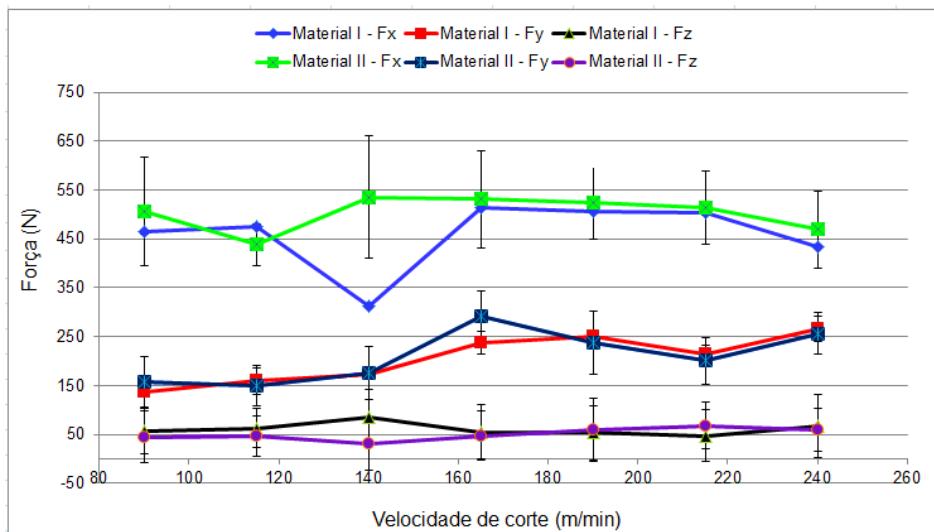


Figura 4.46 – Comparação das componentes das forças de usinagem: Fx, Fy e Fz em função da variação da velocidade de corte (m/min) do material I e do material II. Condições de corte:  $f_z = 0,08$  mm;  $a_p = 1,00$  mm e  $a_e = 12$  mm

Souza et al., (2014) concluíram que o aumento da velocidade de corte propicia uma redução de forças, independentemente da posição da ferramenta ao longo do caminho, conseguindo uma redução de cerca de 50% sobre as forças quando a velocidade de corte foi duplicada.

Na Figura 4.47 está ilustrado o comportamento das componentes das forças de usinagem referentes ao material I e o material II, quando se variou o avanço por dente. Pode

ser observado que todas as componentes de forças apresentam o mesmo comportamento e estão na mesma faixa de valores, com exceção da força passiva ( $F_z$ ) no avanço de 0,16mm por dente, quando o material I apresentou maiores valores que o material II.

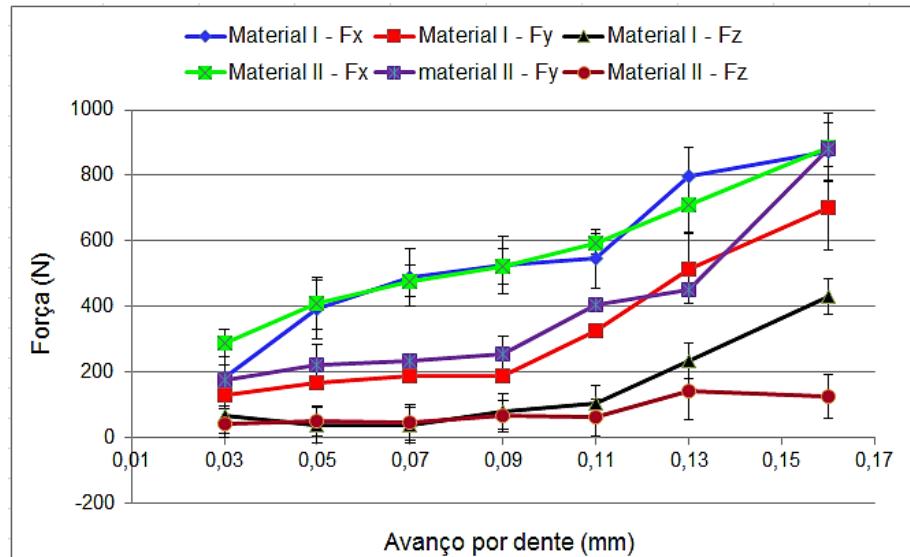


Figura 4.47 – Comparaçāo das componentes das forças de usinagem:  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$  em função da variação do avanço por dente (mm) do material I e do material II. Condições de corte:  $v_c = 175$  m/min;  $a_p=1,0$  mm e  $a_e = 12$  mm

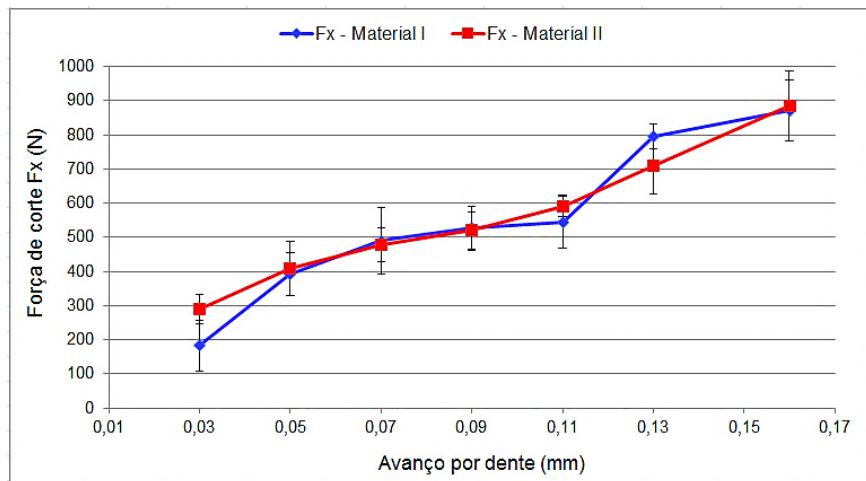


Figura 4.48 – Comparaçāo da força de corte ( $F_x$ ) em função da variação do avanço por dente (mm) do material I e do material II. Condições de corte:  $v_c = 175$  m/min;  $a_p=1,0$  mm e  $a_e = 12$  mm

A Figura 4.48 destaca apenas as curvas da componente ( $F_x$ ), que foi a mais importante entre as três, destacando a similaridade entre os dois materiais, no quesito força.

Sabe-se que as forças de usinagem afetam o desenvolvimento dos desgastes das ferramentas de corte, e isto é mais importante no fresamento. KO et al. (2001) encontrou um

desgaste excessivo na ferramenta, devido ao aumento de força, no fresamento de um aço para matriz SKD11 tratado termicamente com uma dureza entre 52-55HRC, com uma fresa de metal duro de ponta esférica revestida de TiAlN, com 6mm de diâmetro, usinando com ângulo de inclinação ( $15^{\circ}$ ) depois de um determinado comprimento de corte (100 m).

O contrário também ocorre, isto é, o aumento do desgaste afeta diretamente as componentes de força de usinagem. Wojciechowski e Twardowski (2012) verificaram esta relação ao usinar um aço endurecido X155CrVMo12-1 com dureza de aproximadamente 60 HRC com uma ferramenta de metal duro de ponta esférica.

Assim, em função dos resultados apresentados para os dois materiais, as forças de usinagem não respondem ou explicam o melhor desempenho do material I em relação ao material II, quando comparada as vidas da ferramenta no fresamento.

A Figura 4.49 mostra a comparação do torque medido durante a usinagem dos materiais I e II, com a variação da velocidade de corte. Da mesma maneira que ocorreu com a componente ( $F_x$ ) da força de usinagem do material I, para a velocidade de 140 m/min, o torque também apresentou um baixo valor, creditado a algum problema no sistema de medição, uma vez que a aquisição dos sinais de torque foi feito no mesmo momento da aquisição dos sinais de força. Vale lembrar que o torque é medido pela multiplicação das componentes ( $F_x$  e  $F_y$ ) pelo raio da ferramenta, portanto, totalmente dependente dessas componentes de força.

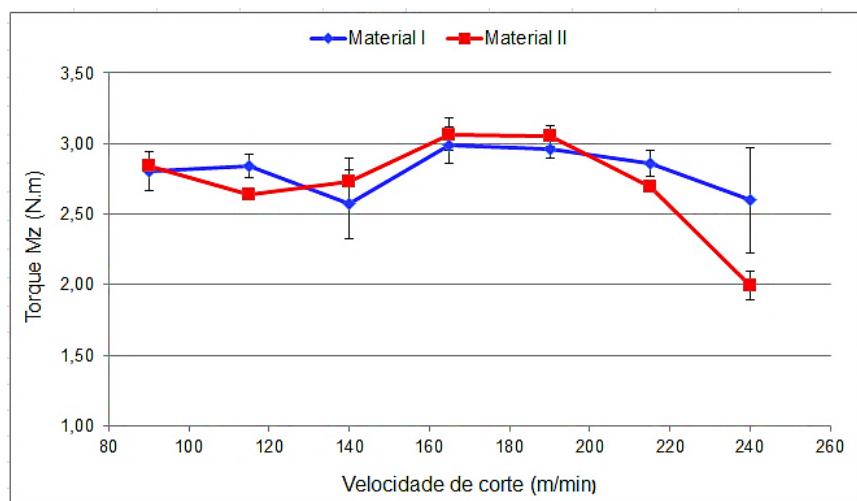


Figura 4.49 – Torque (Mz) em função da velocidade de corte para o material I e material II.  
Condições de corte:  $v_c = 175$  m/min;  $a_p = 1,00$  mm e  $a_e = 12$  mm

Segundo Pereira (2014), o material da peça, apesar de não ser um parâmetro do processo é a característica mais importante para determinar as condições em que será realizado o processo de fabricação. O processo de usinagem é muito sensível ao material da peça. Ele verificou essa sensibilidade, ao rosquear os mesmos materiais desta pesquisa (VPATLAS e N2711M) e encontrou uma diferença considerável no torque de rosqueamento, quando o VPATLAS apresentou valores bem superiores que o N2711M, em velocidades de corte de 5 e 10 m/min.

A Figura 4.50 mostra a comparação do torque medido durante a usinagem dos materiais I e II com a variação do avanço por dente. Tanto o material I quanto o material II apresentaram o mesmo comportamento do torque, isto é, com o aumento do avanço o torque também aumenta. Pode-se afirmar também que praticamente não há diferenças entre os torques dos dois materiais, comportamento muito semelhante da componente de força ( $F_x$ ) apresentado na Figura 4.28.

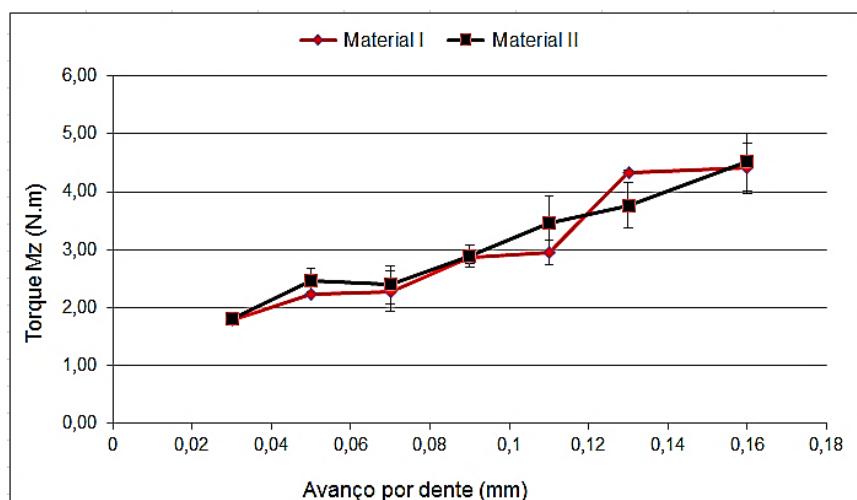


Figura 4.50 – Comparação do torque (Mz) em função da variação do avanço por dente para o material I e material II. Condições de corte:  $v_c = 175$  m/min;  $a_p = 1,00$  mm e  $a_e = 12$  mm

Pode ser observados que ambos os materiais apresentaram valores de torque muito semelhantes, entre 2,5 e 3,0 Nm, oscilando nos valores médios em favor de um material e de outro. O material II apresentou menor valor médio do torque para as velocidades de corte de 115 m/min e acima de 215 m/min, em relação ao material I. Nas demais velocidades de corte, o material I apresentou torques médios menores que o material II, apesar das barras de desvio padrão indicar igualdade estatística entre eles.

#### 4.8 Rugosidade na superfície usinada

Para que o desgaste da ferramenta não interferisse nos resultados da rugosidade da superfície usinada, todos os testes foram realizados com ferramentas novas. A Figura 4.51 e a Figura 4.52 apresentam os resultados dos principais parâmetros de rugosidades encontradas para o material I e material II, respectivamente. A medição da rugosidade foi adquirida no sentido longitudinal do avanço.

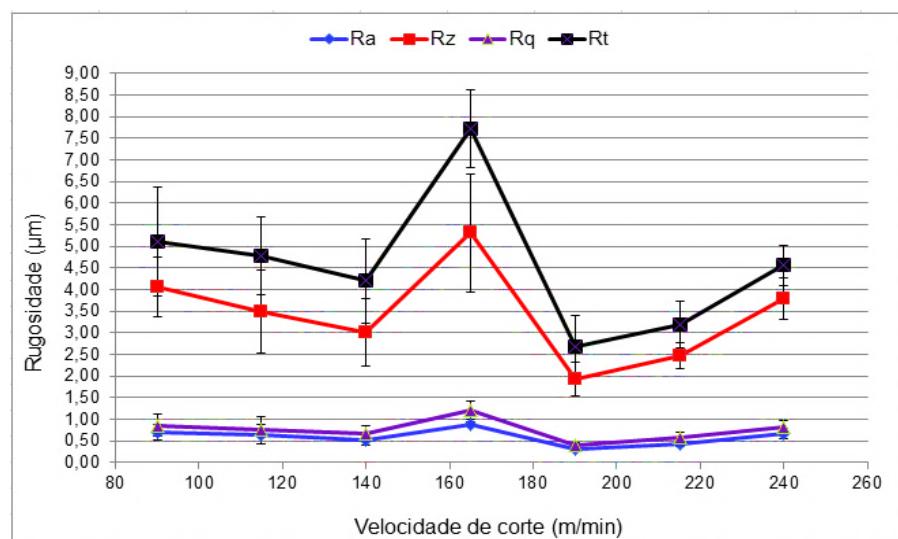


Figura 4.51 – Rugosidade (Ra, Rz, Rq e Rt) em função da velocidade de corte (m/min) para o material I. Condições de corte:  $f_z = 0,08$  mm/dente;  $a_p = 1,00$  mm e  $a_e = 12$  mm

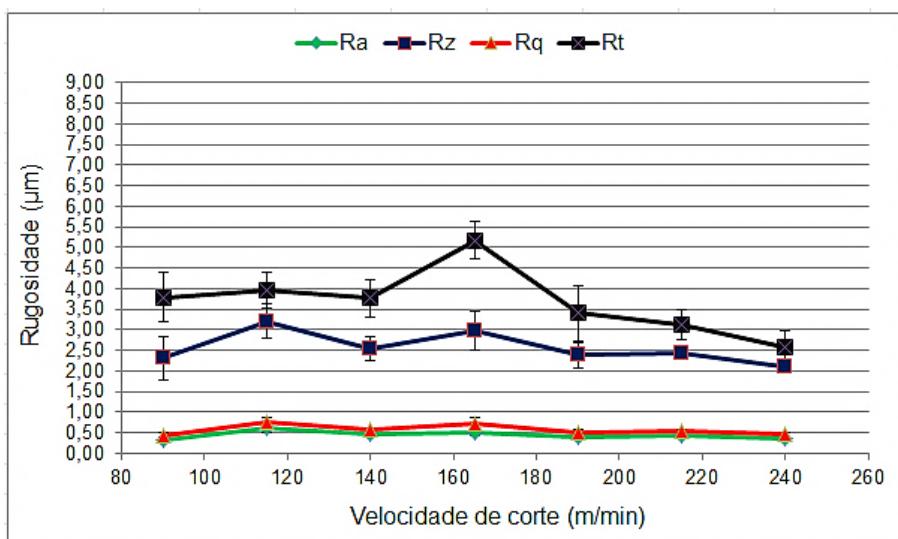


Figura 4.52 – Rugosidade (Ra, Rz, Rq e Rt) em função da velocidade de corte (m/min) para o material II. Condições de corte:  $f_z = 0,08$  mm/dente;  $a_p = 1,00$  mm e  $a_e = 12$  mm

Observa-se que ambos os materiais apresentam uma maior rugosidade na velocidade de corte de 165 m/min. Trata-se de um comportamento que exige maiores investigações para buscar uma explicação convincente. Pode-se tratar de uma velocidade onde a vibração do sistema pode ser mais crítica, para as condições de corte utilizadas. Sabe-se que a vibração nos processos de usinagem, principalmente no fresamento, dependem muito da profundidade de corte e da velocidade de corte, para se determinar condições de segurança, com respeito à vibração. Segundo Altintas (2000), no fresamento os dois tipos de vibrações, a forçada e a regenerativa, são os mais importantes. As vibrações forçadas são causadas pelos impactos dos dentes da fresa com a peça e as regenerativas são causadas por um mecanismo de auto-excitação na geração da espessura do cavaco. Neste caso, as espessuras dos cavacos oscilam devido a superfícies onduladas deixadas pelos dentes da fresa e, dependendo das fases entre duas ondulações sucessivas, a vibração pode ser atenuada ou ampliada. Assim, cada conjunto de máquina/peça/ferramenta possui lóbulos em função das condições de corte, que determinarão faixas de atenuações de vibração. A velocidade de corte de 165 m/min, pode representar uma condição onde a vibração regenerativa está sendo gerada.

Com exceção do ponto de pico, a rugosidade da superfície gerada na usinagem do material I (Figura 4.51) tende a decrescer com o aumento da velocidade de corte de 90 a 190 m/min, para, a partir daí, aumentar até a velocidade de corte de 240 m/min. Para o material II, com (Figura 4.52) tem a tendência de decrescer com o aumento da velocidade de corte dentro de todo o intervalo de variação deste parâmetro. Estes comportamentos não podem ser explicados pelas forças de usinagem, uma vez que estas não apresentaram variações coerentes com a rugosidade, quando se variou a velocidade de corte, para ambos os materiais, ver Figura 4.46.

Para efeito de comparação da rugosidade entre os dois materiais em estudos a Figura 4.53 destaca as curvas do parâmetro Ra encontradas para ambos.

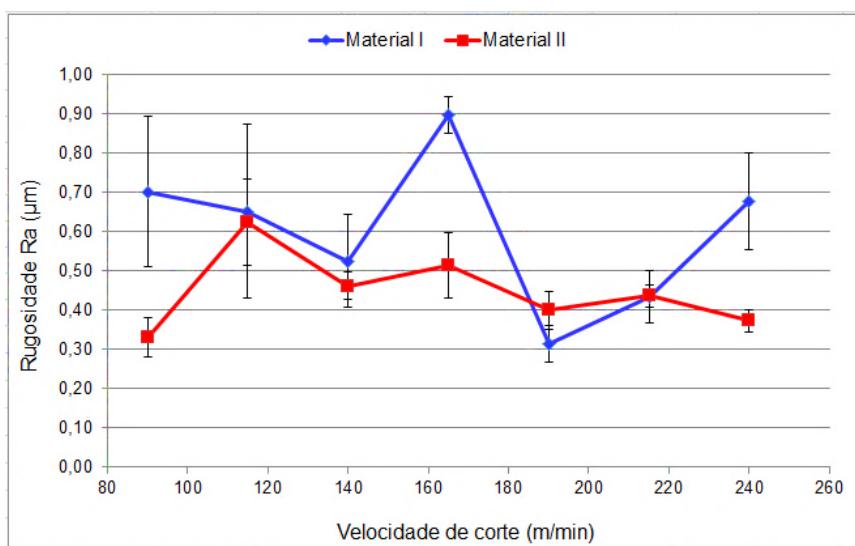


Figura 4.53 – Rugosidade Ra de ambos os materiais em função da velocidade de corte:  
Condições de corte:  $f_z = 0,08 \text{ mm/dente}$ ;  $a_p = 1,00 \text{ mm}$  e  $a_e = 12 \text{ mm}$

Observa-se que a rugosidade do material I apresentou maiores valores de Ra que o material II, na menor velocidade de corte (90 m/min), no ponto de pico (165 m/min) e na maior velocidade de corte (249 m/min). Nas demais velocidades de corte testadas, os valores de Ra encontrados são estatisticamente similares.

Segundo Kivak (2014) o aumento da velocidade de corte acelera as cargas térmicas e mecânicas elevando as temperaturas na zona de corte, e isso acelera o desgastes das ferramentas de corte, podendo ter influência negativa na rugosidade. Entretanto, há forte relação dos resultados rugosidade com o estado de afiação da ferramenta. Assim, ao usinar um aço manganês austenítico, o autor observou que ferramentas que possuem maiores resistências ao desgaste, como os metais duros revestidos por PVD, garantem melhores acabamentos das superfícies usinadas.

Begic-Hajdarevic et all (2014) encontrou uma rugosidade Ra de 0,192 µm no fresamento de alta velocidade de um aço ferramenta endurecido X37CrMoV5-1 (~ 51 HRC), com uma ferramenta de metal duro e observou que com o aumento da velocidade de corte, a rugosidade diminuía e o desgaste da ferramenta acelerava.

As Figuras 4.54 a 4.58 mostram o comportamento do parâmetro de rugosidade Ra, Rq, Rz e Rt, respectivamente, para os dois materiais, quando se variou o avanço por dente. É interessante observar que o aumento do avanço até 0,07 mm/dente, promove valores dos parâmetros de rugosidade decrescentes (com exceção de Rz, no material II) e para valores de avanço superiores, a rugosidade aumenta com o aumento do avanço. A exceção foi o maior avanço de 0,16 mm/dente para o material II, que mostrou rugosidades menores que o avanço de 0,13 mm/dente.

De acordo com Machado et al. (2011), as condições de cortes têm grande influência sobre a rugosidade e o avanço é o parâmetro de mais importante. Há uma relação dos parâmetros de rugosidade com o quadrado do avanço. Portanto, a redução da rugosidade com o aumento do avanço para os três primeiros valores do gráfico, não era esperado.

Possivelmente, os valores muito pequenos desses três primeiros avanços (0,03; 0,05 e 0,07 mm/dente) estão fazendo com que o raio de aresta (1,0 mm) das ferramentas tenha uma participação muito influente no processo de formação do cavaco.

Observa-se ainda que para os menores avanços (até 0,07 mm/dente), as rugosidades dos dois materiais são muito próximas, mas para os maiores valores de avanço a rugosidade do material II tende a ser mais elevada que a do material I, apesar das barras de dispersão.

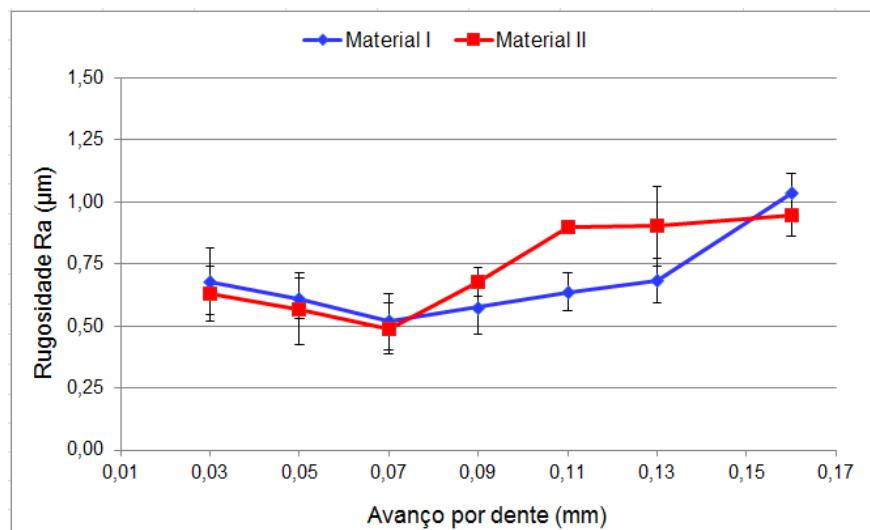


Figura 4.54 – Rugosidade ( $R_a$ ) em função do avanço por dente para o material I e material II. Condições de corte:  $v_c = 175$  m/min;  $a_p = 1,00$  mm e  $a_e = 12$  mm

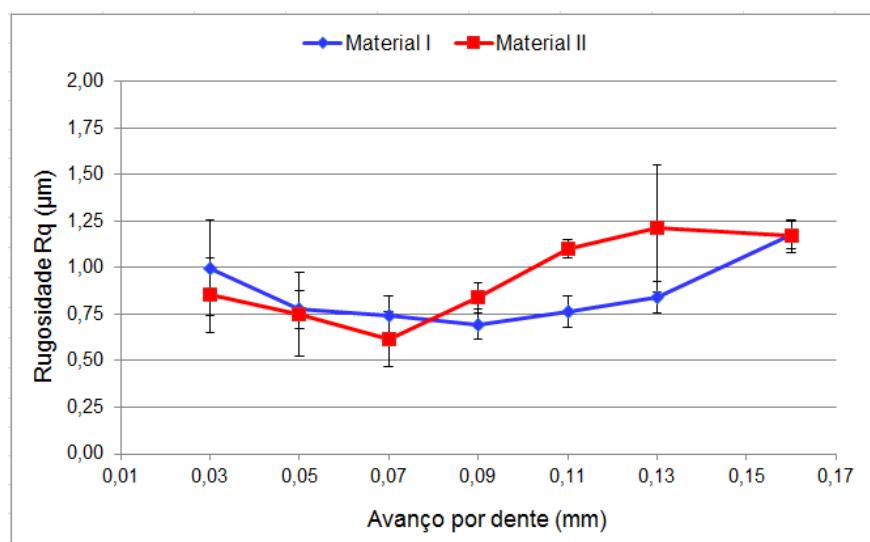


Figura 4.55 – Rugosidade (Rq) em função do avanço por dente para o material I e material II. Condições de corte:  $v_c = 175$  m/min;  $a_p = 1,00$  mm e  $a_e = 12$  mm

As Figuras 4.54 e 4.55 mostra o comportamento das rugosidades Rz e Rt em relação a variação do avanço por dente para os materiais em estudo, respectivamente.

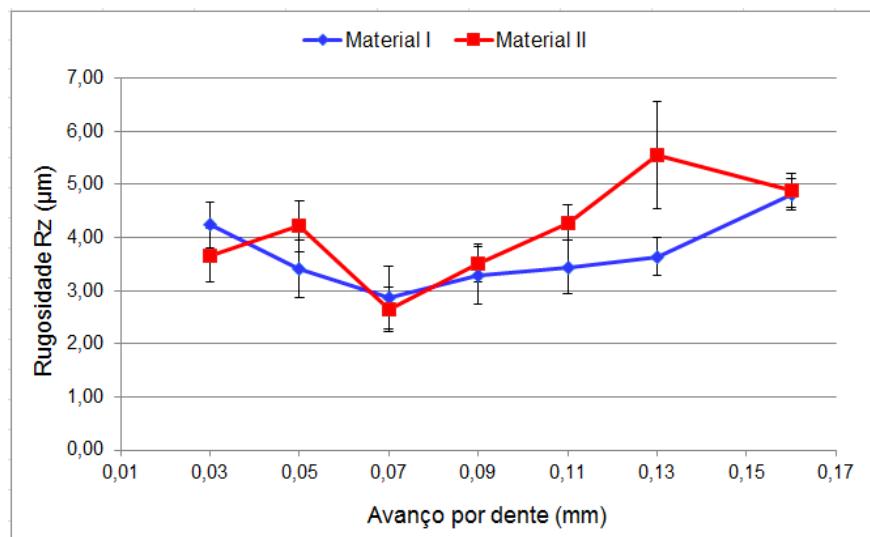


Figura 4.56 – Rugosidade (Rz) em função do avanço por dente para o material I e material II. Condições de corte:  $v_c = 175$  m/min;  $a_p = 1,00$  mm e  $a_e = 12$  mm

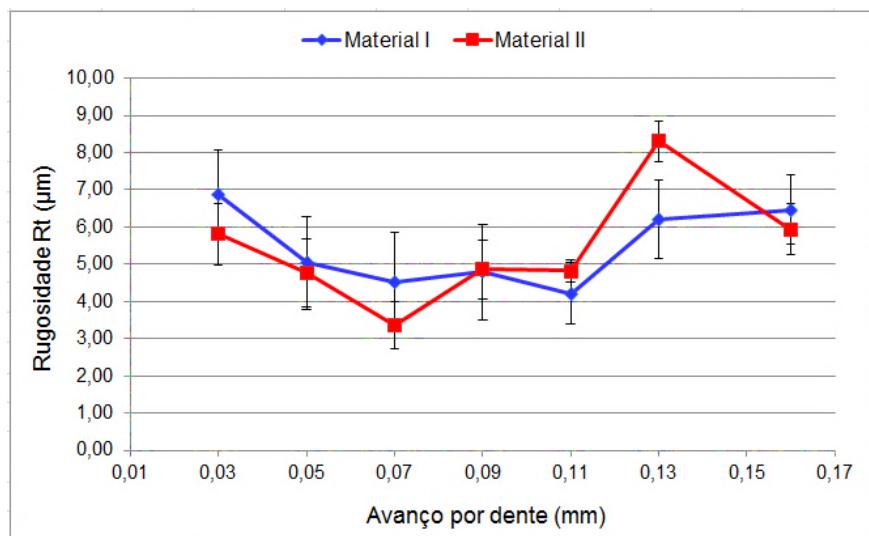


Figura 4.57 – Rugosidade (Rt) em função do avanço por dente para o material I e material II. Condições de corte:  $v_c = 175$  m/min;  $a_p = 1,00$  mm e  $a_e = 12$  mm

Souza et al. (2014a) concluíram, após o fresamento do aço AISI P20, que a rugosidade está relacionada com a geometria da ferramenta e é muito influenciada pela estratégia de percurso.

#### 4.9 Análise de cavacos

A Figura 4.58 mostra os cavacos coletados durante os ensaios de vida da ferramenta dos dois materiais em estudo, para os quatro primeiros ensaios, onde as mesmas condições de corte foram usadas para ambos os materiais. Pode-se notar a diferença entre as características dos cavacos na medida em que se mudam os parâmetros de corte.

No ensaio 01, em que foram utilizados a menor velocidade de corte e o menor avanço por dente e uma maior profundidade de corte ( $a_p = 2,0$  mm), os cavacos apresentam a forma helicoidal curta e alguns arcos, para ambos os materiais, sendo portanto similares.

No ensaio 02, com alta velocidade de corte, alto avanço por dente e alta profundidade de corte, os cavacos são helicoidais curtos, sem diferença entre os materiais.

No ensaio 03, com baixa velocidade de corte alto avanço e baixa profundidade de corte, os cavacos são também helicoidais curtos, mas os cavacos do material II também possuem a forma de arcos e apresentam rebarbas nas laterais, típicas de usinagem com corte anormal, com ferramentas desgastadas, perto do fim de vida. Pode ser notada uma

coloração azulada característica de usinagem com ferramentas desgastadas, onde aumenta a força de corte e a temperatura, mudando a coloração do cavaco.

No ensaio 04, com alta velocidade de corte, baixo avanço por dente e baixa profundidade de corte, os cavacos de pequenas larguras são helicoidais curtos sem distinção entre os materiais usinados.

Assim, os dois materiais produziram cavacos bastante similares, típicos de cavacos de fresamento de materiais endurecidos. A exceção foram os cavacos produzidos pelo material II no ensaio 03, onde rebarbas são visíveis.

Segundo Machado et al. (2011), o material da peça é o que mais influencia na forma e no tipo de cavaco, sendo que materiais dúcteis, o aumento na velocidade de corte, a redução no avanço, ou um aumento do ângulo de saída tendem mudar os cavaco para formas mais longas. Sendo que depois do material, o avanço é o mais influente, seguido da profundidade de corte. No fresamento, entretanto, os cavacos são naturalmente curtos, por se tratar de percursos de cortes inherentemente pequenos.

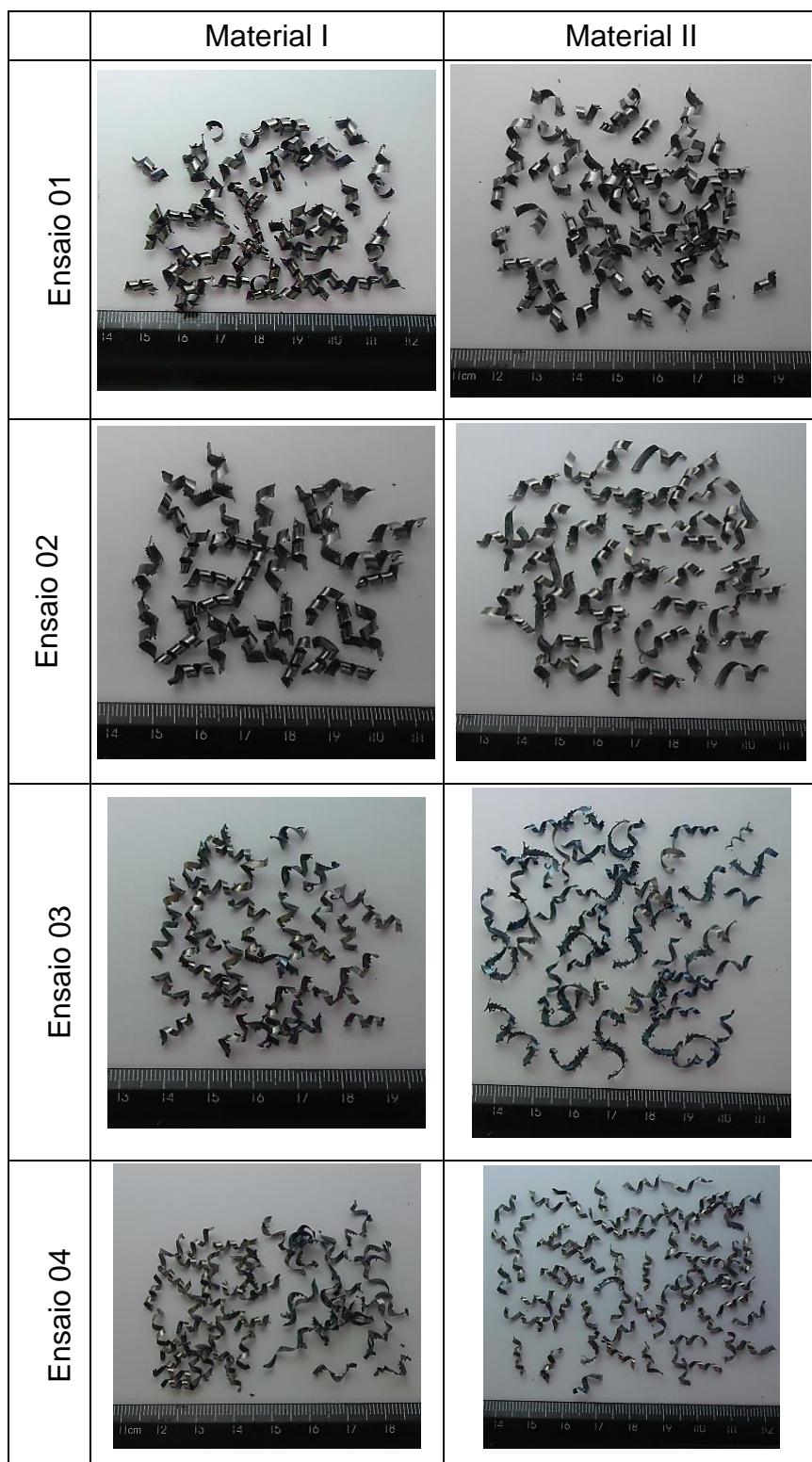


Figura 4.58 – Fotos de cavacos do material I e material II. Condição (Ensaio 01:  $v_c = 120,094$  m/min,  $f_z = 0,053$  mm e  $a_p = 2,00$  mm; Ensaio 02:  $v_c = 215,43$  m/min,  $f_z = 0,150$  mm e  $a_p = 2,00$  mm; Ensaio 03:  $v_c = 126,83$  m/min,  $f_z = 0,150$  mm e  $a_p = 1,002$  mm; Ensaio 04:  $v_c = 213,765$  m/min,  $f_z = 0,053$  mm e  $a_p = 1,017$  mm) ( $a_e = 12$  mm para todas condições)

Ning et al. (2008) fresaram um aço endurecido AISI H13 (HRC 55-57) com uma ferramenta de ponta esférica nova, revestida por grãos ultra finos (nano-multicamada), com 10 mm de diâmetro e duas arestas de corte, a seco. Eles utilizaram as seguintes condições de corte: velocidade de corte ( $v_c$ ) de 300 m/min; avanço por dente ( $f_z$ ) de 0,06 mm/dente; profundidade de corte ( $a_p$ ) de 5 mm e penetração de trabalho ( $a_e$ ) de 0,6 mm. Foi estudada a progressão da formação do cavaco, considerando a evolução do desgaste de flanco das ferramentas de corte. Os cavacos gerados começam encaracolados, com uma superfície inferior lisa e, em seguida, evoluíram de plana para áspera, ondulada e cavacos frágeis, com grande “orelhas”, quando o desgaste da ferramenta aumentou.

## CAPITULO V

### CONCLUSÃO E SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS

#### 5.1 – Conclusões

Diante dos resultados obtidos através dos experimentos realizados com os materiais utilizados neste trabalho, o material I (martensítico) e o material II (bainítico) com relação à vida da ferramenta, força de usinagem, acabamento superficial e características do cavaco, podem ser enumeradas às seguintes conclusões:

- Nos ensaios de vidas das ferramentas no fresamento de topo dos materiais usinados, o material II (VPATLAS) apresentou pior desempenho em todas as condições de corte utilizadas, proporcionando menores tempos de vida que o material I (N2711M), o que pode ter sido determinado pela microestrutura, por apresentar maior teor de titânio, formando nitretos (TiN), que são inclusões duras e abrasivas.
- As curvas de Taylor expandidas apresentaram maiores coeficiente de variação para o material II (VPATLAS) do que para o material I (N2711M). Nos ensaios realizados de forma aleatória o material I (N2711M) apresentou um erro absoluto médio de 16,07% enquanto o material II (VPATLAS) apresentou um erro absoluto médio de 54,98%. Apesar do erro relativamente elevado para o VPATLAS, essas equações são de utilidade muito grande para usuários dos materiais para confecção de moldes e matrizes.
- Os degastes encontrados em ambas as ferramentas apresentaram as mesmas características, de acordo com o parâmetro de corte utilizado para os dois materiais. Os mecanismos de desgaste predominantes foram adesão (*attrition*) e abrasão, sem descartar possibilidade de difusão, principalmente a altas

velocidades de corte. Trincas de origem térmicas e lascamentos também foram observados em condições de corte mais abusivas.

- As componentes das forças de usinagem, quando se variou a velocidade de corte e o avanço por dente, foram bastante similares para os dois materiais testados. Com o aumento da velocidade de corte, não se observou a redução característica das componentes da força de usinagem. O aumento do avanço implicou em aumento das componentes das forças.
- O torque medido no fresamento de topo foram muito similares entre os materiais usinados e o comportamento quando se variou a velocidade de corte e o avanço seguiram a mesma tendência das componentes de força de usinagem.
- Os cavacos se apresentaram com as mesmas características para ambos os materiais. Apenas na condição 03 os cavacos do material II (VPATLAS) apresentou características de corte com ferramentas próximos ao fim de vida. Eles apresentaram formas características de cavacos de fresamento de materiais endurecidos, na forma helicoidal curta e arcos.
- Os acabamentos das superfícies usinadas nos dois materiais são similares, com uma pequena diferença favorável ao material II (VPATLAS), lembrando que a dureza de ambos os materiais são praticamente idênticas.

## 5.2 - Sugestões para trabalhos futuro

Após estudar a usinabilidade dos dois materiais, os seguintes trabalhos futuros são sugeridos.

- Estudar a variabilidade da seção transversal de corte dos cavacos indeformados no fresamento, propondo um modelo, onde há a variabilidade de valores, ao longo do tempo ativo da ferramenta. Isto é importante, pois o comportamento de usinagem é bastante sensível à variação do posicionamento de cada dente.
- Fazer um estudo similar ao que foi aqui desenvolvido, mas com uma ferramenta de ponta esférica, com uma inclinação entre a ferramenta de corte e a peça, para comparação.

- Fazer um estudo detalhado da afinidade entre a ferramenta e a peça para verificação dos mecanismos existentes.
- Realizar experimentos, nos dois materiais, com outra estratégia, com ferramentas com diferentes revestimentos, monitorando as vibrações e deflexões inerentes ao processo, e analisar as tensões superficiais e sub-superficiais.
- Investigar a usinabilidade de outros aços para moldes e matrizes, como por exemplo, o VP20, VP100, entre outros, utilizando a mesma metodologia desta pesquisa.

## REFERÊNCIAS

- AGUIAR, M. M. de, (2012). *Análise da influência das condições de corte sobre o fresamento em acabamento de aços endurecidos usando altas velocidades*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 123 p. Dissertação (Mestrado).
- ALTAN, T.; LILLY, B.; YEN, Y. C. (2001) **Manufacturing of dies and molds**. *Annals of the CIRP*, v. 50, n. 2, pp. 404-422.
- ALTINTAS, Y., 2000, “**Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design**”, 1.Ed. New York, Cambridge University Press, 288 p.
- ASPINWAL D. K, Dewes R. C. EPSRC (1994), **case for support-ultra high speed machining of hardened ferrous alloys**. Birmingham, United Kingdom: School of Mechanical Engineering, University of Birmingham;
- BACALHAU, J. B.; SALVO, J. G. J.; BARBOSA, C. A.( 2011) *Correlação entre a composição química de aços ferramenta para trabalho a quente e a camada nitretada obtida após nitretação a plasma*. In: CONGRESSO ANUAL DA ABM, 66. 2011 São Paulo. Anais..., São Paulo: ABM, pp. 2856-2866.
- BACALHAU, J. B., BARBOSA C. A., OTUBO J., (2012). *Avaliação da Temperabilidade de Aços com Baixos Teores de Carbono por Dilatometria*. 67º Congresso ABM - International, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- BACALHAU, J. B., 2012a. **Desenvolvimento de aços para Moldes Plásticos com 40 HRC e Elevada Usinabilidade**. In dissertação de Mestrado-ITA

BACALHAU, J. B., (2012a). **Hardenability Evaluation of Steels with Low Carbon Contents by Dilatometry.** 67º Congresso ABM - Internacional, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

BAUCO, S. A. et al. 2004, **High-speed Machining: How the concepts of HSM/HSC can revolutionize the metal-mechanics industry.** São Paulo, Erica.

BECZE.C.E., CLAYTON. P., CHEN. L. EL-WARDANY.T.I. ELBESTAWI. M.A.(2000). **High-speed five-axis milling of hardened tool steel.** International Journal of Machine Tools & Manufacture 40 pp 869–885

BEGIC-HAJDAREVIC, D. CEKIC, A. KULENOVIC, M. ( 2014), **Experimental Study on the High Speed Machining of Hardened Steel,** 24th DAAAM International Symposium on Intelligent Manufacturing and Automation 2013, Procedia Engineering 69, pp 291 – 295

BONETTI, I. (2008) “**Contribuições para desenvolver o conhecimento das operações de desbaste de moldes e matrizes com ênfase em fresamento no sentido axial**”. Dissertação (Mestrado), Instituto Superior Tupy, Joinville.

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

BOUJELBENE, A. MOISAN, A. TOUNSI, N., BRENIER, B. (2004) **Productivity enhancement in dies and molds manufacturing by the use of C<sup>1</sup> continuous tool path,** International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 44, pp. 101-107.,

CHIAVERINI, V. 1996, **Aços e Ferros Fundidos**, 7<sup>a</sup> edição – Publicação da Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, São Paulo, 317p.

CIMM (2013) **Portal Material Didático, Métodos de Fresamento**, disponível no site: [www.cimm.com.br/portal/material\\_didatico/4862-metodos-de-fresamento#.U4yYnfldV8E](http://www.cimm.com.br/portal/material_didatico/4862-metodos-de-fresamento#.U4yYnfldV8E) acessado no dia 30/07/2013

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

DAVOODI. B., HOSSEINZADEH. H.,(2012). **A new method for heat measurement during high speed machining**, Measurement 45. pp 2135 – 2140

DEWES, R.C., Aspinwall, D. K. (1997). **A review of ultra high speed milling of hardened steels**. Journal of Materials Processing Technology;69:1–17

DINIZ, A. E., MARCONDES, F. C. e COPPINI, N. L., **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**.7<sup>a</sup> edição. São Paulo, Artliber Editora, 2010. 84p.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 5<sup>a</sup> ed, Artliber, São Paulo, Brasil, 2006.

DOS SANTOS, A.L.B., DUARTE, M.A.V. ABRÃO, A.M., MACHADO, A.R.(1999), **An optimisation procedure to determine the coefficients of the extended Taylor's equation in machining**, International Journal of Machine Tools & Manufacture 39, pp 17–31

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.

EBAH, 2006 – 2013. **Fresa Pronto Ebah**, disponível no site: <http://www.ebah.com.br/content/ABAAABVjAAH/fresa-pronto-ebah>, acessado no dia 21/02/2014.

ECONOPLAST **Boletim Econômico**, Edição 04 Janeiro 2013, p.02 – disponível no site [http://file.abiplast.org.br/download/econoplast/econoplast\\_jan13.pdf](http://file.abiplast.org.br/download/econoplast/econoplast_jan13.pdf). Acesso dia 18/04/2013

FALLBÖHMER, P., RODRÍGUEZ C.A., ÖZEL, T., ALTAN, T., T **High-speed Machining of Cast Iron and Alloy Steels for Die and Mold Manufacturing.**, Journal of Materials Processing Technology, v. 98, pp.104-115, 2000.

FALLBÖHMER, P.; ALTAN, T.; TÖNSHOFF, H.-K.; NAKAGAWA, T. **Survey of the die and mold manufacturing industry – Practices in Germany, Japan and the United States**, Journal to Materials Processing Technology, v.59, pp.158-168, 1996.

FERRARESI, D.,1977, Fundamentos da usinagem dos metais. São Paulo: Editora Blucher.

GEHRICKE, B.; SCHRUFF, I. **trends in plastic mould steel applications**.in: International conference on tooling, 5.,1999, leoben. Proceedings leoben: univ.of leoben,1999.pp.83-92

GHANI. J. A., HARON.C.H.C. HAMDAN. S.H., SAID. A. Y.M., TOMADI S.H. (2013), **Failure mode analysis of carbide cutting tools used for machining titanium alloy**, Ceramics International 39 pp. 4449–4456

GOMES, J. de O., (2001) **Fabricação De Superfícies De Forma Livre Por Fresamento No Aço Temperado DIN 1.2083, Na Liga De Alumínio (AMP8000) E Na Liga De Cobre (CuBe)**. Florianópolis: Universidade Federal De Santa Catarina,. 150 P. Tese (Doutorado)

GRIFFITHS, B. 1.ed., **Manufacturing surface technology**. London: Penton Press 2001. 237p

HIPPENSTIEL, F. (2004) **Handbook of plastic mold steel**. Wetzlar: Edelstahlwerke Buderus,

HOLAPPA, L. E. K. and HELLE, A. S. (1995), **Inclusion control in high-performance steels**. J. Mater. Processing Technol.,vol. 53, pp. 177–186.

ISO 8688-2:1989, **Tool-life testing in milling – Part 2: end milling**.

ISO 3685:1993, **Tool-life testing with single-point turning tools**,International Organization for Standardization, Geneva, 48

KADIRGAMA, K. ABOU-EL-HOSSEIN, K.A. NOOR, M.M. SHARMA, K.V. MOHAMMAD, B. (2011) **Tool life and wear mechanism when machining Hastelloy C-22HS**, Wear 270 pp 258–268

KALYAN KUMAR, K.V.B.S. CHOUDHURY, S.K. (2008) **Investigation of tool wear and cutting force in cryogenic machining using design of experiments**, journal of materials processing technology 2 0 3, pp 95–101

KIVAK, T. (2014) **Optimization of surface roughness and flank wear using the Taguchi method in milling of Hadfield steel with PVD and CVD coated inserts**, Measurement 50 pp 19–28

KO, T. J.; KIM, H. S.; LEE, S. S. **Selection of the machining inclination angle in high-speed ball end milling**. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 17, p. 163-170, 2001.

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

KÖNIG, W.; KLOCKE, F. **Fertigungs verfahren: drehen, fräsen, bohren**. 5<sup>a</sup> ed., Berlin: Springer, 1997.

MACHADO, A. R.; ABRÃO, A.; COELHO, R. T.; SILVA, M. B. **Teoria da usinagem dos materiais**. 2<sup>a</sup> edição, Editora. Blucher, São Paulo, Brasil, 2011.

MARINAC, D. **Estratégias de trajetória da ferramenta. Revista máquinas e Metais**, São Paulo, nº 425, p. 110-125, 2001.

MESQUITA, R.; BARBOSA, C. A. **Propriedades de manufatura nos aços vp20iso e vp50im, aplicados em moldes de plástico**. COBEF - Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 3. 2005. Joinville, SC. **Anais...**, Joinville: UDESC, p. 1CD ROM, 2005.

MESQUITA, R. A.; BARBOSA, C.A. **Melhorias de Propriedades dos aços para moldes, com foco na manufatura do molde**. Seminário Programador CAM 2007 Joinville, 19/NOV/2007

METALS HANDBOOK, 1989 ASM Handbook Machining v16

METALS HANDBOOK, 1998, ASM Handbook, Vol. 07 : Powder Metals Technologies

MILAN, J. C. G.(1999) **“Usinabilidade de aços para moldes para plástico”**, Dissertação de Mestrado, UFU, Uberlândia - MG, 1999.

MOURA, R. R. (2012). **Fresamento de Aço para Matrizes VP20ISOF com Ferramentas Reafiadas.** 101 f. M. Sc. Dissertation, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

NAKAYAMA, K., ARAI, M., KANDA, T., 1988, **Machining Characteristics of Hard Materials**, *Annals of the CIRP* Vol. 37/1/1988

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

NBR ISO 6892 ( 2002) **Materiais metálicos - Ensaio de tração à temperatura ambiente**

NEVES, D., (2002) **Uma Contribuição Ao Fresamento De Matrizes Com Fresa De Topo Esférico**, Universidade Estadual de Campinas, 142 P. Dissertação (Mestrado)

NING, L., VELDHUIS, S.C., YAMAMOTO, K. (2008) **Investigation of wear behavior and chip formation for cutting tools with nano-multilayered TiAlCrN/NbN PVD coating**, International Journal of Machine Tools & Manufacture 48, pp 656–665

PEREIRA, I. C. (2014) **Comparação Entre os Processos de Rosqueamento Interno por Usinagem e Laminação**. 121p. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia.

PIVETTA, C. S., **Uma Contribuição ao Estudo do Fresamento de Aço Endurecido COM Fresa de Topo Esférico**. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica – UNICAMP, 2005. 110p. Dissertação, Mestrado em Engenharia Mecânica.

PLASTICS EUROPE,(2013).Plastics – the Facts 2013, **An analysis of European latest plastics production, demand and waste data.** Disponível em: <http://www.plasticseurope.com>, Acesso em: 29 de outubro de 2013.

POULACHON, G., BANDYOPADHYAY, B.P., JAWAHIR, I.S c, PHEULPIN, S. SEGUIN. E.(2003) **The influence of the microstructure of hardened tool steel workpiece on the wear of PCBN cutting tools**, International Journal of Machine Tools & Manufacture 43, pp 139–144

PU. Z, SINGH. A. (2013). *High speed ball nose end milling of hardened AISI A2 tool steel with PCBN and coated carbide tools.* J Manuf Process, <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmapro.2013.05.005>

RIBEIRO, J. L. S. (2007), **Fresamento do aço VHSUPER nos estados recozido e temperado com metal duro e cermet**, Belo Horizonte: Universidade Federal de Minas Gerais - UFMG, 244f Tese (Doutorado)

ROHLOFF, R. C. (2012) **“Efeito dos parâmetros de corte no fresamento do aço inoxidável AISI 420 para moldes e matrizes”**. Dissertação Mestrado. Instituto Superior Tupy, Joinville.

SANDVIK COROMANT, ***Fabricação De Moldes E Matrizes: Guia De Aplicação***, Sandvik Coromant, 1999. Disponível nos site: <http://academico.sandvik.com.br/downloads>, acesso dia 22/01/2014.

SANDVIK COROMANT. ***Fabricação de Moldes & Matrizes***. Suécia: Catálogo. 2002.

SILVA, A. L. V. da C. e., MEI, P. R. (2010), ***Aços e Ligas Especiais***, 3<sup>a</sup> Edição Revista - São Paulo - Editora Blucher.

SILVA, R. H. L., **Monitoramento do desgaste de ferramenta no fresamento de topo através dos sinais de potencia e emissão acústica e redes neurais**. 2010. 114f. Dissertação de Mestrado. Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

SOUZA. M. N. (2006), **Aplicação de Modelos Estatísticos para Verificar a Influência dos Elementos Residuais (Cr, Ni e Cu) na Usinabilidade de Aços de Corte Fácil**, 106 p. Dissertação de Mestrado. Faculdade de Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Uberlândia.

SOUZA, A. F. BONETTI, I.(2007) **“Estudo do Contato Ferramenta - Peça no Fresamento de Formas Geométricas Complexas para a Fabricação de Moldes e Matrizes”**. 8<sup>o</sup> Congreso Ibero americano de Ingenieria Mecânica, Cusco, 23 al 25 de octubre. Anais

SOUZA, A. F., BERKENBROCK, E., DINIZ, A. E., RODRIGUES A. R.(2014) **Influences of the tool path strategy on the machining force when milling free form geometries with a ball-end cutting tool**, J Braz. Soc. Mech. Sci. Eng., DOI 10.1007/s40430-014-0200-9 – Published online: 21/06/2014

SOUZA, A. F., MACHADO A., BECKERT, S. F. DINIZ. A. E. (2014a) **Evaluating the roughness according to the tool path strategy when milling free form surfaces for mold application**, 6th CIRP International Conference on High Performance Cutting, HPC2014, Procedia CIRP 14, pp 188 – 193

TANG. Y., 2012, **Optimization strategy in end milling process for high speed machining of hardened die/mold steel**, Journal of University of Science and Technology Beijing, Volume 13, Number 3, June 2006, Page 240

TOH, C.K. (2004) **Surface topography analysis in high speed finish milling inclined hardened steel**, Precision Engineering 28, pp 386–398

TOH. C.K. (2004a). **A study of the effects of cutter path strategies and orientations in milling**, Journal of Materials Processing Technology 152, 346 –356.

TOH, C.K. (2005)**Design, evaluation and optimisation of cutter path strategies when high speed machining hardened mould and die materials**, Journal of Materials and Design, v. 26, pp. 517-533.,

TOH, C.K. (2006) **Cutter path strategies in high speed rough milling of hardened steel**, Materials and Design 27 pp 107–114

TRENT, E. M., WRIGHT, P. K.(2000) **Metal Cutting**, 4th ed., publishing house Butterworth–Heinemann, United States of America.

TUYSUZ, O. ALTINTAS, Y. FENG, H-Y. (2013). **Prediction of cutting forces in three and five-axis ball-end milling with tool indentation effect**, International Journal of Machine Tools & Manufacture 66. pp. 66–81

UNIFEI, 2013, parte 1 – **Operações de fresamento**, disponível no site: [http://www.iem.unifei.edu.br/gorgulho/download/Parte\\_1\\_Fresamento.pdf](http://www.iem.unifei.edu.br/gorgulho/download/Parte_1_Fresamento.pdf), acesso dia 29/07/2013

VILLARES METALS, (2012). **Aços para moldes, apresenta catalogos de aços para moldes**, disponivel em: [www.villaresmetals.com.br/protuguese/files/CatAçosMoldes.pdf](http://www.villaresmetals.com.br/protuguese/files/CatAçosMoldes.pdf) Acesso dia 18/04/2013.

VILLARES METALS, (2012a) **aços para moldes VPATLAS**, apresenta ficha técnica do aço disponivel em: [http://www.villaresmetals.com.br/protuguese/files/FT\\_14\\_VPATLAS.pdf](http://www.villaresmetals.com.br/protuguese/files/FT_14_VPATLAS.pdf) Acesso dia 02/04/2013

WANG. C., XIE. Y., ZHENG. L., QIN. Z., TANG. D., SONG. Y,(2014) **Research on the Chip Formation Mechanism during the High-Speed Milling of Hardened Steel**, International Journal of Machine Tools & Manufacture, <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2014.01.002>

WOJCIECHOWSKI, S. TWARDOWSKI.P. (2012), **Tool life and process dynamics in high speed ball end milling of hardened steel**, 5th CIRP Conference on High Performance Cutting

## ANEXOS

**Anexo I – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume removido de material I para os ensaios de fresamento frontal.**

Tabela 6.1– Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I:  $v_c = 120,0943\text{m/min}$ ,  $f_z=0,0532\text{mm/dente}$ ;  $a_p=1,9981\text{mm}$  e  $a_e=25\text{mm}$ .

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	400	2,0970	0,0369	0,0527	0,0474	19,9822
2	1200	6,2910	0,0791	0,0633	0,0476	59,9466
3	2000	10,4850	0,0897	0,0791	0,0633	99,9109
4	3200	16,7760	0,1161	0,1319	0,1003	159,8575
5	4000	20,9700	0,1164	0,1425	0,1055	199,8218
6	5200	27,2610	0,1530	0,1636	0,1161	259,7684
7	6400	33,5520	0,2269	0,1689	0,1794	319,7150
8	7200	37,7460	0,2480	0,2480	0,2005	359,6793
9	7600	39,8430	0,2533	0,3641	0,2058	379,6615

Tabela 6.2 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I:  $v_c = 215,4327\text{m/min}$ ,  $f_z=0,1468\text{mm/dente}$ ;  $a_p=1,9998\text{mm}$  e  $a_e=25\text{mm}$

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	400	0,4230	0,0527	0,0474	0,0474	19,9644
2	800	0,8460	0,0633	0,0738	0,0580	39,9289
3	1200	1,2690	0,0738	0,0897	0,0844	59,8933
4	2000	2,1160	0,1003	0,0949	0,0897	99,8694
5	2800	2,9630	0,1055	0,1003	0,1108	139,8455
6	3600	3,8100	0,1161	0,1055	0,1161	179,8216
7	4400	4,6570	0,1266	0,1214	0,1319	219,7977
8	5200	5,5040	0,1636	0,1425	0,1372	259,7738
9	6000	6,3510	0,1741	0,1530	0,1530	299,7499
10	6800	7,1980	0,1801	0,1617	0,1617	339,7260
11	7600	8,0450	0,1986	0,3233	0,1894	379,7021
12	8000	8,4680	0,3002	0,5358	0,2217	399,6666

Tabela 6.3 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I:  $v_c = 126,8296$  m/min,  $f_z = 0,1488$  mm/dente;  $a_p = 1,0017$  mm e  $a_e = 25$  mm

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	800	1,4390	0,0369	0,0369	0,0316	20,3049
2	2000	3,5970	0,0474	0,0474	0,0474	50,7553
3	3200	5,7550	0,0697	0,0791	0,0580	81,2056
4	4400	7,9130	0,0738	0,0897	0,0686	111,6560
5	5600	10,1710	0,1055	0,0949	0,0844	143,5174
6	6800	12,2290	0,1065	0,1055	0,0897	172,5567
7	8400	15,1070	0,1108	0,1066	0,0949	213,1665
8	10000	17,9850	0,1266	0,1108	0,0987	253,7764
9	11600	20,8630	0,1530	0,1112	0,0989	294,3863
10	13600	24,4610	0,6069	0,5857	0,1000	345,1556

Tabela 6.4 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I:  $v_c = 213,7646$  m/min,  $f_z = 0,0532$  mm/dente;  $a_p = 1,0174$  mm e  $a_e = 25$  mm

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	800	2,3560	0,0527	0,0580	0,0422	20,3469
2	1600	4,7120	0,0633	0,0686	0,0424	40,6938
3	2400	7,0680	0,0791	0,0949	0,0426	61,0407
4	3600	10,6020	0,0887	0,0968	0,0580	91,5610
5	4800	14,1360	0,0897	0,1055	0,0633	122,0813
6	6000	17,6700	0,0949	0,1266	0,0686	152,6017
7	7200	21,2040	0,1214	0,1478	0,0738	183,1220
8	8000	23,5600	0,1425	0,1636	0,0745	203,4689
9	8800	25,9160	0,1468	0,1741	0,0844	223,8158
10	10000	29,4500	0,1478	0,2480	0,1003	254,3361
11	10800	31,8060	0,2533	0,2902	0,1266	274,6830
12	11600	34,1620	0,2058	0,3430	0,1268	295,0299
13	12000	35,3400	0,2691	0,3694	0,1372	305,2033

Tabela 6.5 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I:  $v_c = 227,7199$  m/min,  $f_z = 0,0500$  mm/dente;  $a_p = 1,9996$  mm e  $a_e = 25$  mm

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	394	1,1590	0,0866	0,0472	0,0866	19,6961
2	1182	3,4770	0,1024	0,1102	0,0944	59,0882
3	1970	5,7950	0,1181	0,1181	0,1024	98,4803

4	2758	8,1130	0,1186	0,1417	0,1102	137,8724
5	3546	10,4309	0,1417	0,1496	0,1260	177,2645
6	4334	12,7489	0,1890	0,2126	0,1575	216,6567
7	5122	15,0669	0,1896	0,2677	0,1654	256,0488
8	5516	16,2259	0,2047	0,3228	0,1811	275,7448
9	5910	17,3849	0,2126	0,4016	0,2047	295,4409

Tabela 6.6 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I:  $v_c = 227,4094\text{m/min}$ ,  $f_z = 0,1500\text{ mm/dente}$ ;  $a_p = 1,0000\text{mm}$  e  $a_e=25\text{ mm}$

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	394	0,3869	0,0472	0,0551	0,0629	9,8500
2	788	0,7737	0,0551	0,3113	0,4961	19,7000

Tabela 6.7 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I:  $v_c = 225,2917\text{m/min}$ ,  $f_z = 0,0504\text{mm/dente}$ ;  $a_p = 1,0000\text{mm}$  e  $a_e=25\text{ mm}$

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	788	2,3244	0,0629	0,0472	0,0315	19,7000
2	1576	4,6488	0,0633	0,0629	0,0318	39,4000
3	2364	6,9732	0,0866	0,0708	0,0393	59,1000
4	3152	9,2977	0,0888	0,0866	0,0472	78,8000
5	3940	11,6221	0,0944	0,0944	0,0476	98,5000
6	4728	13,9465	0,0946	0,1024	0,0787	118,2000
7	5516	16,2709	0,1024	0,1181	0,0866	137,9000
8	6304	18,5953	0,1102	0,1732	0,0886	157,6000
9	7092	20,9197	0,1339	0,2441	0,1102	177,3000
10	7880	23,2442	0,1417	0,3701	0,1124	197,0000

Tabela 6.8 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I:  $v_c = 120,0000\text{m/min}$ ,  $f_z=0,1500\text{ mm/dente}$ ;  $a_p = 2,0000\text{mm}$  e  $a_e=25\text{ mm}$

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	394	0,7331	0,0629	0,0722	0,0551	19,7000
2	788	1,4663	0,0639	0,0944	0,0708	39,4000
3	1182	2,1994	0,0787	0,1102	0,6063	59,1000

Tabela 6.9 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I:  $v_c = 130,1994$  m/min,  $f_z=0,0504$  mm/dente;  $a_p = 2,0000$ mm e  $a_e=25$  mm

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	394	2,0110	0,0551	0,0315	0,0787	19,7000
2	788	4,0220	0,0629	0,0944	0,0866	39,4000
3	1182	6,0331	0,1024	0,1181	0,1024	59,1000
4	1576	8,0441	0,1181	0,1339	0,1033	78,8000
5	1970	10,0551	0,1417	0,1417	0,1102	98,5000
6	2364	12,0661	0,1575	0,1575	0,1260	118,2000
7	2758	14,0772	0,1811	0,2047	0,1432	137,9000
8	3152	16,0882	0,2126	0,2362	0,1575	157,6000
9	3546	18,0992	0,2283	0,2520	0,1654	177,3000
10	3940	20,1102	0,2286	0,2677	0,1732	197,0000
11	4334	22,1213	0,2288	0,2756	0,1811	216,7000
12	4728	24,1323	0,2362	0,2796	0,2362	236,4000
13	5122	26,1433	0,2441	0,2835	0,2441	256,1000
14	5516	28,1543	0,2598	0,2913	0,2442	275,8000
15	5910	30,1654	0,2677	0,2992	0,2446	295,5000
16	6304	32,1764	0,2678	0,3071	0,2448	315,2000
17	6698	34,1874	0,2756	0,3150	0,2677	334,9000
18	7092	36,1984	0,2835	0,3152	0,2679	354,6000
19	7486	38,2095	0,2896	0,3357	0,2682	374,3000
20	7880	40,2205	0,2992	0,3780	0,2835	591,0000

Tabela 6.10 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I:  $v_c = 120,0000$ m/min,  $f_z=0,0501$  mm/dente;  $a_p = 1,0000$ mm e  $a_e=25$  mm

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	800	4,4658	0,0207	0,0362	0,0207	20,0000
2	1600	8,9316	0,0259	0,0414	0,0259	40,0000
3	2800	15,6302	0,0362	0,0466	0,031	70,0000
4	4000	22,3289	0,0631	0,0842	0,0473	100,0000
5	5200	29,0276	0,0736	0,0894	0,0684	130,0000
6	6800	37,9591	0,0842	0,1158	0,0736	170,0000
7	8400	46,8907	0,1000	0,1368	0,0751	210,0000
8	9200	51,3565	0,1316	0,1526	0,0789	230,0000
9	10400	58,0552	0,1842	0,1528	0,0842	260,0000
10	11600	64,7538	0,2158	0,1579	0,0894	290,0000
11	12400	69,2196	0,2162	0,1632	0,1158	310,0000
12	13600	75,9183	0,221	0,2526	0,1263	340,0000
13	14400	80,3841	0,2211	0,2528	0,1268	360,0000
14	15600	87,0827	0,2232	0,253	0,1316	390,0000
15	17200	96,0143	0,2526	0,2789	0,1368	430,0000
16	18800	10,9459	0,2579	0,3737	0,1474	470,0000

Tabela 6.11 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I:  $v_c = 120,0036\text{m/min}$ ,  $f_z=0,0502\text{ mm/dente}$ ;  $a_p = 1,1028\text{mm}$  e  $a_e=25\text{ mm}$

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	800	4,4479	0,0622	0,0522	0,0544	22,0560
2	1600	8,8958	0,0628	0,0544	0,0778	44,1120
3	2400	13,3437	0,0788	0,0700	0,0788	66,1680
4	3200	17,7916	0,0856	0,1167	0,0856	88,2240
5	4000	22,2395	0,0933	0,1245	0,0862	110,2800
6	4800	26,6874	0,1012	0,1323	0,0879	132,3360
7	5600	31,1353	0,1245	0,1332	0,0886	154,3920
8	6400	35,5832	0,1323	0,1336	0,0933	176,4480
9	7200	40,0311	0,1332	0,1401	0,1012	198,5040
10	8000	44,4790	0,1479	0,1479	0,1089	220,5600
11	8800	48,9269	0,1499	0,1868	0,1167	242,6160
12	9600	53,3748	0,1556	0,1946	0,1169	264,6720
13	10400	57,8228	0,1558	0,2023	0,1323	286,7280
14	11200	62,2707	0,1634	0,2101	0,1368	308,7840
15	12000	66,7186	0,2101	0,2568	0,1378	330,8400
16	12800	71,1665	0,2105	0,2724	0,1488	352,8960
17	13600	75,6144	0,2257	0,2735	0,1493	374,9520
18	14400	80,0623	0,2259	0,2773	0,1579	397,0080
19	15200	84,5102	0,2335	0,2802	0,1588	419,0640
20	16000	88,9581	0,2490	0,2857	0,1599	441,1200
21	16800	93,4060	0,2646	0,2879	0,1622	463,1760
22	17600	97,8539	0,2648	0,2888	0,1699	485,2320
23	18400	104,5257	0,2672	0,2892	0,1790	518,3160
24	19600	111,1976	0,2686	0,2879	0,1868	551,4000
25	20800	115,6455	0,2802	0,3113	0,1878	573,4560
26	21600	120,0934	0,3191	0,3176	0,2023	595,5120
27	22400	124,5413	0,3268	0,3735	0,2335	617,5680

**Anexo II – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume removido do material II para os ensaios de fresamento frontal.**

Tabela 6.12 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I:  $v_c = 120,0943\text{m/min}$ ,  $f_z=0,0532\text{mm/dente}$ ;  $a_p=1,9981\text{mm}$  e  $a_e=25\text{ mm}$

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	988	5,1793	0,1712	0,1868	0,1456	49,3531
2	1482	7,7689	0,2179	0,2646	0,1479	74,0296
3	2470	10,3586	0,2412	0,3658	0,1634	98,7061

Tabela 6.13 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I:  $v_c = 215,4327\text{m/min}$ ,  $f_z = 0,1468\text{mm/dente}$ ;  $a_p = 1,9998\text{mm}$  e  $a_e = 25\text{ mm}$

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	494	0,5233	0,1089	0,0856	0,1012	24,6975
2	988	1,0466	0,1479	0,1401	0,1323	49,3951
3	1482	1,5698	0,2257	0,1868	0,1790	74,0926
4	1976	2,0931	1,2760	1,1360	1,2530	98,7901

Tabela 6.14 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material I:  $v_c = 126,8296\text{ m/min}$ ,  $f_z = 0,1488\text{ mm/dente}$ ;  $a_p = 1,0017\text{mm}$  e  $a_e = 25\text{ mm}$

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	494	0,8887	0,0389	0,1012	0,0700	12,3710
2	988	1,7773	0,0700	0,1014	0,0856	24,7420
3	1482	2,6660	0,6537	0,7315	0,1089	37,1130

Tabela 6.15 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material II:  $v_c = 213,7646\text{ m/min}$ ,  $f_z = 0,0532\text{ mm/dente}$ ;  $a_p = 1,0174\text{mm}$  e  $a_e = 25\text{ mm}$

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	494	1,4549	0,1012	0,0856	0,0544	12,5649
2	988	2,9098	0,1056	0,0933	0,0700	25,1298
3	1482	4,3647	0,1072	0,1012	0,0788	37,6947
4	1976	5,8196	0,1089	0,1323	0,0933	50,2596
5	2470	7,2745	0,1323	0,1333	0,1089	62,8245
6	2964	8,7295	0,1401	0,1634	0,1245	75,3893
7	3458	10,1844	0,1412	0,1638	0,1323	87,9542
8	3952	11,6393	0,1946	0,1732	0,1326	100,5191
9	4446	13,0942	0,3502	0,1646	0,1479	113,0840

Tabela 6.16 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material II:  $v_c = 120,0000\text{ m/min}$ ,  $f_z = 0,0150\text{ mm/dente}$ ;  $a_p = 2,0000\text{mm}$  e  $a_e = 25\text{ mm}$

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	494	0,9190	1,5020	0,0642	0,1124	24,6944

Tabela 6.17 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material II:  $v_c = 120,0000$  m/min,  $f_z = 0,01500$  mm/dente;  $a_p=1,0000$ mm e  $a_e=25$  mm

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	494	0,9192	0,0562	0,0562	0,0833	12,3500
2	988	1,8384	0,0722	0,0803	0,0863	24,7000
3	1482	2,7576	0,0803	0,0806	0,0883	37,0500
4	1976	3,6768	0,0806	0,0863	0,0888	49,4000
5	2470	4,5960	0,1129	0,0883	0,0963	61,7500
6	2964	5,5152	0,0121	0,1124	0,1285	74,1000
7	3458	6,4344	0,6506	0,1285	0,1288	86,4500

Tabela 6.18 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material II:  $v_c = 130,2058$ m/min,  $f_z = 0,0502$ mm/dente;  $a_p = 2,0000$ mm e  $a_e=25$  mm

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	494	2,5314	0,0642	0,0722	0,0562	24,7000
2	988	5,0628	0,0722	0,0963	0,0642	49,4000
3	1482	7,5942	0,1124	0,1285	0,0883	74,1000
4	1976	10,1255	0,1687	0,1606	0,1044	98,8000
5	2470	12,6569	0,1847	0,1687	0,1285	123,5000
6	2964	15,1883	0,1928	0,2088	0,1288	148,2000
7	3458	17,7197	0,2088	0,2388	0,1687	172,9000
8	3952	20,2511	0,2102	0,2490	0,2088	197,6000
9	4446	22,7825	0,2169	0,2570	0,2249	222,3000
10	4940	25,3139	0,2189	0,2587	0,2490	247,0000
11	5434	27,8452	0,2811	0,2651	0,2570	271,7000
12	5928	30,3766	0,2892	0,3052	0,2587	296,4000
13	6422	32,9080	0,2896	0,3133	0,2651	321,1000
14	6916	35,4394	0,3133	0,3855	0,2731	345,8000

Tabela 6.19 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material II:  $v_c = 229,0354$  m/min,  $f_z = 0,1500$ mm/dente;  $a_p = 1,9984$ mm e  $a_e=25$  mm

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	494	0,4816	0,1205	0,4739	0,1205	24,6802

Tabela 6.20 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material II:  $v_c = 227,9008\text{m/min}$ ,  $f_z = 0,1499\text{mm/dente}$ ;  $a_p = 1,9968\text{mm}$  e  $a_e = 25\text{ mm}$

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	494	0,4843	0,0883	0,1205	0,0722	24,6605
2	988	0,9687	0,1365	0,2249	0,1205	49,3210
3	1482	1,4530	0,9398	1,0520	0,9558	73,9814

Tabela 6.21 – Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco máximo, volume de material removido para o material II:  $v_c = 190,5190\text{m/min}$ ,  $f_z = 0,1500\text{mm/dente}$ ;  $a_p = 1,9996\text{mm}$  e  $a_e = 25\text{ mm}$

Passe	Percorso (mm)	Tempo (min)	Aresta 01	Aresta 02	Aresta 03	VMR (cm <sup>3</sup> )
1	494	0,5790	0,0787	0,0791	0,0944	24,6951
2	988	1,1579	0,1496	0,1024	0,1024	49,3901
3	1482	1,7369	0,1575	0,1654	0,1260	74,0852
4	1976	2,3159	0,2205	0,2835	0,1732	98,7802
5	2470	2,8948	0,4331	0,3113	0,5118	123,4753

**Anexo III – Resultados da força de corte (Fx), força de avanço (Fy) , força passiva (Fz), torque (Mz) e rugosidades para os materiais I e II através do ensaios de fresamento frontal.**

Tabela 6.22 – Resultado de força de corte, força de avanço força passiva e torque para o material I em função da velocidade de corte(  $f_z = 0,08\text{ mm/dente}$ ;  $a_p = 1,000\text{ mm}$  e  $a_e = 12\text{ mm}$ )

$v_c$ m/min	$F_x$ N	DP	$F_y$ N	DP	$F_z$ N	DP	$M_z$ N.m	DP
90	464,417	3,715	136,819	31,205	55,364	46,415	2,806	0,139
115	476,433	3,811	158,912	26,531	62,582	39,680	2,840	0,087
140	311,318	2,491	172,174	3,186	84,513	57,398	2,569	0,248
165	515,226	4,122	237,419	24,359	54,948	55,237	2,987	0,128
190	507,229	4,058	250,723	10,528	53,398	55,851	2,961	0,063
215	503,294	4,026	215,434	17,026	47,214	53,346	2,855	0,091
240	433,601	3,469	264,714	25,934	66,544	63,912	2,598	0,371

Tabela 6.23 – Resultado de força de corte, força de avanço força passiva e torque para o material I em função do avanço por dente(  $v_c = 175\text{ m/min}$ ;  $1,000\text{ mm}$  e  $a_e = 12\text{ mm}$ )

<b><math>f_z</math></b>	<b><math>F_x</math></b>	<b>DP</b>	<b><math>F_y</math></b>	<b>DP</b>	<b><math>F_z</math></b>	<b>DP</b>	<b>Mz</b>	<b>DP</b>
<b>mm/dente</b>	<b>N</b>		<b>N</b>		<b>N</b>		<b>N.m</b>	
0,03	183,244	74,398	127,930	1,352	68,579	46,120	1,794	0,066
0,05	391,166	62,676	165,605	20,528	37,351	44,235	2,240	0,034
0,07	489,663	98,916	188,782	4,932	37,732	56,487	2,283	0,350
0,09	526,592	63,784	188,782	4,932	78,627	49,293	2,866	0,109
0,11	545,166	77,012	326,520	20,563	103,583	96,108	2,958	0,213
0,13	796,102	35,552	515,669	107,040	234,973	119,690	4,325	0,044
0,16	871,398	90,463	701,191	126,920	429,495	275,973	4,404	0,426

Tabela 6.24 – Resultado de força de corte, força de avanço, força passiva e torque para o material II em função da velocidade de corte( $f_z = 0,08$  mm/dente;  $a_p = 1,000$  mm e  $a_e = 12$  mm)

<b><math>v_c</math></b>	<b><math>F_x</math></b>	<b>DP</b>	<b><math>F_y</math></b>	<b>DP</b>	<b><math>F_z</math></b>	<b>DP</b>	<b>Mz</b>	<b>DP</b>
<b>m/min</b>	<b>N</b>		<b>N</b>		<b>N</b>		<b>N.m</b>	
90	506,231	111,008	156,794	51,200	44,447	53,451	2,837	0,046
115	438,283	42,997	149,905	21,841	46,464	41,325	2,638	0,031
140	535,235	124,779	175,916	40,872	30,932	53,766	2,734	0,162
165	531,358	99,074	292,288	79,876	47,158	50,694	3,063	0,116
190	523,451	73,056	236,910	23,864	59,073	64,215	3,052	0,074
215	513,839	76,061	200,521	21,988	68,079	48,198	2,692	0,039
240	468,939	78,907	256,555	25,447	59,530	43,378	1,997	0,101

Tabela 6.25 – Resultado de força de corte, força de avanço, força passiva e torque para o material II em função do avanço por dente(  $v_c = 175$  m/min; 1,000 mm e  $a_e = 12$  mm).

<b><math>f_z</math></b>	<b><math>F_x</math></b>	<b>DP</b>	<b><math>F_y</math></b>	<b>DP</b>	<b><math>F_z</math></b>	<b>DP</b>	<b>Mz</b>	<b>DP</b>
<b>mm</b>	<b>N</b>		<b>N</b>		<b>N</b>		<b>N.m</b>	
0,03	288,904	42,574	175,899	45,795	42,947	43,897	1,816	0,078
0,05	408,841	78,785	219,623	63,954	50,429	47,133	2,464	0,216
0,07	477,766	49,231	233,374	15,523	47,747	54,218	2,399	0,329
0,09	520,363	54,135	254,382	53,336	66,594	47,663	2,895	0,187
0,11	591,290	30,387	407,057	2,943	61,697	56,698	3,452	0,479
0,13	710,321	84,118	450,818	1,878	68,079	48,198	3,764	0,386
0,16	884,572	103,363	880,169	3,051	59,530	43,378	4,514	0,496

Tabela 6.26 – Resultado das rugosidades para o material I em função da velocidade de corte( $f_z = 0,08$  mm/dente;  $a_p = 1,000$  mm e  $a_e = 12$  mm)

$v_c$	$Ra$	$DP$	$Rz$	$DP$	$Rq$	$DP$	$Rt$	$DP$
	$\mu m$		$\mu m$		$\mu m$		$\mu m$	
90	0,703	0,191	4,067	0,687	0,867	0,257	5,101	1,263
115	0,653	0,220	3,492	0,958	0,760	0,315	4,776	0,907
140	0,525	0,119	3,014	0,788	0,682	0,172	4,200	0,985
165	0,897	0,046	5,308	1,351	1,216	0,220	7,727	0,910
190	0,315	0,046	1,937	0,383	0,403	0,067	2,675	0,715
215	0,435	0,065	2,472	0,299	0,573	0,135	3,200	0,532
240	0,677	0,123	3,805	0,481	0,829	0,148	4,566	0,465

Tabela 6.27 – Resultado das rugosidades para o material I em função do avanço por dente ( $v_c = 175$  m/min; 1,000 mm e  $a_e = 12$  mm).

$f_z$ mm/dente	$Ra$	$DP$	$Rz$	$DP$	$Rq$	$DP$	$Rt$	$DP$
	$\mu m$		$\mu m$		$\mu m$		$\mu m$	
0,03	0,680	0,136	4,242	0,430	0,997	0,258	6,881	1,197
0,05	0,611	0,080	3,416	0,546	0,775	0,100	5,041	1,247
0,07	0,518	0,115	2,872	0,591	0,744	0,104	4,536	1,335
0,09	0,575	0,108	3,293	0,537	0,694	0,081	4,791	1,278
0,11	0,638	0,078	3,446	0,499	0,766	0,085	4,219	0,833
0,13	0,681	0,090	3,641	0,354	0,839	0,082	6,202	1,053
0,16	1,038	0,079	4,804	0,295	1,176	0,075	6,461	0,933

Tabela 6.28 – Resultado das rugosidades para o material II em função da velocidade de corte( $f_z = 0,08$  mm/dente;  $a_p = 1,000$  mm e  $a_e = 12$  mm)

$v_c$ m/min	$Ra$	$DP$	$Rz$	$DP$	$Rq$	$DP$	$Rt$	$DP$
	( $\mu m$ )		( $\mu m$ )		( $\mu m$ )		( $\mu m$ )	
90	0,331	0,051	2,308	0,533	0,440	0,081	3,783	0,598
115	0,624	0,111	3,209	0,409	0,756	0,124	3,959	0,448
140	0,462	0,035	2,554	0,288	0,577	0,058	3,774	0,452
165	0,515	0,084	2,986	0,467	0,731	0,151	5,177	0,452
190	0,400	0,048	2,390	0,302	0,510	0,069	3,407	0,674
215	0,437	0,029	2,442	0,153	0,542	0,030	3,128	0,355
240	0,374	0,029	2,124	0,172	0,457	0,046	2,562	0,421

Tabela 6.29 – Resultado das rugosidades para o material II em função do avanço por dente ( $v_c = 175$  m/min; 1,000 mm e  $a_e = 12$  mm).

$f_z$	$R_a$	DP	$R_z$	DP	$R_q$	DP	$R_t$	DP
<b>mm/dente</b>	<b>(<math>\mu\text{m}</math>)</b>		<b>(<math>\mu\text{m}</math>)</b>		<b>(<math>\mu\text{m}</math>)</b>		<b>(<math>\mu\text{m}</math>)</b>	
0,03	0,630	0,111	3,658	0,503	0,853	0,200	5,809	0,832
0,05	0,569	0,145	4,219	0,478	0,750	0,225	4,773	0,908
0,07	0,490	0,103	2,647	0,428	0,614	0,147	3,360	0,634
0,09	0,677	0,057	3,520	0,355	0,838	0,083	4,854	0,792
0,11	0,898	0,027	4,276	0,332	1,103	0,050	4,818	0,302
0,13	0,902	0,160	5,548	1,012	1,211	0,343	8,304	0,549
0,16	0,946	0,081	4,879	0,319	1,168	0,087	5,936	0,682