

Rodrigo Blödorn

**ESTUDO DO FURO E DO PROCESSO DE FURAÇÃO  
EMPREGADO NO MÉTODO DO FURO CEGO PARA  
MEDIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr. Eng.

Coorientador: Prof. Armando Albertazzi Gonçalves Júnior, Dr. Eng.

Florianópolis  
2014

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor,  
através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Blödorn, Rodrigo

ESTUDO DO FURO E DO PROCESSO DE FURAÇÃO EMPREGADO NO  
MÉTODO DO FURO CEGO PARA MEDIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS /  
Rodrigo Blödorn ; orientador, Rolf Bertrand Schroeter ;  
coorientador, Armando Albertazzi Gonçalves Júnior. -  
Florianópolis, SC, 2014.

177 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa  
Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-Graduação em  
Engenharia Mecânica.

Inclui referências


1. Engenharia Mecânica. 2. Medição de Tensões Residuais.  
3. Método do Furo Cego. 4. Furação. 5. Fresa de Topo. I.  
Bertrand Schroeter, Rolf. II. Albertazzi Gonçalves Júnior,  
Armando . III. Universidade Federal de Santa Catarina.  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

Rodrigo Blödorn


**ESTUDO DO FURO E DO PROCESSO DE FURAÇÃO  
EMPREGADO NO MÉTODO DO FURO CEGO PARA  
MEDIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS**

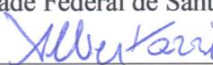
Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de “Mestre em Engenharia Mecânica”, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.


Florianópolis, 28 de Agosto de 2014.

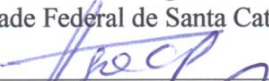
  
\_\_\_\_\_  
Prof. Armando Albertazzi Gonçalves Júnior, Dr Eng.  
Coordenador do Curso


**Banca Examinadora:**

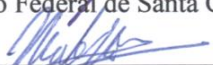
  
\_\_\_\_\_  
Prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr Eng. Orientador  
Universidade Federal de Santa Catarina

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Armando Albertazzi Gonçalves Júnior, Dr Eng. Coorientador  
Universidade Federal de Santa Catarina

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Walter Lindolfo Weingaertner, Dr.-Ing.  
Universidade Federal de Santa Catarina

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Tiago Loureiro Figaro da Costa Pinto, Dr Eng.  
Universidade Federal de Santa Catarina

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Milton Pereira, Dr Eng.  
Instituto Federal de Santa Catarina

  
\_\_\_\_\_  
Eng. Matias Roberto Viotti, Dr Ing.  
Universidade Federal de Santa Catarina



Este trabalho é dedicado aos meus pais  
Eliane e Gustavo e à minha irmã  
Manuela.



## AGRADECIMENTOS

Ao Professor Dr. Eng. Rolf Bertrand Schroeter, pela orientação, apoio, confiança, incentivo e amizade.

Ao Professor Dr.-Ing. Walter Lindolfo Weingaertner, coordenador do Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP).

Ao Professor Dr. Eng. Armando Albertazzi Gonçalves Júnior, pela orientação e confiança depositada a mim neste trabalho.

Ao Dr. Ing. Matias Roberto Viotti e Dr. Eng. Celso Luiz Nickel Veiga por todo o auxílio durante os ensaios.

Ao Arthur Bernardo Martins e Scheer, pela amizade e dedicação ao trabalho desenvolvido durante seu estágio no LMP.

Aos integrantes do Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP): Arthur Regianni Bandoni Martinez, Cláudio Abílio da Silveira, Daniel Amoretti Gonçalves, Denis Boing, Éros Jahn Filho, Estevam Miscow Machado, Felipe Gustavo Ebersbach, Hélio Irineu José, Tahiriny Ghizoni Kafka e Thiago Dias, pela amizade, apoio e boas risadas. Em especial à Alaíde Maria Goulartt.

Aos integrantes do Laboratório de Metrologia e Automatização (LABMETRO): Ahryman Seixas Busse de Siqueira Nascimento, Danilo Bonomo, Elsie Varela, Fábio Aparecido Alves da Silva, Lucas Maciel, Matheus Roman e Rosana Magali Vieira, pelo apoio durante a realização deste trabalho.

Aos integrantes do Laboratório de Usinagem e Comando Numérico (USICON), Anderson Schelbauer, Joe Schmitz e Valtair Fabriciano Garcez, por todo auxílio prestado.

Ao Laboratório de Metrologia e Automatização (LABMETRO), Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP), Laboratório de Usinagem e Comando Numérico (USICON), Laboratório de Caracterização Microestrutural (LCM), Laboratório Central de Microscopia Eletrônica (LCME), Instituto de Soldagem e Mecatrônica (LABSOLDA), Laboratório de Propriedades Mecânicas (LPM) e *Institut für Werkzeugmaschinen und Fertigung* (IWF), por disponibilizar a infraestrutura e dar suporte necessário para a realização deste trabalho.

À Universidade Federal de Santa Catarina, em especial ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, pela oportunidade concedida.

À PETROBRAS, pelo apoio financeiro através da concessão de bolsa de estudos.

Aos meus pais, Gustavo Blödorn e Eliane Behling Blödorn, pelo apoio, incentivo constante em todos os momentos e amor incondicional, meus sinceros agradecimentos.

À minha irmã, Manuela Blödorn, por todo carinho, amizade e apoio dado a mim até hoje.

Aos amigos Iracema Krug Jacob e Hubert Jacob, por todo carinho e consideração.

A todos que de alguma forma ajudaram, direta ou indiretamente, meu muito obrigado.



*Die Schwierigkeiten wachsen, je näher man dem Ziele kommt.*

(Johann Wolfgang von Goethe)



## RESUMO

A indústria do petróleo e seus derivados vêm alcançando crescimento e importância consideráveis nas últimas décadas. Deste modo, a avaliação do estado de tensões de estruturas e componentes mecânicos, como os dutos de gás ou óleo bruto, é importante para prever e monitorar de forma confiável seu desempenho, assim como programar manutenções preventivas, evitando desastres catastróficos. A medição de tensões residuais pelo Método do Furo Cego consiste, basicamente, na execução de um furo cego que alivia e redistribui as tensões no entorno deste promovendo, como consequência, a deformação da superfície ao adequar-se a esta nova condição. Esta deformação fornece, indiretamente, a informação do estado de tensão ao qual a peça ou componente está submetido. No entanto, o processo de furação pode, quando não controlado, introduzir tensões à parede deste furo cego e, deste modo, mascarar o verdadeiro valor de tensão residual medido. Sendo assim, neste trabalho é estudado o processo de furação do furo cego e, mais especificamente, é avaliada a influência da velocidade de avanço empregada na furação sobre algumas características dos furos cegos e dos cavacos. Adicionalmente, busca-se identificar os principais mecanismos de desgaste observados nas ferramentas de corte. Para tanto, foram produzidos furos cegos nas ligas de aço ABNT1020, aço inoxidável AISI304L e alumínio AA6061, materiais de uso comum na indústria mundial, utilizando-se fresas de topo de uso odontológico, recomendadas pela norma ASTM E 837-08<sup>2</sup>. Os resultados comprovam a existência de um nível compressivo de tensão, proveniente da usinagem, nos furos medidos principalmente nas duas ligas de aço e, em menor escala, na liga de alumínio. Observou-se também uma alteração na dureza da região adjacente ao furo, indicando que o processo atinge temperaturas consideravelmente altas. Foram observadas também algumas diferenças com relação à textura do fundo e parede dos furos e dos cavacos, bem como a presença de rebarbas relacionadas à variação da velocidade de avanço da furação. Os mecanismos de desgaste identificados nas ferramentas foram principalmente adesão e abrasão.

**Palavras-chave:** Tensões residuais. Furação. Furo cego. Fresa. Velocidade de avanço.



## ABSTRACT

The oil and its derivatives industry have been reaching a growth and considerable importance in recent decades. Thus, the assessment of the state of stress of structures and mechanical components, such as gas or crude oil pipelines, is important to anticipate and monitor reliably its performance, as well as to schedule preventive maintenance avoiding catastrophic disasters. The measurement of residual stress by the blind hole method consists basically in the execution of a blind hole which happens to relieve and redistribute the stress surrounding that promoting, as a consequence, the surface deformation adapting to this new condition. This deformation provides, indirectly, the information of the state of stress which the part or component is submitted. However, the drilling process can, when not controlled, introduce stress on the blind hole wall and thus masking the true value of residual stress measured. Thus, this work seeks to study the process of blind hole drilling and, more specifically, the influence of the feed rate on the drilling process as well as on some characteristics of blind holes and chips. Additionally, it identified the main wear mechanisms observed in cutting tools. To this end, blind holes were produced in alloy steel ABNT1020, stainless steel AISI304L and aluminum AA6061 with dental end mills. The results showed the existence of a level of compressive stress in holes measured mainly in the two steel alloys and, to a lesser extent, in the aluminum alloy. Changes in hardness in adjacent region of the hole were observed, indicating that the process reaches considerably higher temperatures. Also some differences were observed regarding the background and wall texture of the holes and chips, as well as the presence of burrs when varying the feed rate of drilling. The wear mechanisms identified in the tools were adhesion and abrasion.

**Keywords:** Residual stress. Drilling. Blind hole. End mill. Feed rate.



## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Duto danificado após explosão. ....	35
Figura 2.2 – Profundidade e resolução de várias técnicas de medição..	37
Figura 2.3 – Chapa plana sob tração; alívio de tensões no método do furo cego.....	38
Figura 2.4 – Comparação entre o uso de extensômetros e princípios ópticos para medição de tensões residuais. ....	39
Figura 2.5 – Franjas de interferência devido à diferença de fase gerada pelo campo de deslocamentos ao redor do furo cego.....	40
Figura 2.6 – Seção transversal do furo, material: aço de médio teor de carbono.....	44
Figura 2.7 – Origem das tensões residuais. ....	48
Figura 2.8 – Impactos sobre superfícies usinadas. ....	48
Figura 2.9 – Distribuição de calor e temperatura na peça, cavaco e ferramenta. ....	49
Figura 2.10 – Imagens de superfícies microfresadas, material: ABNT1045.....	51
Figura 2.11 – Superfícies produzidas pelo fresamento frontal de Ti-6Al-4V (envelhecido, 35 HRC).....	53
Figura 2.12 – Esquema da região afetada pelo processo de usinagem. .	54
Figura 2.13 – Estrutura das camadas de materiais metálicos. ....	54
Figura 2.14 – Fontes de tensão na formação de tensão residual.....	56
Figura 2.15 – (a) Distribuição de tensão residual na direção de corte abaixo da superfície da peça após a remoção da ferramenta de corte e equilíbrio de temperatura; (b) Perfis de profundidade de tensões residuais na direção de corte para diferentes raios de gume.....	57
Figura 2.16 – Influência da velocidade de corte na microestrutura da subsuperfície da peça. ....	58
Figura 2.17 – a) Fresamento tangencial e b) Fresamento frontal. ....	61
Figura 2.18 – Fresamento com sentido discordante e concordante.....	62
Figura 2.19 – Tipo de fresa segundo sua forma geométrica.....	63
Figura 2.20 – Geometria da fresa de topo. ....	64
Figura 2.21 – Influência da geometria da ferramenta a usinagem.....	65
Figura 2.22 – Cunha da ferramenta durante o processo de formação do cavaco.....	65
Figura 2.23 – Influência do raio do gume sobre a formação do cavaco.....	67
Figura 2.24 – Variantes do processo de furação.....	68
Figura 2.25 – Cinemática do processo de furação.....	69
Figura 2.26 – Trajetória do gume principal.....	70
Figura 2.27 – Definições básicas do processo de furação. ....	70

Figura 2.28 – Fatores de influência sobre as componentes da força de usinagem. ....	72
Figura 2.29 – Formação de cavaco em metais dúcteis. ....	73
Figura 2.30 – Formação do cavaco na usinagem convencional, de precisão e de ultraprecisão. ....	74
Figura 2.31 – Tipos de rebarba encontrados na furação. ....	76
Figura 2.32 – Principais mecanismos de desgaste no processo de usinagem. ....	77
Figura 3.1 – Fresa de topo utilizada nos ensaios de furação. ....	79
Figura 3.2 – Análise da espectrometria de massa em quatro pontos da fresa. ....	80
Figura 3.3 – Passo-a-passo da medição da geometria da fresa. ....	81
Figura 3.4 – Procedimento de medição da geometria da fresa. ....	82
Figura 3.5 – Geometria da ponta da fresa. ....	82
Figura 3.6 – Forma final dos corpos de prova. ....	84
Figura 3.7 – Equipamento de medição de tensão residual. ....	85
Figura 3.8 – Rotação na furação de aço ABNT1020. ....	88
Figura 3.9 – Rotação na furação de aço inoxidável AISI304L. ....	89
Figura 3.10 – Rotação na furação da liga de alumínio AA6061. ....	91
Figura 4.1 – Base de fixação e posicionamento dos corpos de prova durante os ensaios de furação. ....	95
Figura 4.2 – Procedimentos de posicionamento e realização dos ensaios. ....	96
Figura 4.3 – Esquema de posicionamento do corpo de prova. ....	98
Figura 4.4 – Corte dos corpos de prova para as análises. ....	100
Figura 4.5 – Procedimento de análise do fundo e da parede do furo, respectivamente. ....	101
Figura 4.6 – Procedimentos da análise metalográfica. ....	102
Figura 4.7 – Esquema da análise de rebarbas. ....	103
Figura 4.8 – Pontos de medição de dureza Vickers por microindentação. ....	104
Figura 4.9 – Esquema da análise de cavacos. ....	105
Figura 4.10 – Esquema da preparação para a análise da geometria dos furos. ....	106
Figura 4.11 – Interface de medição do perfil do fundo do furo no Alicona. ....	107
Figura 4.12 – Esquema da análise das ferramentas. ....	108
Figura 5.1 – Tensões residuais de usinagem para o aço ABNT1020. ....	111
Figura 5.2 – Tensões residuais de usinagem para o aço inoxidável AISI304L. ....	115



Figura 5.3 – Tensões residuais de usinagem para a liga de alumínio AA6061.....	119
Figura 5.4 – Parede do furo; material: aço ABNT1020. ....	121
Figura 5.5 – Fundo do furo; material: aço ABNT1020. ....	122
Figura 5.6 – Parede do furo; material: aço inoxidável AISI304L. ....	123
Figura 5.7 – Fundo do furo; material: aço inoxidável AISI304L. ....	124
Figura 5.8 – Parede do furo; material: liga de alumínio AA6061. ....	125
Figura 5.9 – Fundo do furo; material: liga de alumínio AA6061.....	126
Figura 5.10 – Chanfro produzido pela fresa no fundo do furo. ....	126
Figura 5.11 – Microestrutura da parede do furo no aço ABNT1020... ..	128
Figura 5.12 – Efeito da velocidade de avanço sobre a dureza na parede do furo no aço ABNT1020.....	129
Figura 5.13 – Microestrutura da parede do furo no aço inoxidável AISI304L.....	131
Figura 5.14 – Efeito da velocidade de avanço sobre a dureza na parede do furo no aço inoxidável AISI304L.....	132
Figura 5.15 – Microestrutura da parede do furo na liga de alumínio AA6061.....	135
Figura 5.16 – Efeito da velocidade de avanço sobre a dureza na parede do furo na liga de alumínio AA6061.....	136
Figura 5.17 – Rebarba na furação de aço ABNT1020. ....	138
Figura 5.18 – Rebarba na furação de aço inoxidável AISI304L. ....	139
Figura 5.19 – Rebarba na furação da liga de alumínio AA6061. ....	140
Figura 5.20 – Cavacos na furação de aço ABNT1020. ....	141
Figura 5.21 – Cavacos na furação de aço inoxidável AISI304L. ....	142
Figura 5.22 – Cavacos na furação da liga de alumínio AA6061.....	144
Figura 5.23a – Geometria do fundo do furo. ....	145
Figura 5.23b – Perfil do fundo do furo.....	145
Figura 5.24 – Fresa após furação em aço ABNT1020; $v_f=0,10\text{mm/min}$ . .....	148
Figura 5.25 – Fresa após furação em aço ABNT1020; $v_f=0,20\text{mm/min}$ . .....	149
Figura 5.26 – Fresa após furação de aço inoxidável AISI304L; $v_f=0,10\text{mm/min}$ . ....	150
Figura 5.27 – Fresa após furação de aço inoxidável AISI304L; $v_f=0,20\text{mm/min}$ . ....	151
Figura 5.28 – Fresa após furação da liga de alumínio AA6061; $v_f=0,10\text{mm/min}$ . ....	152
Figura 5.29 – Fresa após furação da liga de alumínio AA6061; $v_f=0,20\text{mm/min}$ . ....	153



## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Principais métodos de medição de tensões residuais.....	37
Tabela 2.2 – Tipos de cavacos. ....	75
Tabela 3.1 – Propriedades mecânicas dos materiais. ....	83
Tabela 3.2 – Parâmetros de furação nos três diferentes materiais para pressão de ar na turbina de 0,3MPa.....	92
Tabela 4.1 – Reagentes e tempo de ataque da metalografia. ....	102
Tabela 5.1 – Teste de hipóteses para as médias representativas da tensão residual $\sigma_x$ e $\sigma_y$ para a liga de aço ABNT1020. ....	110
Tabela 5.2 – Teste de hipóteses para as médias representativas da tensão residual de cisalhamento $\tau_{xy}$ para a liga de aço ABNT1020. ....	112
Tabela 5.3 – Teste de hipóteses para as médias representativas da tensão residual $\sigma_x$ e $\sigma_y$ para a liga de aço inoxidável AISI304L. ....	113
Tabela 5.4 – Teste de hipóteses para as médias representativas da tensão residual de cisalhamento $\tau_{xy}$ para a liga de aço inoxidável AISI304L. ....	116
Tabela 5.5 – Teste de hipóteses para as médias representativas da tensão residual $\sigma_x$ e $\sigma_y$ para a liga de alumínio AA6061. ....	117
Tabela 5.6 – Teste de hipóteses para as médias representativas da tensão residual de cisalhamento $\tau_{xy}$ para a liga de alumínio AA6061. ....	120



## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
<i>apud</i>	Citado em, conforme ou segundo
ASTM	<i>American Society for Testing Material</i>
CCD	<i>Charge-Coupled Device</i>
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung</i>
EDS	Espectroscopia de raio-X por dispersão em energia
ESPI	<i>Electronic Speckle Pattern Interferometry</i>
ETHZ	<i>Eidgenössische Technische Hochschule Zürich</i>
<i>et al</i>	Mais de dois autores
HE	Holografia Eletrônica
HV	Dureza Vickers
IWF	<i>Institut für Werkzeugmaschinen und Fertigung</i>
LABMETRO	Laboratório de Metrologia e Automatização
LABSOLDA	Instituto de Soldagem e Mecatrônica
LCM	Laboratório de Caracterização Microestrutural
LCME	Laboratório Central de Microscopia Eletrônica
LMP	Laboratório de Mecânica de Precisão
LPM	Laboratório de Propriedades Mecânicas
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
MTRES	Medição de Tensões Residuais
UFSC	Universidade Federal de Santa Catarina
USICON	Laboratório de Usinagem e Comando Numérico
3-D	Três dimensões



## LISTA DE SÍMBOLOS

### Letras maiúsculas

A	[mm <sup>2</sup> ]	Seção do cavaco de área A
A <sub>φ</sub>	[-]	Plano de cisalhamento
AlN	[-]	Nitreto de alumínio
d	[mm]	Diâmetro da ferramenta
F <sub>c</sub>	[N]	Força de corte
F <sub>f</sub>	[N]	Força de avanço
F <sub>p</sub>	[N]	Força passiva
F <sub>u</sub>	[N]	Força de usinagem
H <sub>0</sub>	[-]	Hipótese nula
H <sub>1</sub>	[-]	Hipótese alternativa
M <sub>z</sub>	[N.m]	Momento torçor
P <sub>te</sub>	[-]	Plano de trabalho
R <sub>a</sub>	[μm]	Desvio aritmético médio da rugosidade no comprimento de avaliação
T	[-]	Teste T
TiAlN	[-]	Nitreto de titânio e alumínio
TiN	[-]	Nitreto de titânio
$\bar{X}_{0,1}$	[-]	Valor médio ( $v_f=0,10$ mm/min)
$\bar{X}_{0,2}$	[-]	Valor médio ( $v_f=0,20$ mm/min)
$\bar{X}_{cp}$	[-]	Valor médio (corpo de prova)
$\bar{X}_{inf}$	[-]	Valor médio (região inferior ao furo)
$\bar{X}_{lat}$	[-]	Valor médio (região lateral ao furo)
Z	[-]	Teste Z

### Letras minúsculas

a <sub>p</sub>	[mm]	Profundidade de corte
b	[mm]	Largura de usinagem
d	[mm]	Diâmetro da ferramenta
f	[mm]	Avanço
f <sub>z</sub>	[mm/gume]	Avanço por gume
h	[mm]	Espessura de usinagem
h <sub>m</sub>	[mm]	Espessura mínima de cavaco
n	[rpm]	Velocidade de rotação
n <sub>0,1</sub>	[-]	Tamanho da amostra ( $v_f=0,10$ mm/min)

$n_{0,2}$	[-]	Tamanho da amostra ( $v_f=0,20\text{mm/min}$ )
$n_{cp}$	[-]	Tamanho da amostra (corpo de prova)
$n_{inf}$	[-]	Tamanho da amostra (região inferior ao furo)
$n_{lat}$	[-]	Tamanho da amostra (região lateral ao furo)
$r$	[mm]	Raio da ferramenta
$r_{pm}$	[-]	Rotação por minuto
$r_\epsilon$	[mm]	Raio de quina
$v_c$	[m/min]	Velocidade de corte
$v_e$	[mm/min]	Velocidade efetiva
$v_f$	[mm/min]	Velocidade de avanço
$\omega$	[rad/s]	Velocidade angular
$z$	[ $\mu\text{m}$ ]	Profundidade abaixo da superfície

### Letras gregas

$\alpha$	[ $^\circ$ ]	Ângulo de incidência
$\alpha_{fe}$	[ $^\circ$ ]	Ângulo de incidência efetivo
$\beta$	[ $^\circ$ ]	Ângulo de cunha
$\beta_{fe}$	[ $^\circ$ ]	Ângulo de cunha efetivo
$\gamma$	[ $^\circ$ ]	Ângulo de saída
$\gamma_{fe}$	[ $^\circ$ ]	Ângulo de saída efetivo
$\epsilon_r$	[ $^\circ$ ]	Ângulo de quina
$\epsilon$	[mm/mm]	Grau de deformação
$\eta$	[ $^\circ$ ]	Ângulo de direção efetiva
$\phi$	[ $^\circ$ ]	Ângulo do plano de cisalhamento
$\kappa$	[ $^\circ$ ]	Ângulo de direção do gume
$\lambda$	[ $^\circ$ ]	Ângulo de inclinação do gume
$\mu_{0,1}$	[-]	Valor médio ( $v_f=0,10\text{mm/min}$ )
$\mu_{0,2}$	[-]	Valor médio ( $v_f=0,20\text{mm/min}$ )
$\mu_{cp}$	[-]	Valor médio (corpo de prova)
$\mu_{inf}$	[-]	Valor médio (região inferior ao furo)
$\mu_{lat}$	[-]	Valor médio (região lateral ao furo)
$\rho$	[ $\mu\text{m}$ ]	Raio de gume
$\sigma$	[ $^\circ$ ]	Ângulo de ponta
$\sigma_E$	[MPa]	Tensão de escoamento
$\sigma_x$	[MPa]	Tensão residual na direção x
$\sigma_y$	[MPa]	Tensão residual na direção y
$\sigma_{\bar{x}_{0,1}}$	[-]	Desvio padrão da média ( $v_f=0,10\text{mm/min}$ )
$\sigma_{\bar{x}_{0,2}}$	[-]	Desvio padrão da média ( $v_f=0,20\text{mm/min}$ )



$\sigma_{\bar{x}_{cp}}$	[-]	Desvio padrão da média (corpo de prova)
$\sigma_{\bar{x}_{inf}}$	[-]	Desvio padrão da média (região inferior ao furo)
$\sigma_{\bar{x}_{lat}}$	[-]	Desvio padrão da média (região lateral ao furo)
$\tau_{xy}$	[MPa]	Tensão de cisalhamento



## SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO .....</b>	<b>31</b>
<b>2 ESTADO DA ARTE.....</b>	<b>35</b>
2.1 TENSÕES MECÂNICAS E TENSÕES RESIDUAIS .....	35
2.2 MÉTODOS PARA MEDIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS .....	36
2.3 MÉTODO DO FURO CEGO.....	38
2.3.1 Método do Furo Cego com <i>ESPI</i> .....	39
2.4 TENSÕES INTRODUZIDAS POR USINAGEM.....	47
2.4.1 Tensões em aços.....	55
2.4.2 Tensões em aços inoxidáveis austeníticos.....	58
2.4.3 Tensões em ligas de alumínio .....	60
2.5 PROCESSO DE FRESAMENTO .....	61
2.5.1 Ferramentas de fresamento.....	62
2.5.2 Geometria da ferramenta de corte .....	65
2.6 PROCESSO DE FURAÇÃO .....	67
2.6.1 Cinemática do processo.....	68
2.6.2 Formação do cavaco.....	73
2.6.3 Formação de rebarbas.....	75
2.7 DESGASTE EM FERRAMENTAS DE USINAGEM .....	76
<b>3 MATERIAIS E EQUIPAMENTOS .....</b>	<b>79</b>
3.1 TIPO DE PROCESSO DE FURAÇÃO .....	79
3.2 FERRAMENTA DE CORTE .....	79
3.3 MATERIAIS DE ENSAIO .....	83
3.3.1 Corpo de prova.....	83
3.4 BANCADA DE ENSAIOS DE FURAÇÃO.....	84
3.4.1 Sistema de furação .....	85
3.4.2 Sistema de medição de tensões .....	93
<b>4 PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL.....</b>	<b>95</b>
4.1 ENSAIOS DE FURAÇÃO.....	95
4.2 MEDIÇÃO DE TENSÕES DE USINAGEM .....	99
4.3 ANÁLISE DO FUNDO E DA PAREDE DO FURO .....	99
4.4 ANÁLISE METALGRÁFICA.....	101
4.5 ANÁLISE DE REBARBAS .....	103
4.6 MEDIÇÃO DE DUREZA.....	103
4.7 ANÁLISE DE CAVACOS .....	104
4.8 ANÁLISE DA GEOMETRIA DOS FUROS.....	105
4.9 ANÁLISE DAS FERRAMENTAS.....	107
<b>5 RESULTADOS E DISCUSSÕES .....</b>	<b>109</b>
5.1 TENSÕES INTRODUZIDAS POR USINAGEM.....	109
5.1.1 Tensões residuais em Aço ABNT1020 .....	109

5.1.2 Tensões residuais no aço inoxidável AISI304L.....	113
5.1.3 Tensões residuais na liga de alumínio AA6061 .....	117
5.2 ANÁLISES DA PAREDE E FUNDO DO FURO.....	120
5.2.1 Análise da parede e do fundo do furo no aço ABNT1020 .....	121
5.2.2 Análise da parede e do fundo do furo no aço inoxidável AISI304L .....	122
5.2.3 Análise da parede e do fundo do furo na liga de alumínio AA6061 .....	124
5.3 ANÁLISE METALOGRÁFICA E DE DUREZA.....	127
5.3.1 Análise da microestrutura e dureza da parede do furo no aço ABNT1020.....	127
5.3.2 Análise da microestrutura e dureza da parede do furo no aço inoxidável AISI304L .....	130
5.3.3 Análise da microestrutura e dureza da parede do furo na liga de alumínio AA6061.....	134
5.4 ANÁLISE DE REBARBAS .....	137
5.4.1 Análise de rebarbas na furação de aço ABNT1020 .....	137
5.4.2 Análise de rebarbas na furação de aço inoxidável AISI304L .....	138
5.4.3 Análise de rebarbas na furação da liga de alumínio AA6061 .....	139
5.5 ANÁLISE DOS CAVACOS .....	141
5.5.1 Análise de cavaco na furação de aço ABNT1020.....	141
5.5.2 Análise de cavaco na furação de aço inoxidável AISI304L.....	142
5.5.3 Análise de cavaco na furação da liga de alumínio AA6061.....	143
5.6 ANÁLISE DA GEOMETRIA DOS FUIROS .....	144
5.7 ANÁLISE DAS FERRAMENTAS .....	146
<b>6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>155</b>
6.1 CONCLUSÕES .....	155
6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....	158
<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>159</b>
<b>ANEXO A – Sistema de furação para altas e baixas velocidades de furação .....</b>	<b>169</b>
<b>ANEXO B – Comparação dos efeitos de profundidade e de integridade de superfície observados em diferentes processos de remoção de material .....</b>	<b>170</b>
<b>ANEXO C – Composição química, por elemento, dos materiais...171</b>	
<b>ANEXO D – Certificado de alívio de tensões aço ABNT1020.....172</b>	
<b>ANEXO E – Certificado de alívio de tensões aço inoxidável AISI304L.....173</b>	
<b>ANEXO F – Certificado de alívio de tensões liga de alumínio AA6061.....174</b>	

<b>APÊNDICE A – Detalhamento da base de fixação .....</b>	<b>175</b>
<b>APÊNDICE B – Detalhamento do corpo de prova.....</b>	<b>176</b>
<b>APÊNDICE C – Detalhamento do gabarito.....</b>	<b>177</b>



## 1 INTRODUÇÃO

A crescente produção e o consumo de petróleo e seus derivados demanda cuidado adequado no transporte desses produtos, principalmente por dutos. O desafio se concentra em aumentar a confiabilidade operacional dos dutos e estruturas auxiliares objetivando o aprimoramento da gerência e análise de riscos desse sistema, bem como programar manutenções preventivas evitando-se assim acidentes catastróficos.

Estas estruturas e equipamentos mecânicos em operação podem conter, além dos esforços mecânicos em serviço, tensões residuais. Convenientemente citam-se suas origens de pelo menos quatro fontes principais: do processo de montagem, das tensões de origem térmica, das decorrentes da interação com o meio ambiente e as do processo de manufatura. Para a prevenção de falhas destes componentes ou estruturas mecânicas, faz-se necessária a verificação de tensões residuais e o monitoramento das tensões mecânicas de operação [1, 2].

Existem vários métodos experimentais para determinação de tensões residuais e a grande vantagem destes é que não é necessário um conhecimento amplo do processo de fabricação, podendo-se medir diretamente no componente final. Entre as técnicas de medição, opta-se normalmente pelas não-destrutivas ou semi-destrutivas, ou seja, que não comprometam a integridade do componente mecânico [3].

O Método do Furo Cego está atualmente bastante difundido na indústria e amplamente abastecido de informações provenientes de pesquisas científicas. Este método consiste na usinagem de um furo cego com um diâmetro usualmente não maior que 2mm, que provocará o alívio das tensões residuais atuantes sobre o volume de material removido. Sendo assim, as tensões se redistribuem na região adjacente ao furo, provocando um deslocamento da superfície.

O emprego de uma combinação entre o Método do Furo Cego e a técnica *ESPI* (*Electronic Speckle Pattern Interferometry*), também denominada por Holografia Eletrônica (HE), apresenta grandes vantagens, entre elas a possibilidade de se medir tensão em determinadas regiões de forma prática e rápida, principalmente pela substituição do uso de extensômetros de resistência elétrica (*strain gages*), que demandam de uma mão-de-obra bem treinada, elevado tempo de preparação da superfície a ser analisada, instrumentação e tratamento dos dados.

Segundo Hetch [4], Jones e Wykes [5] e Albertazzi e Viotti [6], o fenômeno do granulado óptico (*speckle*) é uma consequência da interação entre a luz de uma fonte laser e a microgeometria de uma superfície rugosa. Deste modo são visíveis pontos claros e escuros, resultantes da

reflexão difusa da luz devido à rugosidade, distribuídos aleatoriamente na imagem da superfície sendo vistos tanto a olho nu, como por uma câmera. A interferência é produzida quando a luz proveniente da distribuição do granulado óptico é sobreposta a uma luz de referência ou a outra distribuição de granulado. O resultado final de tal sobreposição é um novo campo de granulado óptico, chamado de interferograma, sobre o qual a distribuição do padrão *speckle* é alterada se houverem movimentações da superfície rugosa. A técnica da Holografia Eletrônica baseia-se na comparação entre os interferogramas capturados antes e após a execução de um furo sobre a peça a ser analisada. Por meio de processamento digital de imagens, essa técnica combina os interferogramas e permite a obtenção de um campo de deslocamentos pontuais sobre a superfície. Finalmente, este campo de deslocamentos pode ser relacionado ao campo de tensões presente na região através da teoria de deformação elástica linear em sólidos.

O objetivo principal deste trabalho é estudar a introdução de tensões pelo processo de furação do furo cego como uma consequência direta dos parâmetros de usinagem selecionados, tal como das ferramentas empregadas para a furação. Busca-se ainda identificar as características comuns de furos produzidos pela mesma combinação de parâmetros, principalmente quanto à textura, microestrutura e dureza da parede, formação de rebarbas e formas características dos cavacos provenientes do processo de furação. Visa-se também realizar uma análise dos principais mecanismos de desgaste presentes nas ferramentas. Como materiais de ensaio serão preparados corpos de prova da liga de aço ABNT1020, aço inoxidável AISI304L e alumínio AA6061. Após sua preparação nas dimensões projetadas estes serão submetidos ao processo de alívio de tensões como condição para a eliminação das tensões residuais de manufatura. Sendo assim, são propostos ensaios de furação variando-se apenas a velocidade de avanço da ferramenta de corte, uma vez que a turbina pneumática não confere um torque constante à ferramenta e inviabilizando assim a diminuição de sua rotação. Como ferramentas de corte serão utilizadas fresas de topo de metal-duro, à base de carboneto de tungstênio, tipo cone invertido sem revestimento e de diâmetro 1,6mm, de uso odontológico. Os ensaios de furação e medição de tensão residual serão conduzidos no LABMETRO fazendo-se uso do equipamento medidor de tensões residuais MTRES.

O presente trabalho foi desenvolvido no escopo do projeto CARD3 (Avaliação do Carregamento em dutos através das Tensões Residuais) no Laboratório de Metrologia e Automatização (LABMETRO) com a parceria do Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP),



ambos da Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC). Também foi utilizada a infraestrutura de outros laboratórios da UFSC, como o Instituto de Soldagem e Mecatrônica (LABSOLDA), Laboratório de Caracterização Microestrutural (LCM), Laboratório Central de Microscopia Eletrônica (LCME), Laboratório de Propriedades Mecânicas (LPM), Laboratório de Usinagem e Comando Numérico (USICON) e o *Institut für Werkzeugmaschinen und Fertigung* da *Eidgenössische Technische Hochschule Zürich*, da cidade de Zurique na Suíça. O projeto em questão é mantido através de suporte financeiro pela PETROBRAS.



## 2 ESTADO DA ARTE

Neste capítulo serão descritas as principais variáveis que influenciam o processo de fabricação de furos cegos para medição de tensão residual pelo *Método do Furo Cego*. Será feita também uma revisão sobre os tipos de tensões mecânicas e residuais, métodos mais empregados para medi-las, a importância da ferramenta de corte e da seleção de parâmetros de usinagem adequados para a produção do furo cego, bem como as características principais das superfícies usinadas e sua influência sobre o método e resultado da medição de tensão residual.

### 2.1 TENSÕES MECÂNICAS E TENSÕES RESIDUAIS

Tensões residuais são aquelas presentes em componentes mecânicos ou estruturas, mesmo na ausência de carregamentos externos. Estas apresentam a particularidade de se encontrarem em estado de equilíbrio, assim como de se somarem às tensões geradas por carregamentos externos aplicados [7, 8].

O conhecimento do campo de estado de tensão residual é extremamente importante, sobretudo com relação à segurança e prevenção de falhas. Qualquer equipamento mecânico pode se danificar e comprometer sua função quando a composição das tensões residuais e as de operação ultrapassar os limites de escoamento do material. Na Figura 2.1 pode-se observar um duto rompido após uma explosão que poderia ter sido evitada caso houvesse um monitoramento periódico do mesmo.

Figura 2.1 – Duto danificado após explosão.



FONTE: Adaptado de Ferreira [9].

As tensões residuais são causadas por singularidades denominadas discordâncias, que podem surgir na rede cristalina dos materiais de forma macroscópica, microscópica e submicroscópica [2, 3]:

- **Tensões residuais macroscópicas:** têm a sua extensão sobre grandes volumes de material, com magnitude e direções principais não necessariamente constantes e, em função disto, as deformações originadas são praticamente uniformes para muitos grãos. Estas assumem um estado de equilíbrio e qualquer alteração na peça, como a retirada de material ou o surgimento de uma nova superfície, exige um rearranjo das tensões para que uma nova configuração de equilíbrio seja atingida [3, 8, 10].
- **Tensões residuais microscópicas:** este tipo de tensão residual atua basicamente em áreas do tamanho de um grão do material da peça de modo que a região de influência no equilíbrio destas tensões se estende a um número pequeno de grãos. São naturais do processo de orientação dos grãos [3, 8, 10].
- **Tensões residuais submicroscópicas:** são resultantes de imperfeições da rede cristalina, ocorrendo principalmente em regiões próximas às discordâncias. Ocorrem ao longo de pequenas frações de um grão, surgindo devido às características atômicas da rede cristalina (impurezas de ponto, vazios etc.) e ao equilíbrio de forças e momentos [3, 8, 10].

## 2.2 MÉTODOS PARA MEDIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS

Existem vários métodos de medição de tensão residual e a sua seleção depende de vários elementos, entre eles: a) da natureza do campo de tensões, b) do tipo de tensões (macroscópicas, microscópicas ou submicroscópicas), c) do tempo e recurso disponíveis, d) da incerteza necessária na medição, e) da geometria da região (profundidade, geometria e forma), e) do local de medição (em campo ou no laboratório) [3, 10]. As várias técnicas de medição de tensões residuais podem ser classificadas em métodos Semi-destrutivos, Destrutivos e Não-destrutivos, conforme mostrado na Tabela 2.1.

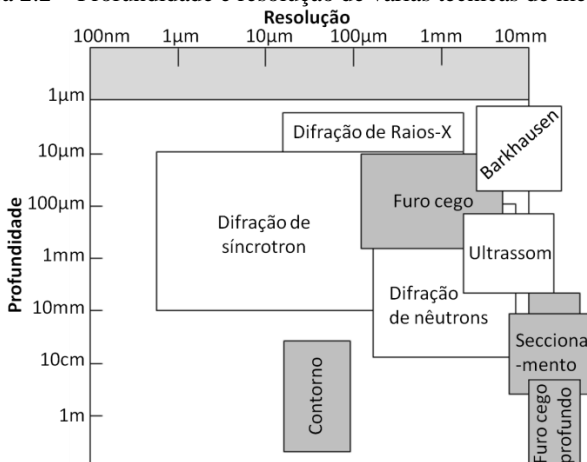
Tabela 2.1 – Principais métodos de medição de tensões residuais.

Divisão	Métodos	Observações
Semi-destrutivos	Furo cego	Execução de um furo, alívio localizado de tensão.
Destrutivos	Remoção de Camadas (Deflexão)	Camadas retiradas por ataque químico. Pode estar aliada ao Método de Difração de Raios-X (método não-destrutivo).
	Seccionamento	Cortes parciais longitudinais ou transversais ao eixo de peças axisimétricas.
Não-destrutivos	Difração de Raios-X	Variação das distâncias entre os planos atômicos.
	Difração de nêutrons	Análogo ao Método de Raios-X, no entanto, com maior profundidade de penetração.
	Ultrassom	Variação da velocidade de ondas ultrassônicas no interior do material.
	Magnético	Relação entre propriedades magnéticas.

Fonte: Rodacoski [3], Sutério [10].

Para a seleção do método mais adequado de medição de tensão residual deve-se conhecer a resolução e profundidade a que cada método permite a medição, conforme mostrado na Figura 2.2.

Figura 2.2 – Profundidade e resolução de várias técnicas de medição.

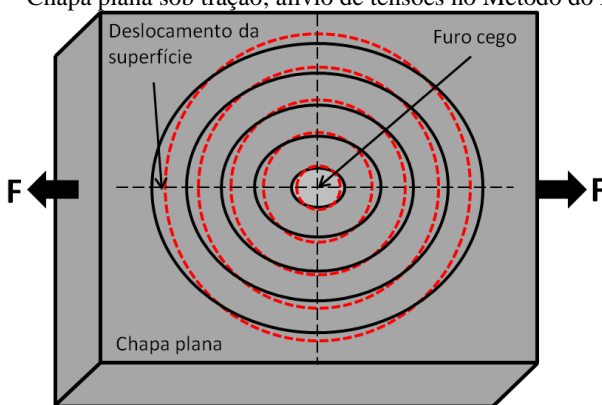


FONTE: Rossini *et al* [11].

## 2.3 MÉTODO DO FURO CEGO

A medição de tensões residuais pode ser executada aplicando-se diferentes métodos. Um dos métodos que mais se destaca e vem sendo bastante estudado por uma série de pesquisadores é conhecido como *Método do Furo Cego*, como representado na Figura 2.3. Este é o método comumente utilizado e também considerado um dos melhores métodos experimentais de medição de tensões residuais [12]. Datado da década de 1930, foi estudado pela primeira vez por Josef Mathar, que utilizou a solução de Kirsch e o princípio da superposição para quantificar o nível de tensão em uma peça proveniente do alívio mecânico induzido pela execução de um furo [3, 10].

Figura 2.3 – Chapa plana sob tração; alívio de tensões no Método do Furo Cego.



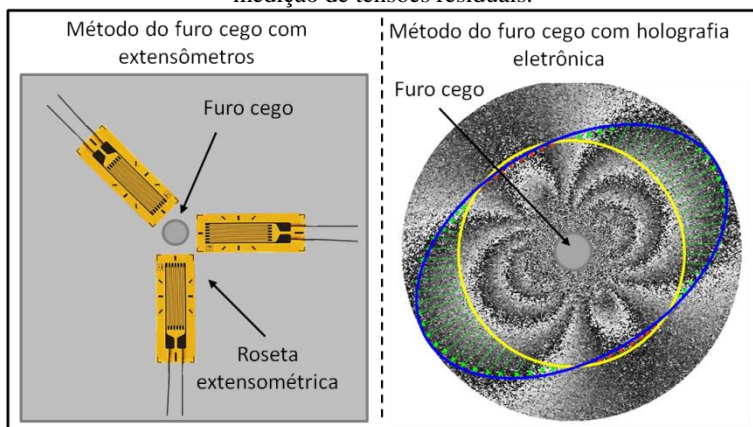
FONTE: Do autor.

O método é comumente utilizado tanto em aplicações industriais como laboratoriais combinado com extensômetros elétricos (*strain gages*). Entretanto, esta combinação do método apresenta algumas desvantagens práticas e funcionais [2, 13, 14], como: a) a exigência de uma superfície plana, lisa e limpa para colar os extensômetros, b) a necessidade de um operador treinado para preparar a superfície, c) os altos custos e tempo para colar os extensômetros e conectá-los, d) necessidade de um alinhamento preciso entre o sistema de furação e o centro da roseta extensométrica.

Nesta técnica, os extensômetros realizam a medição de deformações próximas à borda do furo e em três direções tangentes à superfície que está sendo avaliada, sendo conhecidas como deformações “no plano” [7].

A partir da década 1980, um grande número de pesquisadores passou a explorar a possibilidade de determinar tensão residual em um material através da utilização de técnicas ópticas juntamente com o Método do Furo Cego. A preparação da superfície a ser analisada pela extensometria demanda uma preparação inicial muito grande em relação ao método de medição por princípios ópticos (Figura 2.4).

Figura 2.4 – Comparação entre o uso de extensômetros e princípios ópticos para medição de tensões residuais.



FONTE: Do autor.

As técnicas ópticas de identificação dos deslocamentos da superfície em torno do furo cego vieram, na realidade, substituir as rosetas extensométricas [14].

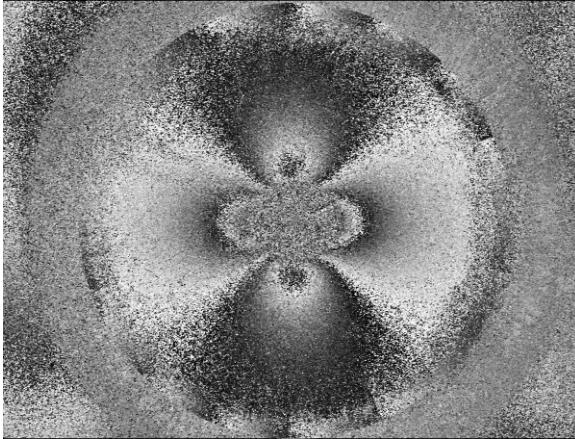
### 2.3.1 Método do Furo Cego com *ESPI*

A técnica *ESPI* tem sido utilizada para a medição de microdeslocamentos, vibrações, propriedades mecânicas de materiais, deformações mecânicas e tensões (Kobayashi *apud* Willemann [15]).

O fenômeno do granulado óptico (*speckle*) é uma consequência da interação entre a luz coerente de uma fonte laser e a microgeometria de uma superfície rugosa. Muitos pontos claros e escuros, resultantes das interações entre reflexões de várias direções devido à rugosidade, distribuem-se aleatoriamente na imagem da superfície iluminada pela luz coerente e podem ser vistos tanto a olho nu, como por uma câmera. A interferometria é produzida quando a luz proveniente da distribuição do granulado óptico é sobreposta a uma luz de referência ou a outra

distribuição de granulado [4, 5, 6]. A Figura 2.5 ilustra as franjas de deslocamento após a introdução de um furo cego na peça.

Figura 2.5 – Franjas de interferência devido à diferença de fase gerada pelo campo de deslocamentos ao redor do furo cego.



FONTE: Albertazzi Jr. [16].

O resultado final de tal sobreposição é um novo campo de granulado óptico, chamado de interferograma, sobre o qual a distribuição do padrão *speckle* é alterada se houver movimentações da superfície rugosa. A técnica *ESPI* (*Electronic Speckle-Pattern Interferometry*) baseia-se na comparação entre os interferogramas capturados antes e após a execução de um furo sobre a peça a ser analisada. Por meio de processamento digital de imagens, essa técnica combina os interferogramas e permite a obtenção de um campo de deslocamentos pontuais sobre a superfície que pode ser relacionado ao campo de tensões presente na região [6].

O Método do Furo Cego associado a *ESPI* implica na adoção de algumas suposições para que seu equacionamento seja aproximado por um modelo teórico simples. Essas suposições, segundo Upshaw [17], são:

- Material isotrópico e homogêneo;
- Todas as deformações são elásticas lineares;
- A peça possui espessura que pode ser considerada infinita na escala de medição de microdeformações;
- A usinagem do furo não introduz deformações plásticas;
- A superfície da peça sobre a qual o furo será produzido é plana;



- O fundo do furo é “perfeitamente” plano;
- Não há variações na intensidade do laser;
- As duas únicas fontes de alterações no caminho óptico da luz coerente refletida na superfície são: microdeformações observadas pelo relaxamento resultante do furo e movimentações de corpo rígido;
- Essas deformações na superfície são significativamente menores do que o tamanho do granulado óptico gerado pela configuração do sistema;
- O passo do deslocamento de fase para geração das franjas de interferência é uniforme.
- Não há ruído no sensor da câmera.

Schajer [18] admite que muitas dessas suposições não são, *de facto*, observadas no sistema real e disso decorrem várias fontes de incerteza. Algumas aproximações podem ser corrigidas por coeficientes adicionados ao equacionamento, mas sempre haverá erro associado às medições. A obtenção do furo cego deve ser feita com um elevado controle do processo, pois essa é uma das maiores fontes de incerteza no cálculo de tensões residuais. Sua usinagem introduz um campo adicional de deformações na região, o furo pode não ter boa qualidade ou ainda não estar concêntrico com a roseta de extensômetros de medição (este último problema é menos relevante quando se utilizam técnicas ópticas).

#### a) Considerações acerca do Método do Furo Cego

O modelo teórico para medição de tensões residuais prevê um furo perfeitamente cilíndrico, ortogonal em relação à superfície e passante. Quanto mais próximo a esta geometria for o furo produzido, melhor será a representatividade do modelo. Coeficientes numéricos são introduzidos à formulação para corrigir o fato de quando ele não é passante, mas deve ainda assim ter fundo plano [12].

As tensões introduzidas durante a usinagem pela plastificação da parede do furo e a deformação aparente causada pelo aumento de temperatura da região são as maiores fontes de incerteza no Método do Furo Cego. Em seu trabalho, Rodacoski [3] recomenda que a fração de tensões introduzidas pela usinagem não exceda 3% do valor de tensões residuais a medir. O mesmo autor ainda sugere esperar algum tempo após a furação antes de realizar as medições, o que permite a dissipação do calor gerado pelo processo de corte.

Tensões residuais são introduzidas na peça durante a produção do furo e elas são observadas através da plastificação do material na região, do endurecimento da superfície da parede do furo e do aumento de defeitos microestruturais. A espessura da camada plastificada é influenciada, principalmente, pelos seguintes fatores: força de corte; gradiente de temperatura; geometria, propriedades, estado de afiação e desgaste da ferramenta; tipo de material usinado e taxa de remoção de material. Ferramentas revestidas com nitreto de titânio (TiN) apresentam melhores resultados, pois a redução do coeficiente de atrito entre a face da ferramenta e o cavaco é maior [3, 8].

A forma do furo também tem um papel importante: um erro na circularidade de 2% do diâmetro causa erros de 4,5% nos valores de tensão obtidos pelo método. Os diâmetros dos furos obtidos por sistemas a alta rotação são geralmente maiores do que os diâmetros das ferramentas. Isso se deve às folgas radiais, à excentricidade e à rigidez do conjunto. Como neste caso a furação é feita por uma fresa – ferramenta que não é autocentrante com o furo – na região central praticamente não existe corte, mas sim um esmagamento do material. Este esmagamento origina forças que tendem a deslocar lateralmente a ferramenta. Esses deslocamentos laterais são observados como vibração da fresa e introduzem tensões durante a remoção de material [3, 8, 19].

A excentricidade do furo com relação ao centro óptico do sistema de medição causa erros de 3,5% no valor da tensão a cada 0,5mm de erro no alinhamento. Além disso, o furo deve ser ortogonal com relação ao sistema óptico: são observados erros de 17% nos valores de tensão para cada  $\pm 15^\circ$  no ângulo relativo entre eles [3].

O diâmetro e a profundidade do furo devem ser bem conhecidos. Variações no diâmetro das ferramentas e dificuldade de medição do diâmetro do furo devido às rebarbas são fontes de erros, assim como incerteza nas medições de profundidade do furo. A região próxima à borda do furo é plastificada no processo de usinagem e por isso a formulação linear se torna inválida para esta região [3, 8].

Nelson *et al* [20] ainda sugere que quando o diâmetro do furo cego for maior que 1,58mm, a distância mínima entre o centro de furos consecutivos deveria ser, de no mínimo, seis vezes o seu diâmetro. Hampton *apud* Nelson *et al* [20], Nawwar e Shewchuk [21] e Nelson *et al* [22] comentam que, mediante estudos experimentais, as interações entre furos são insignificantes para furos espaçados de cinco ou mais diâmetros de distância entre centros.

## b) Investigações sobre o Método do Furo Cego

Inicialmente, quando este método surgiu, eram usadas furadeiras manuais, como no trabalho pioneiro de Mathar em 1934, mas as velocidades de corte aumentaram com a passagem dos anos e, a partir de 1980, tornou-se comum o uso de furadeiras de uso odontológico, que têm turbinas de altíssima velocidade angular. A medição em materiais muito duros, como cerâmicas e algumas ligas de aços, apresenta outros desafios porque até mesmo as ferramentas de metal-duro à base de carboneto de tungstênio rapidamente perdem a afiação durante sua usinagem, o que introduz consideráveis níveis de tensão à peça, aumentando assim a incerteza da medição [3].

O trabalho mais citado, quando se faz menção aos parâmetros de usinagem utilizados na fabricação do furo cego, pertence a Michael Flaman. Seus estudos fundamentam a norma ASTM E 837-08<sup>e2</sup> [12] que orienta os procedimentos dessa técnica de medição de tensões residuais.

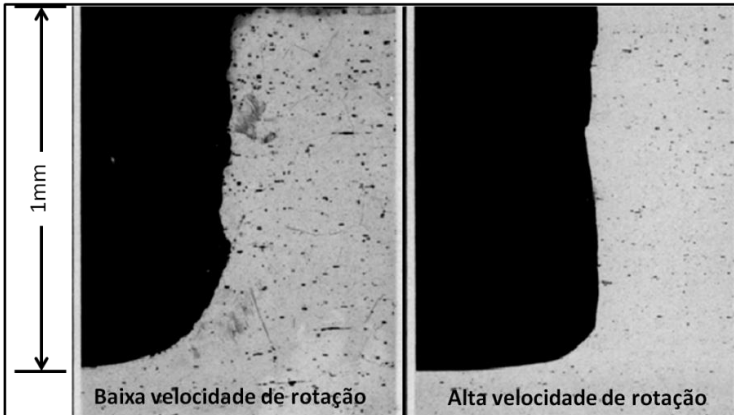
Nos ensaios de furação conduzidos por Flaman [23] fez-se uso de uma furadeira, modelo “Buffalo 200”, a ar comprimido, capaz de atingir uma rotação de 400.000rpm e uma furadeira elétrica com rotação constante a 1.000rpm (Ver Anexo A).

A ferramenta utilizada foi uma fresa de topo de metal-duro, à base de carboneto de tungstênio, de uso odontológico, geometria de cone invertido, fundo plano e diâmetro de 1,6mm. Uma segunda fresa, de aço-rápido e diâmetro 1,56mm, foi empregada nos ensaios a baixa velocidade de rotação. O avanço foi controlado com um micrômetro até que a profundidade desejada fosse atingida, sendo que a profundidade de cada incremento foi de 0,127mm. Cinco corpos de prova de diferentes materiais – aço de médio teor de carbono, aço inoxidável AISI304, liga de níquel 200, liga de alumínio AA6061 e cobre comercial puro – foram fabricados para comparar os processos de obtenção do furo. Estes foram usinados de um cilindro com diâmetro 28,6mm para uma barra com dimensões 610mmx25mmx12mm e posteriormente submetidos a um processo de alívio de tensões num forno a vácuo.

Além da medição de tensão residual, Flaman [23] fez comparações qualitativas entre os furos produzidos por alta e baixa velocidade de rotação no corpo de prova de aço de médio teor de carbono (Figura 2.6). A seção transversal dos furos foi visualizada e fotografada por um microscópio e observou-se que, confrontando o furo usinado a alta velocidade de rotação com o obtido a baixa velocidade de rotação: a) a parede do furo é muito mais regular e retilínea e b) o fundo do furo é mais plano com cantos menos arredondados. As imagens produzidas do cava-

co resultante da usinagem a alta velocidade de rotação indicam um cavaco menor e mais equidimensional, sugerindo menos danos ao material base.

Figura 2.6 – Seção transversal do furo, material: aço de médio teor de carbono.



FONTE: Flaman [23].

Os métodos de furação, a alta ou baixa velocidade de rotação, foram empregados com base na suposição de que a tensão residual nos corpos de prova fosse, quando esta existisse, baixa e uniforme. Sendo assim, o procedimento experimental tornar-se-ia válido para aferir somente a tensão residual do processo de usinagem do furo.

Os dois métodos foram comparados, em cada corpo de prova, através da análise das tensões medidas pela roseta extensométrica. Os resultados obtidos por Flaman [23] mostram, no aço de médio teor de carbono, aço inoxidável AISI304 e a liga de níquel 200, níveis de tensão medidos a alta velocidade de rotação muito menores quando comparados à usinagem a baixa velocidade de rotação. No cobre e na liga de alumínio AA6061, contudo, apesar dos níveis de tensão estarem em um patamar menor no processo a alta velocidade de rotação, eles não podem ser desprezados. Como não é possível distinguir as tensões medidas, também não é possível aprovar ou descartar a usinagem a alta velocidade como método mais indicado de obtenção do furo em tais materiais. O autor ainda afirma que o fresamento a baixas velocidades de rotação, em contrapartida, provavelmente introduz uma quantidade de carregamento maior nestes materiais, pois as medições indicam valores muito grandes de tensão residual.

Em síntese, Flaman [23] pressupõe que, aparentemente, a furação a altas velocidades de rotação é mais indicada para a obtenção do furo cego na medição de tensões residuais. Ainda assim, há maior introdução de tensão por ambos os métodos em materiais de baixa dureza.

O estudo de Flaman [23] foi realizado em 1982 e, desde então, foi sempre recomendado o uso das maiores velocidades de rotação possíveis para a obtenção do furo, mesmo quando havia uma extensa faixa de valores para a rotação que não foi investigada ( $2.000\text{rpm} < n > 400.000\text{rpm}$ ).

Objetivando estudar as fontes de incerteza da técnica e verificar a conclusão à qual Flaman chegou em 1982, Upshaw [17] realizou em 2011 experimentos em corpos de prova fabricados a partir dos seguintes materiais: liga de alumínio AA6061-T651 e aço inoxidável AISI304. Enquanto Flaman utilizou uma furadeira acionada por uma turbina pneumática, no estudo de Upshaw foi usado um motor elétrico para rotacionar a ferramenta, possibilitando assim a usinagem do furo com diversos valores de rotação entre 2.000 e 40.000rpm. Para realizar suas medições, Upshaw [17] empregou um sistema de medição bi-axial *ES-PI*.

Após o tratamento térmico para alívio de tensões nos corpos de prova, os corpos de prova de Upshaw foram submetidos a um carregamento equivalente a 50% do valor respectivo do limite de escoamento. Nenhuma diferença na introdução de tensões foi notada ao usar o furo na liga de alumínio com diferentes velocidades: os valores medidos foram constantes para todas as rotações da ferramenta. No aço inoxidável, observou-se a queda da qualidade dos furos em função do decréscimo da velocidade de rotação e com isso houve maior introdução de tensões em sua usinagem. Contudo, isso ocorreu apenas para velocidades inferiores a 6.000rpm, não tendo sido observada nenhuma distinção nos valores de tensão introduzidos no aço inoxidável pela usinagem do furo para velocidades superiores a 8.000rpm.

Finalmente, Upshaw [17] concluiu que velocidades de rotação entre 2.000 e 40.000rpm na usinagem do furo cego não introduzem um campo significativo de tensões no alumínio e que, visualmente, não há perda de qualidade do furo ao utilizar rotações menores para este tipo de material. Na usinagem do aço inoxidável, o autor afirmou que velocidades de rotação acima de 8.000rpm também são praticáveis sem problemas. Velocidades abaixo de 6.000rpm, contudo, causam muito ruído e vibrações.

Estudos mais recentes conduzidos por Nelson *et al* [20] procuram investigar tensões residuais uniaxiais que possam estar presentes em

corpos de prova como resultado da sua fabricação, assim como as tensões residuais que possam ter sido introduzidas pelo próprio processo de furação do furo cego. Os autores informam apenas que foi utilizada uma turbina elétrica com velocidade de rotação de aproximadamente 10.000rpm e fresas de topo com fundo plano. Fazendo-se uso da técnica da holografia eletrônica, não foi observada nenhuma franja de interferência discernível nos corpos de prova da liga de alumínio AA7075-T651. Por sua vez, observou-se pelo menos uma franja visível nos corpos de prova de aço inoxidável AISI304L, indicando um nível de tensão correspondente a menos de 20MPa. Segundo os autores, esses níveis baixos de tensão residual não comprometem seriamente os resultados dos testes.

Nau e Scholtes [24] comentam que existem poucos dispositivos de furação integrados a medição de tensão residual disponíveis comercialmente como, por exemplo, o *RS-200 Milling Guide* (Vishay Precision Group), o *RESTAN-MTS3000* (Sint Technology) e o *Prism system* (Stresstec). Este último contempla a técnica *ESPI*, enquanto os dois primeiros sistemas funcionam convencionalmente com rosetas extensométricas. Os autores ainda ressaltam que o princípio de funcionamento é sempre o mesmo: a furação é realizada a alta velocidade de rotação (300.000 a 400.000rpm) por meio de turbinas a ar ou elétricas e o diâmetro dos furos varia de 0,8-1,8mm, introduzidos de forma incremental. No que concerne à ferramenta de corte, normalmente faz-se uso de fresas odontológicas de metal-duro à base de carboneto de tungstênio de seis gumes, por vezes revestidas com TiN, AlN ou sem revestimento.

Nos últimos anos, uma centena de artigos foi produzida estudando o Método do Furo Cego para medição de tensão residual. Observou-se que aproximadamente 25% destes fazem menção aos parâmetros de usinagem utilizados na execução do furo cego. Dentre estes, a grande maioria menciona somente a velocidade de rotação da furadeira. É conveniente enfatizar que raramente algum artigo faz uso da denominação “velocidade de corte”, sistematicamente comutada pela expressão “velocidade de rotação”. Adicionalmente, outro parâmetro importante da usinagem – o avanço – é comumente omitido.

Em uma parcela muito pequena de artigos leem-se relatos sobre a geometria da fresa utilizada no método. São informados apenas, quando muito, a quantidade de gumes, seu material e revestimento. O raio de gume ou ângulo de saída são sumariamente ignorados em contrassenso a sua relevante influência sobre o resultado final da usinagem de qualquer componente, em sintonia com os demais parâmetros de corte.

Fica evidente a desatenção para com os parâmetros de corte utilizados na usinagem do furo cego por julgar-se que estes estão devidamente respaldados pela norma ou, então, pelo desconhecimento dos pesquisadores dos efeitos de condições de corte adversas para diferentes materiais sobre a integridade da superfície usinada e presumidamente sobre o resultado da medição. De fato, constata-se a omissão na informação dos parâmetros de corte empregados na fabricação do furo cego, mesmo que estes estão consoantes com a norma ASTM E 837-08<sup>e2</sup> [12].

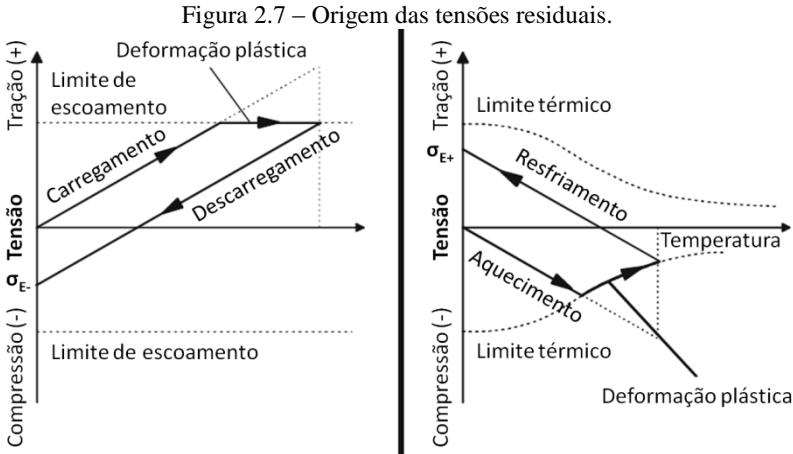
Fica claro, contudo, que as influências da usinagem sobre a qualidade do furo são bem conhecidas. Porém, não são adotados parâmetros que inibem as incertezas, ou seja, o valor de tensão residual pode ser mascarado pelo desconhecimento da qualidade do furo.

## 2.4 TENSÕES INTRODUZIDAS POR USINAGEM

As tensões residuais induzidas por remoção de material, como um dos principais elementos da integridade da superfície, têm uma grande influência na qualidade e tempo de vida de peças usinadas, especialmente na sua resistência à corrosão e resistência à fadiga [25, 26, 27]. A confiabilidade de um componente mecânico depende, principalmente, do estado físico de suas camadas próximas à superfície. Estas camadas podem estar submetidas a tensões trativas ou compressivas. O conhecimento deste estado de tensões, que é introduzido pela usinagem, é de grande importância na prevenção de falhas. Além do mais, a distribuição de tensões no componente mecânico implica em distorções dimensionais/geométricas após a usinagem, causando inúmeros problemas na montagem de máquinas ou estruturas e afetando a integridade estrutural de todo um conjunto [28].

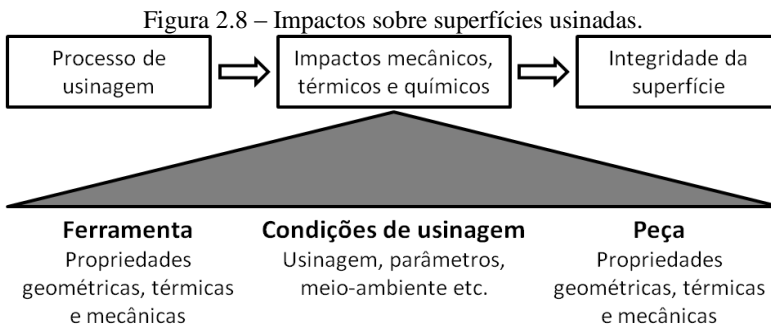
Encontra-se na literatura, geralmente por meio de experimentos, que o valor absoluto da tensão residual próximo à superfície é elevado e diminui continuamente com o aumento da profundidade abaixo da superfície usinada. A tensão residual pode ser de tração ou de compressão e a camada afetada pode ser superficial ou profunda, dependendo das condições de corte, do material de trabalho e da geometria da ferramenta. A tensão residual de compressão pode estar na superfície e a de tração, logo abaixo da superfície ou vice-versa. Tensões residuais de compressão geralmente melhoram o desempenho e a vida útil dos componentes, pois reduzem o trabalho de tensões de tração e inibem a nucleação de trincas. Por outro lado, as tensões residuais de tração podem aumentar significativamente a atuação das tensões e podendo levar a uma falha prematura dos componentes [29].

A Figura 2.7 apresenta os mecanismos fundamentais de formação de tensões residuais induzidas mecanicamente e termicamente em uma peça por um processo de manufatura genérico.



FONTE: König e Klocke [30].

A característica da distribuição de tensões residuais na superfície de uma peça usinada depende da velocidade de corte, da velocidade de avanço, da profundidade de corte, da geometria da ferramenta, do emprego ou não de meio lubrificante e, sobretudo, do material da peça. Normalmente, impactos mecânicos, térmicos e químicos estão agindo ao mesmo tempo, com influências que se sobrepõem [26, 29, 31], conforme ilustra a Figura 2.8.



FONTE: Brinksmeier [31].

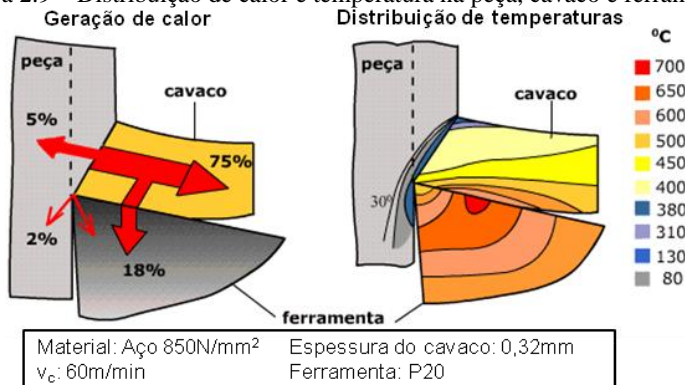


As tensões residuais são geralmente produzidas por deformação plástica não homogênea induzida pelos fenômenos mecânicos e térmicos. Estes estão associados com o processo de formação de cavaco e da interação entre a região do gume da ferramenta e a superfície da peça recém-usinada [26, 29, 31].

O calor gerado na interface ferramenta e peça influencia fortemente o desempenho da ferramenta e é particularmente importante na determinação das taxas de remoção em materiais como o aço, ferro e outros metais e ligas de elevado ponto de fusão. O calor gerado durante o processo de corte – nas zonas de cisalhamento – é transmitido para a peça, o cavaco e a ferramenta (Figura 2.9).

O grau de deformação do material da região de escoamento na superfície inferior do cavaco é superior ao da região de cisalhamento, onde ele é formado, de modo que a temperatura entre o cavaco e a face da ferramenta é consideravelmente superior ao da zona de cisalhamento [32, 33, 34].

Figura 2.9 – Distribuição de calor e temperatura na peça, cavaco e ferramenta.



Fonte: Adaptada de König e Klocke [30].

O aquecimento da peça pode, em determinados casos, ser considerado benéfico, uma vez que reduz a tensão de cisalhamento do material. Deste modo, os esforços necessários para deformar o material e o separar da peça na forma de cavaco tornam-se consideravelmente menores. No entanto, pode causar problemas dimensionais ou transformações de fase na superfície do material, com modificações de suas propriedades. Já em relação à ferramenta, a elevação da temperatura induz a redução da sua resistência mecânica, o que acelera seu desgaste. Como con-

sequência, tem-se uma redução na vida da ferramenta e limitações nas condições de corte [32, 34, 35].

Os tipos de alterações na superfície e subsuperfície associadas com as práticas de remoção de metal, segundo a ASM [36], são:

#### **Alterações mecânicas:**

- deformações plásticas (como resultado de trabalho a quente ou frio);
- dobras, rasgos ou fendas como defeitos (associado com gume postiço);
- alterações de dureza;
- trincas (macroscópicas e microscópica);
- distribuição de tensão residual;
- plastificação de cavacos sobre a superfície;
- vazios, poros, rebarbas ou inclusões de material externo na superfície.

#### **Alterações metalúrgicas**

- transformação de fases;
- tamanho e distribuição de grãos e de precipitados;
- escamas e inclusões de material externo;
- recristalização;
- martensita destemperada ou martensita super temperada;
- reversão da austenita.

#### **Alterações químicas**

- ataque, corrosão e oxidação intergranular;
- dissolução preferencial de microconstituintes;
- contaminação;
- fragilização pela absorção química de elementos como hidrogênio e cloro;
- fendas ou ataque seletivo;
- tensão corrosiva.

#### **Alterações térmicas**

- zona afetada pelo calor;
- material ressolidificado;
- metal refundido ou redepositado na superfície.

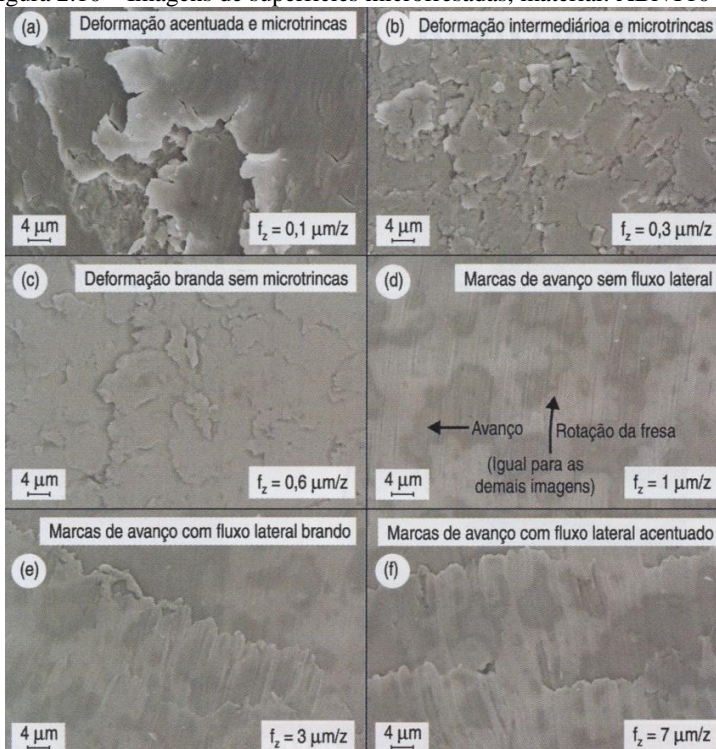
#### **Alterações elétricas**

- mudanças magnéticas, de condutividade e de resistividade.

Uma comparação dos efeitos de profundidade e de integridade da superfície observados nos processos de fresamento, torneamento e furação podem ser observadas no Anexo B, segundo a ASM [36].

Oliveira *et al* [37] realizaram ensaios de fresamento de aço ABNT1045 aplicado em micromoldes com o objetivo de avaliar o efeito da relação entre o avanço por gume  $f_z$  e o raio do gume  $\rho$  da microfresa sobre a rugosidade da peça e no processo de formação de cavaco. Os valores dos avanços utilizados nos ensaios são, em ordem crescente:  $0,1\mu\text{m/gume}$ ;  $0,3\mu\text{m/gume}$ ;  $0,6\mu\text{m/gume}$ ;  $1\mu\text{m/gume}$ ;  $3\mu\text{m/gume}$  e  $7\mu\text{m/gume}$ . Os autores observaram uma deformação plástica acentuada e microtrincas na superfície fresada com o avanço mínimo ( $f_z=0,1\mu\text{m/gume}$ ). Porém, a partir do avanço  $f_z=0,6\mu\text{m/gume}$  (Figura 2.10-c) houve uma mudança no padrão de rugosidade da superfície com a minimização da textura de escamas e a eliminação completa das escamas em  $f_z=1\mu\text{m/gume}$  (Figura 2.10-d). Contudo, a partir do avanço  $f_z=3\mu\text{m/gume}$  ocorreu o surgimento de marcas de avanço da ferramenta com um acentuado escoamento lateral de cavaco (Figura 2.10-e e Figura 2.10-f).

Figura 2.10 – Imagens de superfícies microfresadas, material: ABNT1045.



FONTE: Oliveira *et al* [37].

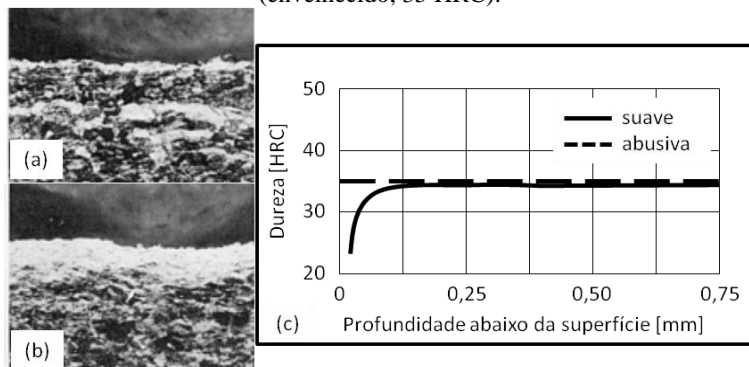
O estudo realizado por Oliveira *et al* [37] mostrou que o aumento do avanço por gume promove uma conseqüente diminuição gradativa de deformação e formação de rebarbas, ou seja, melhor formação e uma efetiva remoção de material na forma de cavaco. De modo análogo, observou-se uma significativa melhoria no acabamento da superfície microfresada. Os valores medidos da rugosidade  $R_a$  da superfície recém-usinada diminuíram consideravelmente com o aumento do raio de gume da ferramenta utilizada.

Oliveira *et al* [37] ainda observaram que o cavaco é formado por cisalhamento quando  $f_z > 0,25\rho$  ou por extrusão quando  $f_z < 0,25\rho$ . No primeiro caso, o ângulo de saída da ferramenta atua de fato no cisalhamento de material, já no segundo caso a extrusão se dá ao ângulo de saída efetivo negativo, gerado pelo raio da ferramenta.

Entre os vários tipos de alterações na superfície e camadas internas, algumas se destacam por sua frequência de ocorrência ou por seus efeitos maléficos, por vezes benéficos, ao componente usinado. A deformação plástica, por exemplo, é a deformação das camadas mais externas da peça e pode ser facilmente identificada pelas estruturas metalúrgicas alongadas na direção do fluxo de deformação. Em virtude das transformações metalúrgicas ao longo da seção transversal da peça, esta pode sofrer alterações de dureza. No caso dos aços, a combinação entre temperatura do processo de usinagem associado à velocidade de resfriamento pode ocasionar a formação de martensita não revenida, elevando a dureza das camadas atingidas, ou levar ao revenimento dessa martensita, reduzindo a dureza em relação ao valor original. A superfície de qualquer metal deformada plasticamente pode sofrer recristalização quando aquecida a temperaturas superiores às temperaturas de recristalização. De modo análogo, a superfície da peça usinada poderá passar por uma transformação de fase, devido às altas temperaturas desenvolvidas no processo. Na usinagem dos aços é comum ocorrer a formação de martensita frágil e não revenida [32, 36].

Como exemplo de alterações provenientes de processos de usinagem, estão ilustradas na Figura 2.11 imagens de duas superfícies produzidas pelo fresamento frontal de uma liga de titânio Ti-6Al-4V (envelhecido, 35 HRC). Na Figura 2.11-a, sob condições suaves de usinagem, uma leve camada branca é visível, mas mudanças na dureza não são detectadas. Porém, na Figura 2.11-b, fazendo-se uso de condições abusivas de usinagem, são visíveis uma camada branca superaquecida com cerca de 0,01mm de espessura e uma camada deformada plasticamente, totalizando 0,04mm de profundidade.

Figura 2.11 – Superfícies produzidas pelo fresamento frontal de Ti-6Al-4V (envelhecido, 35 HRC).



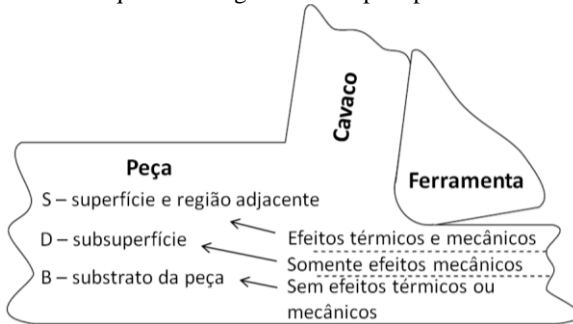
FONTE: ASM [36].

Por fim, a Figura 2.11-c apresenta medidas de dureza que mostram uma zona afetada total de 0,08 milímetros de profundidade a partir de condições abusivas.

Conforme Su [38], um dos pioneiros na avaliação da tensão residual induzidas por usinagem foi Henriksen [39]. Seus estudos apresentam experimentos e análises que ainda hoje são constantemente referenciadas. Henriksen realizou uma série de ensaios de corte ortogonal em aço de baixo teor de carbono. Seu trabalho concluiu que os efeitos mecânicos e térmicos desempenham um papel no desenvolvimento de tensões residuais, e que a influência mecânica é dominante.

Jacobus *apud* Su [38] sugeriu que a peça usinada é constituída por camadas distintas, como mostrado na Figura 2.12. A camada “S” corresponde à superfície e uma camada abaixo desta, onde tanto os efeitos térmicos e quanto os mecânicos são significativos. A camada “D” representa a região onde apenas cargas mecânicas são significativas. A camada “B” representa o restante da peça de trabalho, onde magnitudes de tensões residuais são insignificantes.

Figura 2.12 – Esquema da região afetada pelo processo de usinagem.

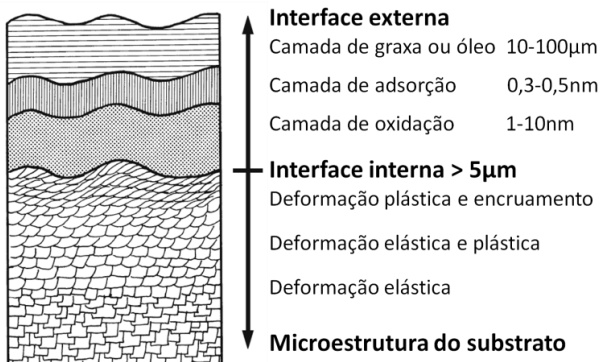


Fonte: Adaptada de Su [38].

König e Klocke [30] adicionam algumas informações ao estudo da divisão por camadas dos materiais metálicos em geral. As camadas superiores não são claramente lineares, prevalecendo transições suaves (Figura 2.13). A camada limite exterior está localizada entre a atmosfera e a estrutura cristalográfica do material de base. Esta é produzida pela reação entre o material e a atmosfera durante e depois do processo de manufatura comportando: a) uma camada de graxa ou óleo, formada principalmente pelo uso de meios lubrificarrefrigerantes; b) uma fina camada de adsorção de água e gases e c) uma camada de oxidação.

A camada limite interior é a camada mais próxima da camada de material de base e, portanto, tem praticamente a mesma composição química que o material de base. A estrutura física e a extensão desta camada em direção ao interior da peça são dependentes do tipo de material, assim como das variáveis do processo de manufatura [30].

Figura 2.13 – Estrutura das camadas de materiais metálicos.



FONTE: Schmaltz *apud* König e Klocke [30], Davim [40].

A seguir, serão apresentadas algumas particularidades da usinagem de aços e ligas de alumínio.

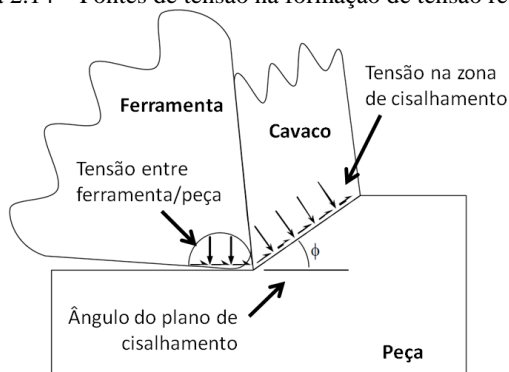
#### 2.4.1 Tensões em aços

Matsumoto, Barash e Liu *apud* Su [38] afirmam que em aços de elevada dureza, a camada da superfície afetada pela deformação é pequena e o mecanismo gerador de tensão dominante resulta em tensão residual de compressão. Quando um aço de baixa dureza é usinado, a deformação atinge uma camada mais profunda e a camada da superfície é comprimida, resultando em tensão residual de tração. Adicionalmente, El-Khabeery e Fattouh [41] sugerem que a tensão residual torna-se mais tratativa com o aumento da resistência à tração do material da peça usinada.

As fontes de tensão residual incluem a deformação plástica do material e os elevados gradientes térmicos na zona de corte. Estas duas fontes são complexas e sofrem efeito mútuo. A deformação plástica ocorre durante a formação do cavaco. Adicionalmente, a deformação plástica ocorre devido ao contato do gume da ferramenta sobre a superfície recém-usinada. Gradientes térmicos são causados pela deformação plástica na zona de cisalhamento e pelo aquecimento por atrito na interface entre o gume da ferramenta e a peça. Quando os gradientes térmicos são suficientemente elevados, poderão ocorrer transformações de fase na superfície ou em uma camada abaixo da superfície usinada. Tal mudança na estrutura do material irá alterar as propriedades mecânicas da peça na sua superfície. Como se pode deduzir, provavelmente, a deformação plástica e o gradiente térmico são diretamente dependentes dos parâmetros de corte, da geometria da ferramenta e dos materiais, tanto da ferramenta como da peça [42, 43, 44].

Adicionalmente, Liang e Su [44] também mencionam que o gume da ferramenta contribui para uma carga normal juntamente com uma carga tangencial sobre a peça, como ilustrado na Figura 2.14. A zona de cisalhamento acrescenta uma tensão de cisalhamento inclinada e tensão normal. Estas duas fontes compreendem a origem da tensão residual introduzida na peça.

Figura 2.14 – Fontes de tensão na formação de tensão residual.



Fonte: Liang e Su [44].

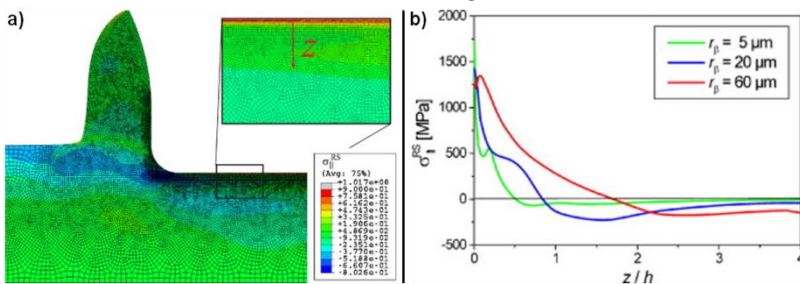
Na literatura, a maioria dos estudos sobre a integridade da superfície e, mais especificamente, sobre as tensões residuais são experimentais. Liu e Barash *apud* Mohammadpour *et al* [43] investigaram o impacto sobre as tensões residuais decorrentes do desgaste de flanco da ferramenta, que causa o aquecimento da subsuperfície e faz as tensões residuais atingirem maiores profundidades abaixo da superfície da peça, sendo suas origens predominantemente mecânicas com uma ligeira influência térmica. Wu e Matsumoto *apud* Mohammadpour *et al* [43] estudaram o efeito da dureza do material sobre os padrões de tensão residual após o corte ortogonal e observaram que o ângulo do plano de cisalhamento perceptivelmente aumenta com um material de dureza superior.

Por sua vez, Matsumoto *et al* [45] realizaram ensaios de torneamento duro em aços cementados com dureza entre 58-62 HRC com o objetivo de estudar os efeitos dos parâmetros de usinagem e geometria do gume da ferramenta sobre os perfis de tensões residuais. Estes verificaram que a velocidade de avanço só influencia a variação da tensão residual perto da superfície, mas não em camadas mais profundas. A geometria do gume da ferramenta é o fator dominante na determinação do perfil de tensão residual.

Schulze *et al* [42] investigaram no aço AISI1045 o comportamento do perfil da profundidade de tensões residuais variando o raio de gume da ferramenta através de simulação de elementos finitos. Seu trabalho apontou que um raio de gume maior leva a uma penetração mais profunda de tensões residuais de tração, que são causados pelo campo de tensão induzidas pela deformação plástica (Figura 2.15).



Figura 2.15 – (a) Distribuição de tensão residual na direção de corte abaixo da superfície da peça após a remoção da ferramenta de corte e equilíbrio de temperatura; (b) Perfis de profundidade de tensões residuais na direção de corte para diferentes raios de gume.

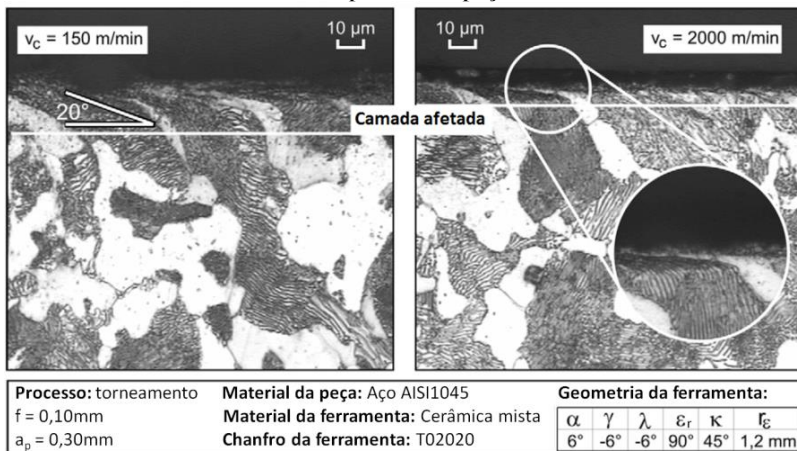


FONTE: Schulze *et al* [42].

Complementando o estudo de tensões de usinagem, Brinksmeier *et al* [31] mostraram que as forças de atrito induzem um aumento da temperatura na zona de corte com o aumento do raio de gume da ferramenta e a velocidade de corte. Uma espessura de usinagem pequena e um ângulo de saída de valor negativo produz o mesmo efeito por conta do elevado atrito. Entretanto, um ângulo de saída negativo produz um elevado grau de deformação plástica, o que resulta numa diminuição da tensão trativa na superfície. Não somente os efeitos mecânicos, mas também os efeitos térmicos aumentam com a profundidade de corte. Isto resulta em tensões de tração mais elevadas na superfície e uma penetração mais profunda de tensões abaixo da superfície do material.

No tocante à influência da velocidade de corte sobre a integridade da superfície e subsuperfície dos vários componentes fabricados por usinagem, Tönshoff *et al apud* Neugebauer *et al* [46] observaram que o aumento da velocidade relativa entre a ferramenta e a peça de trabalho promove um aumento da temperatura e do gradiente de temperatura na ferramenta de corte (e também no cavaco). Como resultado, as forças específicas diminuem e a profundidade afetada termicamente da subsuperfície da peça é reduzida (Figura 2.16).

Figura 2.16 – Influência da velocidade de corte na microestrutura da subsuperfície da peça.



FONTE: Tönshoff *et al* apud Neugebauer *et al* [46].

Observa-se, ainda, uma leve deformação dos grãos do material próximos à superfície na sentido de corte da ferramenta.

#### 2.4.2 Tensões em aços inoxidáveis austeníticos

Segundo Jang *et al* [26] e Outerio *et al* [28], o aço inoxidável austenítico, material de componentes estruturais utilizados em situações críticas na indústria química e nuclear, é considerado um material de difícil usinagem. Apresenta baixa condutividade térmica, alta sensibilidade a tensões, sofre severo encruamento, tem tendência a formar cavacos longos e sofrer adesão na ferramenta. Essas características facilitam a ocorrência de concentração de calor na superfície recém-usinada e com isso um grande aumento localizado de temperatura. Ocorre, por tais motivos, uma grande introdução de tensões por usinagem neste material podendo comprometer a função do componente.

Há poucos estudos na literatura que precisamente descrevem o mecanismo de introdução de tensões durante o processo de usinagem de aços inoxidáveis. Wiesner [47] e Outerio *et al* [28] concluíram que os efeitos térmicos não são as únicas causas da introdução de tensões residuais na usinagem de componentes, e, mais importante, a deformação plástica induz a tensões tanto compressivas quanto trativas.

Liu e Guo *apud* Outerio *et al* [28] propõem um modelo para investigar o efeito do corte de material em sequência e o atrito entre fer-

ramenta e cavaco na tensão residual na superfície de um aço AISI304. Eles observaram uma redução na tensão residual da superfície após um segundo passo de usinagem. De maneira oposta, Outerio *et al* [28] também realizaram ensaios de cortes sequenciais em aços austeníticos onde verificaram que estes tendem a aumentar a intensidade das tensões resultantes da usinagem. Foi observado um aumento na espessura da camada plastificada e também na intensidade de tensões introduzidas durante a usinagem quando há um aumento no número de cortes. Complementando, Liu e Guo *apud* Outerio *et al* [28] afirmam que as tensões residuais provenientes da usinagem também podem ser compressivas, dependendo da espessura de usinagem neste segundo passo. Adicionalmente, a introdução dessas tensões é muito sensível às condições de atrito na interface ferramenta-peça-cavaco. Em outro estudo, Liu e Guo *apud* Outerio *et al* [28], observaram que diminuindo a espessura de usinagem abaixo de certo valor crítico no segundo passo verifica-se uma distribuição favorável de tensões residuais compressivas, evidenciando um processo de acabamento.

Tensões residuais foram medidas experimentalmente por Jang *et al* [26] em função da velocidade de corte, avanço, profundidade de corte, geometria e revestimento da ferramenta em operações de torneamento em aço inoxidável AISI304. Seus resultados evidenciaram uma forte influência do raio de gume da ferramenta sobre o perfil e magnitude da tensão residual na peça. Complementando, observam que um raio de gume menor produz níveis de tensão de menor magnitude.

Análises empíricas e numéricas realizadas no corte ortogonal plano em aço AISI316L por Outerio *et al* [28] mostram que as tensões residuais aumentam com um aumento da velocidade de corte, da espessura de usinagem ou do raio do gume. Foram utilizadas ferramentas de metal-duro sem revestimento e observado que o aumento do ângulo de saída das ferramentas resulta em menor introdução de tensões residuais. Seus resultados mostram que a introdução de tensões residuais aumenta seguindo o aumento da maioria dos parâmetros de usinagem, mas que o fator mais influente é a espessura de usinagem.

Em outro estudo Outerio *et al* [48] realizaram ensaios de torneamento de aço austenítico AISI316 com ferramentas de metal-duro com revestimento de TiAlN e sem revestimento. Foi observado o aparecimento de elevadas tensões residuais de tração na superfície da peça e tensões residuais de compressão na subsuperfície entre 10-25 $\mu$ m. Elevadas tensões residuais na superfície são geradas principalmente na usinagem com a ferramenta sem revestimento. Além disso, os valores de

tensão residual mais elevados foram obtidos nas camadas abaixo da superfície usinada.

Maranhão e Davim [49] fazem um resumo de vários artigos sobre os parâmetros mais relevantes da tensão residual introduzida na usinagem de aços austeníticos. Avanço e raio de ponta, principalmente, e ângulo de saída, nesta ordem, apresentam as maiores influências sobre as tensões residuais. Um avanço crescente gera tensões de compressão significativamente maiores.

#### 2.4.3 Tensões em ligas de alumínio

Fuh e Wu [50] desenvolveram um modelo matemático para prever tensões residuais em operações de fresamento da liga de alumínio AA2014-T6. Eles propuseram uma forma polinomial que inclui a velocidade de corte, o avanço, a profundidade de corte, o desgaste de flanco da ferramenta e o raio de ponta como parâmetros de entrada. Constataram que a velocidade de corte, o avanço, o raio de ponta da ferramenta e desgaste de flanco têm o efeito mais significativo sobre as tensões residuais e que existe uma forte interação entre a velocidade de corte e o desgaste de flanco. É relatado ainda que o principal fator que afeta a tensão residual é térmico e que verifica-se uma variação insignificante da dureza e da microestrutura nas camadas adjacentes à superfície usinada. Acrescentam ainda a informação de que um avanço muito grande, em geral, induz tensões residuais grandes próximas à superfície, e que produz uma superfície com elevada rugosidade.

Belgasm e El-Axir [51] realizaram ensaios de torneamento na liga de alumínio Al-3Mg. Seus estudos evidenciam que o avanço é o parâmetro mais importante que afeta a tensão residual máxima seguido de velocidade de corte e a profundidade de corte. As tensões residuais são também sensíveis ao raio da ponta da ferramenta, sendo que quanto menor o seu valor menor será a magnitude das tensões residuais de compressão na superfície da peça.

Denkena *et al* [52] estudaram o efeito de altas velocidade de corte (velocidades de corte até  $v_c=1.500\text{m/min}$ ) nas tensões residuais no fresamento da liga de alumínio AA7449. O aumento da velocidade de corte de  $v_c=250\text{-}750\text{m/min}$  provoca uma diminuição nas tensões residuais de compressão na superfície, ao passo que as tensões residuais de compressão máxima na subsuperfície permanecem constantes.

Marusich e Askari [53] modelaram o estado de tensão residual induzida por operações de corte ortogonal tendo em vista as propriedades termo-mecânicas da peça de trabalho, a geometria de corte e os pa-

râmetros do processo. Neste trabalho, o modelo é aplicado especificamente para a liga de alumínio AA7050. Os resultados indicam que a magnitude e sinal do estado de tensão não apresentam correlação intuitiva para os parâmetros do processo de usinagem, como velocidade e espessura de usinagem. Além disso, a camada afetada pela usinagem está na ordem de um milímetro de espessura.

## 2.5 PROCESSO DE FRESAMENTO

O processo de fresamento é a operação de usinagem caracterizada por empregar uma ferramenta, chamada de fresa, provida de múltiplos gumes dispostos simetricamente em torno do seu eixo de rotação. Usualmente, o movimento de corte é realizado pela rotação da ferramenta ao redor do seu eixo e o movimento de avanço é geralmente feito pela mesa, sobre a qual está fixada a peça. A característica desse processo é o corte interrompido, onde o gume da ferramenta passa por uma fase ativa removendo material da peça e por uma fase inativa onde não há remoção de material [32, 54, 55].

O processo de fresamento pode ser dividido em duas classificações básicas, segundo a disposição dos dentes ativos da fresa, sendo elas: o fresamento tangencial (Figura 2.17-a), onde a superfície gerada é paralela ao eixo de rotação da fresa – estando os dentes sua periferia – e o fresamento frontal (Figura 2.17-b), onde a superfície usinada é gerada em um ângulo reto em relação ao eixo de rotação da ferramenta, na qual seus dentes situam-se na superfície frontal [54, 55].

Figura 2.17 – a) Fresamento tangencial e b) Fresamento frontal.

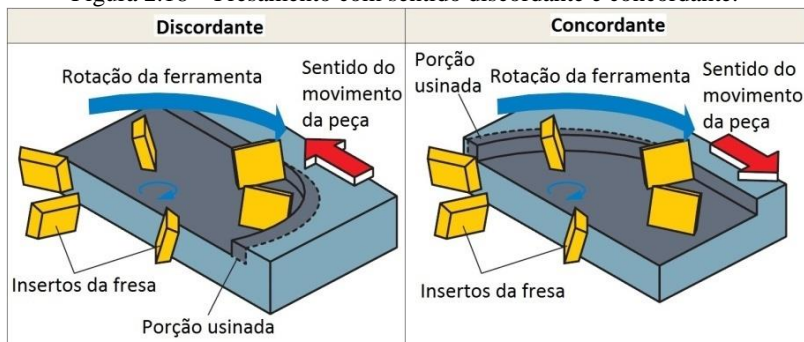


FONTE: Sandvik Coromant [56].

De acordo com a direção de corte e de avanço, dividem-se ainda em fresamento discordante e fresamento concordante, como ilustrado na

Figura 2.18. No fresamento discordante os movimentos de corte e de avanço têm sentido opostos, sendo a espessura de cavaco mínima no início do corte. Por sua vez, no fresamento concordante os movimentos de corte e de avanço têm o mesmo sentido de modo que o corte inicia com uma espessura máxima do cavaco [54, 55].

Figura 2.18 – Fresamento com sentido discordante e concordante.



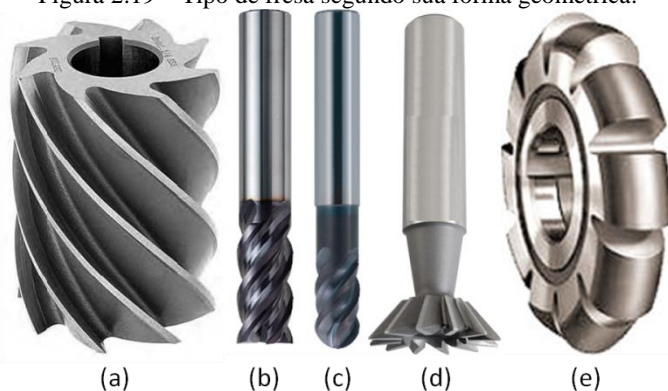
FONTE: Mitsubishi Materials [57].

### 2.5.1 Ferramentas de fresamento

As fresas podem ser construídas de três formas diferentes, podendo ser inteiriças, com dentes postiços ou calçadas com pastilhas soldadas ou fixadas mecanicamente [54]. As fresas inteiriças são constituídas de uma peça única, usualmente de aço-rápido ou metal-duro, podendo sua forma, assim como o número de gumes, variar, sendo sua face e flanco retificados após o tratamento térmico [58].

Adicionalmente, existem muitos métodos de fresamento de acordo com o tipo de peça usinada ou característica da ferramenta empregada. Conforme Stemmer [54], em relação à sua forma geométrica, as fresas podem ser classificadas em (Figura 2.19): a) fresas cilíndricas, b-c) fresas de haste, d) fresas angulares e e) fresas de perfil constante. Dentre a classe das fresas de haste, também denominadas de fresas de topo, tem-se que sua face frontal pode ser plana (Figura 2.19-a) ou semi-esférica (Figura 2.19-b). O número de gumes depende da forma e do material de peça usinado, bem como do diâmetro da ferramenta.

Figura 2.19 – Tipo de fresa segundo sua forma geométrica.

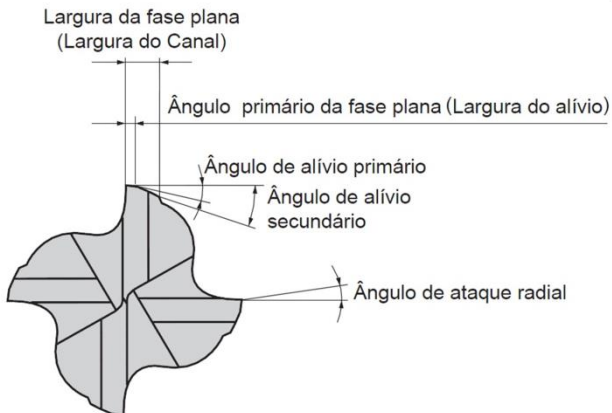
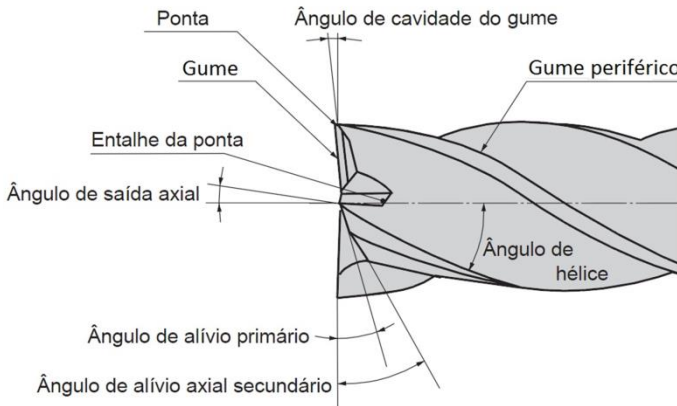
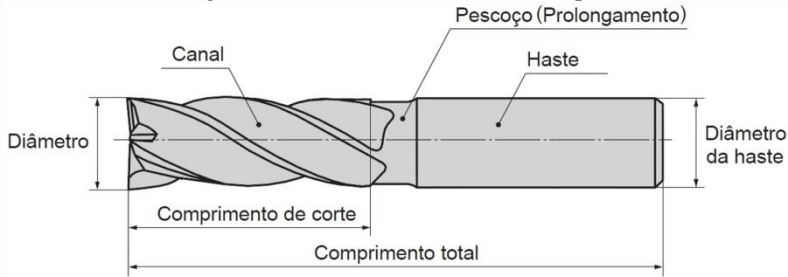


FONTE: Sandvik Coromant [56], Tool Masters [59].

Convenientemente, as fresas de topo são utilizadas para facear, ranhurar, executar bolsões, rebaiços, gravações, várias formas e tamanhos de rasgos, fresar contornos e matrizes. Estas são capazes de realizar corte tanto na periferia como na parte frontal. Podem ser ainda de corte à direita ou de corte à esquerda, com ranhuras retas ou em hélice direita ou hélice esquerda [54].

A geometria básica de construção de uma fresa de topo pode ser observada na Figura 2.20, onde os principais ângulos encontram-se identificados.

Figura 2.20 – Geometria da fresa de topo.



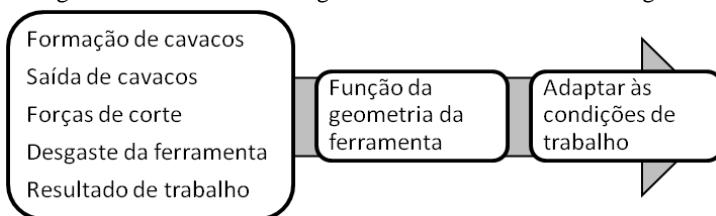
FONTE: Mitsubishi Materials [57].



## 2.5.2 Geometria da ferramenta de corte

A geometria da ferramenta de corte exerce grande influência no desempenho da usinagem. Em todos os processos de remoção de cavaco, características de processo como a formação de cavacos, saída de cavacos, forças de corte, desgaste e o resultado do trabalho são consideravelmente influenciadas pela geometria da ferramenta (Figura 2.21) [32, 30, 61].

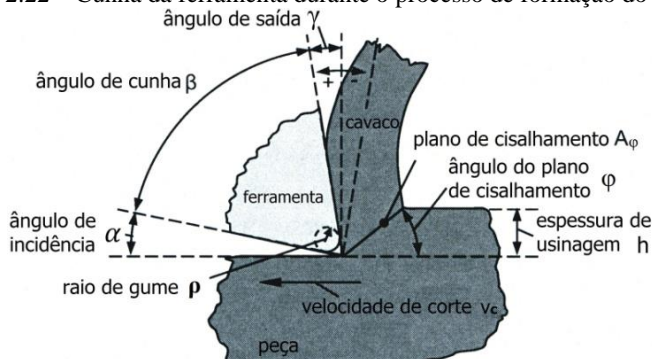
Figura 2.21 – Influência da geometria da ferramenta a usinagem.



Fonte: König e Klocke [33].

A determinação da geometria da ferramenta de corte implica em soluções de compromisso que podem satisfazer apenas a algumas exigências da usinagem [33]. As seguintes definições se fazem necessárias para a determinação dos ângulos da cunha de corte de uma ferramenta de usinagem, que são apresentados na Figura 2.22:

Figura 2.22 – Cunha da ferramenta durante o processo de formação do cavaco.



Fonte: Wyen [60].

O ângulo de incidência  $\alpha$  é o ângulo entre a superfície da peça e o flanco da ferramenta. Segundo Machado [32], este varia normalmente de  $5^\circ$  a  $20^\circ$  e sua principal função é de evitar o atrito entre estas partes. Se este ângulo for muito pequeno, a cunha não penetra adequadamente na peça perdendo sua afiação rapidamente, visto que há grande geração de calor decorrente principalmente do atrito. No entanto, se este ângulo for muito grande, a ferramenta perde resistência podendo lascarse ou quebrar-se facilmente. Deste modo, o valor do ângulo de incidência é inversamente proporcional à resistência mecânica do material da peça e da ferramenta, ou seja, quanto maior for a resistência mecânica menor será este ângulo [32-35, 61].

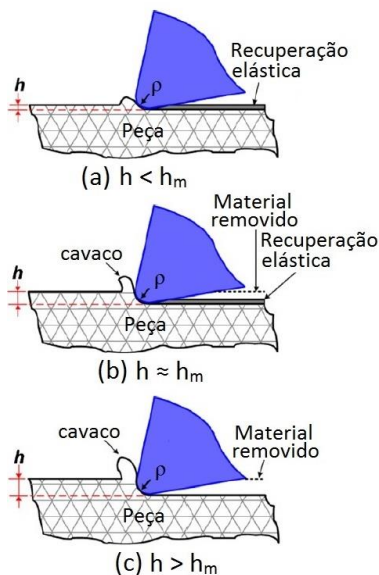
O ângulo de saída  $\gamma$  pode ser tanto positivo como negativo, variando, geralmente, de  $-8^\circ$  a  $20^\circ$ . Este tem forte influência sobre a força e potência necessária ao corte, sendo o responsável pelo corte do material em questão. Sua ordem de grandeza influencia consideravelmente na estabilidade da cunha. Ferramentas com ângulo de saída muito positivo podem quebrar como consequência do enfraquecimento demasiado da cunha. Como vantagens, deve-se citar a diminuição da força de corte e força de avanço devido ao menor trabalho de dobramento e encruamento do material do cavaco, o que leva muitas vezes a uma quebra de cavaco insuficiente, havendo tendência a um cavaco contínuo. O acabamento da peça e a temperatura de corte também serão afetados. Ângulos de saída negativos são comumente empregados no corte de materiais de difícil usinabilidade. Estes tornam a ferramenta mais estável, porém a deformação plástica na usinagem é maior, resultando em forças de corte maiores e forte solicitação térmica da cunha [32-35, 61].

Ângulo de cunha  $\beta$  é o ângulo entre a face e o flanco da ferramenta, estando relacionado à estabilidade da ferramenta. O valor do ângulo de cunha somado ao ângulo de incidência e de saída resulta em um ângulo reto [32-35, 61].

Na maioria das operações de corte de metal, segundo Astakhov [35], a espessura de usinagem é de 10 a 20 vezes maior do que o raio do gume  $\rho$ , podendo ser considerado perfeitamente afiado para tal espessura. Quando a espessura de usinagem é da ordem de grandeza do raio de gume o material da peça é deformado elástica e plasticamente pelo gume. Entretanto, a espessura de usinagem depende também do ângulo de saída efetivo, da velocidade de corte, da temperatura, das condições de atrito entre peça e ferramenta, do material da peça e da ferramenta.

Quando a espessura do cavaco não deformado  $h$  é menor do que a espessura mínima de cavaco  $h_m$ , como mostrado na Figura 2.23-a, o material será comprimido pela ferramenta de corte.

Figura 2.23 – Influência do raio do gume sobre a formação do cavaco.



Fonte: Aramcharoen e Mativenga [62].

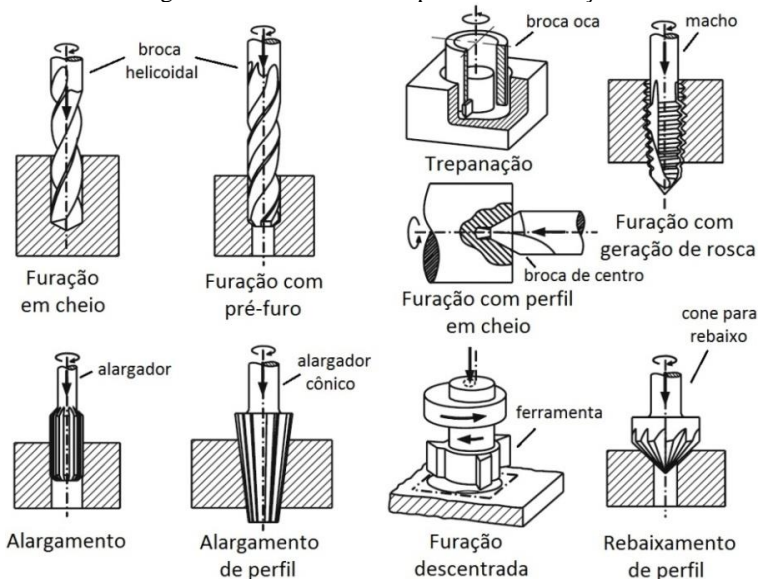
O material é forçado sob a ferramenta e, em seguida, se recupera após a passagem da ferramenta (deformação elástica). Portanto, não há nenhum material realmente removido na forma de cavaco. Em um segundo caso, quando a espessura de cavaco não deformado é igual à espessura mínima de cavaco, a Figura 2.23-b, o cavaco começa a se formar em conjunto com uma porção de deformação e recuperação elástica. Deste modo, a espessura de material removido é inferior ao valor desejado (espessura de cavaco não deformada). Finalmente, quando a espessura de usinagem é maior do que a espessura mínima de cavaco, como mostrado na Figura 2.23-c, o material é removido na forma de cavaco [34-35, 62].

## 2.6 PROCESSO DE FURAÇÃO

O processo de furação se caracteriza por possuir movimento de corte circular no qual o movimento de avanço se dá somente na direção do seu eixo de rotação. Deste modo a ferramenta mantém a posição de referência com a peça, ou seja, o seu eixo de rotação une ferramenta e

peça [63]. As variações usuais do processo estão resumidas na Figura 2.24, sendo indicadas as direções de seus movimentos.

Figura 2.24 – Variantes do processo de furação.



FONTES: König e Klocke [30].

O processo de furação é realizado sob condições desfavoráveis ao processo de corte, dentre as quais podem ser citadas as seguintes: a velocidade de corte não é uniforme, variando de zero no centro da ferramenta até máximo na periferia; o meio lubrificante – que deve atuar como refrigerante, lubrificante e meio de transporte de cavacos – chega com dificuldade ao gume da ferramenta, onde se faz mais necessário; o processo de geração de cavacos é de difícil observação; há uma distribuição inadequada de calor na região de corte; ocorre desgaste pronunciado na quina da ferramenta e o atrito das guias na parede do furo é pronunciado [54, 64, 65].

### 2.6.1 Cinemática do processo

Segundo a norma DIN 6580 [66], a velocidade de corte  $v_c$  do processo de furação está relacionada com a velocidade angular  $\omega$  da ferramenta. Deste modo, conforme a Figura 2.25, varia de acordo com o

seu raio apresentando um valor máximo na periferia e decrescendo até um valor nulo no centro (Equação 1).

$$v_c = \omega \times r \quad (1)$$

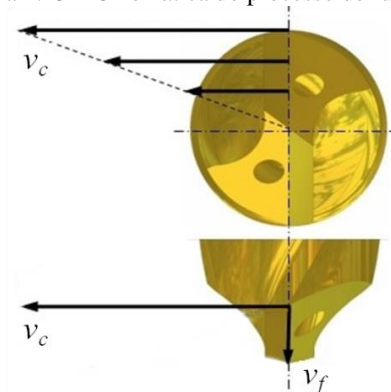
Onde:

$v_c$  – Velocidade de corte [m/min]

$\omega$  – Velocidade angular [rad/s]

$r$  – Raio da ferramenta [mm]

Figura 2.25 – Cinemática do processo de furação.

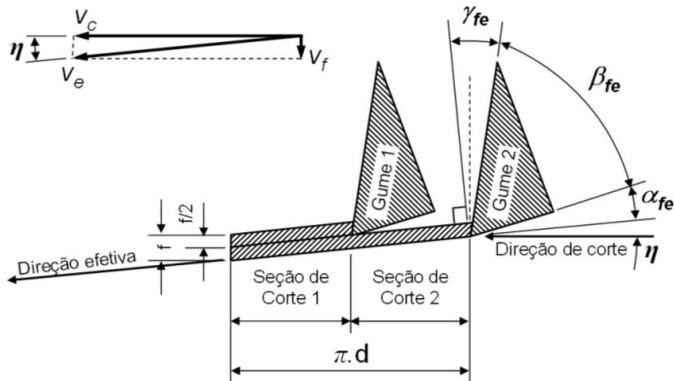


FONTE: Adaptada de König e Klocke [30], Paucksch [68], Boeira [69].

Por sua vez, a velocidade de avanço  $v_f$  se mantém constante ao longo de todo o diâmetro da ferramenta. Deste modo, é possível calcular a velocidade efetiva  $v_e$  e o ângulo de direção efetiva  $\eta$ . Este último está relacionado com os ângulos efetivos de corte medidos no plano de trabalho  $P_{fe}$  [30, 67-69].

A Figura 2.26 ilustra um processo de furação utilizando uma broca helicoidal onde se pode observar a variação dos ângulos laterais efetivos quando os dois gumes que a compõem estão a remover material. A formação do cavaco é diretamente influenciada pelas variações na dinâmica da geometria da ferramenta de corte, uma vez que se pode ter grandes variações no ângulo de saída lateral efetivo  $\gamma_{fe}$  [30, 68, 69].

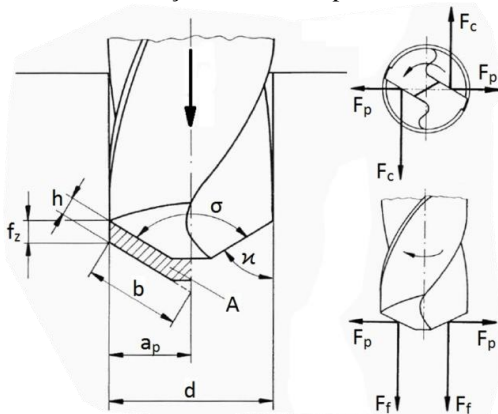
Figura 2.26 – Trajetória do gume principal.



FONTE: König e Klocke [30], Paucksch [68], Boeira [69].

Durante o processo de obtenção de um furo, cada gume da ferramenta descreve uma trajetória circular ao redor do seu eixo de rotação, com o mesmo avanço por gume  $f_z$ . Este movimento de avanço da ferramenta, na direção de avanço, em combinação com a profundidade de corte  $a_p$ , dada por seu raio, corresponde à seção de usinagem  $A$  por gume da ferramenta (Figura 2.27), e está diretamente relacionada com a força de usinagem [68].

Figura 2.27 – Definições básicas do processo de furação.



FONTE: Adaptada de Paucksch [68].

Onde:

$A$  – Seção do cavaco de área  $A$  [ $\text{mm}^2$ ]

$a_p$  – Profundidade de corte [mm]  
 $b$  – Largura de usinagem [mm]  
 $d$  – Diâmetro da ferramenta [mm]  
 $f_z$  – Avanço por gume [mm/gume]  
 $F_c$  – Força de corte [N]  
 $F_f$  – Força de avanço [N]  
 $F_p$  – Força passiva [N]  
 $F_u$  – Força de usinagem [N]  
 $h$  – Espessura de usinagem [mm]  
 $\kappa$  – Ângulo de direção do gume ( $\sigma/2$ ) [°]  
 $\sigma$  – Ângulo de ponta [°]

Na furação, a seção de usinagem por gume  $A$  é simplificada pelo paralelogramo formado entre a espessura de usinagem  $h$  e a largura  $b$ , como mostra a Equação 2.

$$A = b \times h = a_p \times f_z \quad (2)$$

Onde:

$A$  – Seção do cavaco de área  $A$  [mm<sup>2</sup>]  
 $a_p$  – Profundidade de corte [mm]  
 $b$  – Largura de usinagem [mm]  
 $f_z$  – Avanço por gume [mm/gume]

A largura  $b$  e a espessura do cavaco  $h$  podem ser escritas em função do ângulo de direção do gume  $\kappa$ , como mostram as Equações 3 e 4, respectivamente.

$$b = \frac{a_p}{\text{sen}(\kappa)} = \frac{d}{2 \times \text{sen}(\kappa)} \quad (3)$$

$$h = f_z \times \text{sen}(\kappa) \quad (4)$$

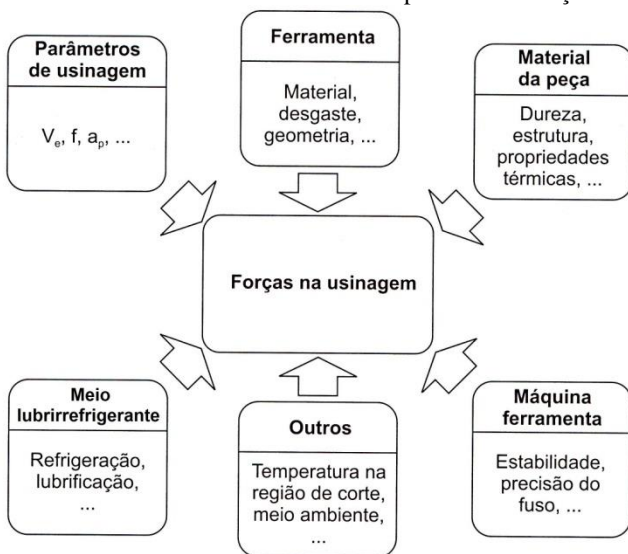
Onde:

$a_p$  – Profundidade de corte [mm]  
 $b$  – Largura de usinagem [mm]  
 $d$  – Diâmetro da ferramenta [mm]  
 $f_z$  – Avanço por gume [mm/gume]  
 $h$  – Espessura de usinagem [mm]  
 $\kappa$  – Ângulo de direção do gume [°]

O conhecimento dos esforços relacionados à remoção de material é de grande importância para o processo uma vez que possibilita estimar a potência necessária para o corte, prever o comportamento da máquina-ferramenta, além de permitir a avaliação da evolução do desgaste de ferramentas. As forças no corte de material variam consideravelmente de acordo com a geometria da ferramenta (Figura 2.28). A força de usinagem  $F_u$  pode ser decomposta em componentes como a força de corte  $F_c$ , força de avanço  $F_f$ , força passiva  $F_p$  e momento torçor  $M_z$ . A força de corte  $F_c$  é decorrente da resistência ao corte do material usinado, agindo sobre a face da ferramenta e é predominantemente a responsável pelo momento torçor gerado no processo. A força de avanço  $F_f$  é a força que a ferramenta desempenha sobre o plano de trabalho, na direção de avanço. Por sua vez, a força passiva  $F_p$  é a projeção da força de usinagem perpendicular ao plano de trabalho [32-36, 54, 55, 68-72].

Entre os principais fatores que influenciam na força de usinagem, Porto [72] cita o material da peça, revestimento e geometria da ferramenta, parâmetros de usinagem, tipo e pressão do meio lubrificante, a máquina-ferramenta etc. (Figura 2.28).

Figura 2.28 – Fatores de influência sobre as componentes da força de usinagem.



Fonte: Porto *et al* [72].



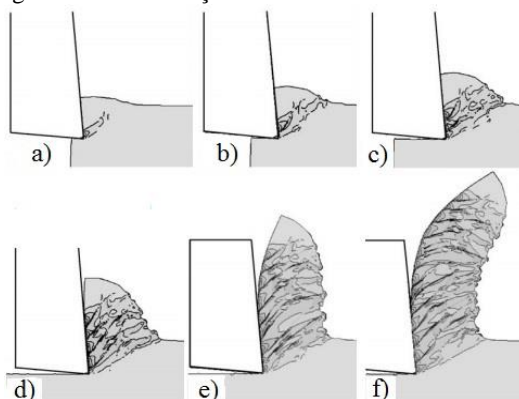
## 2.6.2 Formação do cavaco

A cunha da ferramenta, ao penetrar no material da peça no início do corte, se deforma elástica e plasticamente. Quando o limite da tensão de escoamento do material é ultrapassado ocorre sua ruptura e este começa a escoar na forma de cavaco deslizando sobre a face da ferramenta. Segundo Machado [32], esta ruptura se dá, na grande maioria dos casos, por cisalhamento, segundo um estado de tensões que combina tensões de compressão, tração e de cisalhamento, obedecendo a um critério da natureza dúctil ou frágil do material. Como o processo de formação de cavaco é dinâmico, coexistem planos instantâneos de ruptura e de propagação de trincas que definirão a região entre peça e ferramenta, à frente do gume, de zona de cisalhamento. A Figura 2.29 ilustra em cinco passos (a-f) a formação de um cavaco contínuo.

Segundo Risse [73] *apud* Boeira [69], a formação de cavaco na furação pode ser caracterizadas pelas seguintes condições:

- Velocidade variável ao longo de todo o raio da ferramenta;
- Deformação e conseqüente esmagamento do material na região central da ferramenta;
- O ângulo de cunha não é constante em função do raio da broca, bem como, por conseqüência, o ângulo de saída;
- Dificuldade de transporte dos cavacos através dos canais da ferramenta.

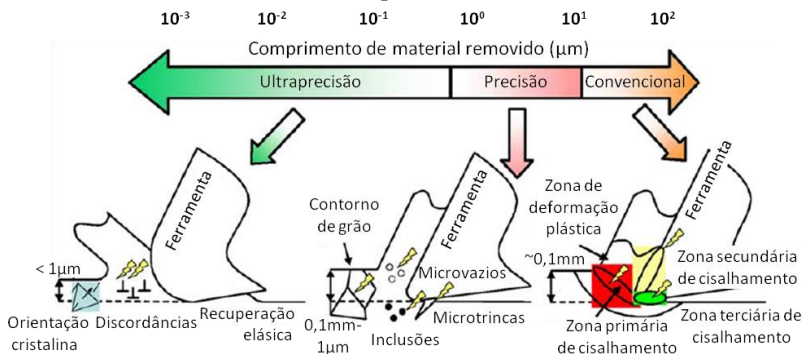
Figura 2.29 – Formação de cavaco em metais dúcteis.



FONTE: Simoneau *et al* [74].

Na usinagem de precisão ou ultraprecisão, com pequenas espessuras de usinagem, encontram-se defeitos microestruturais na peça, como vazios, sulcos, inclusões ou discordâncias gerados pela interação entre o gume da ferramenta e os componentes microestruturais da peça, como mostra a Figura 2.30.

Figura 2.30 – Formação do cavaco na usinagem convencional, de precisão e de ultraprecisão.

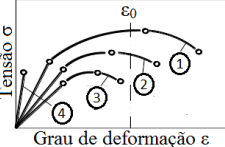
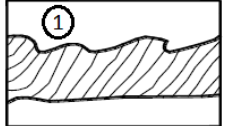





FONTE: Lee *et al* [75].

Estes defeitos microestruturais podem introduzir tensões residuais microscópicas ou submicroscópicas [75].

A formação do cavaco, diretamente dependente do material usado, da geometria da cunha da ferramenta e das condições de corte, pode resultar nos seguintes tipos de cavaco, segundo König e Klocke [33], considerando o grau de deformação  $\epsilon$  ilustrado na Tabela 2.2.

Tabela 2.2 – Tipos de cavacos.

Grau de deformação	$\varepsilon_0$ : Grau de deformação na região de cisalhamento; $\varepsilon_1$ : No limite elástico; $\varepsilon_2$ : No limite de resistência; $\varepsilon_3$ : No limite de ruptura.	
Contínuo $\varepsilon_0 < \varepsilon$	Típico em materiais dúcteis, com bom acabamento e baixa tendência de vibrações.	
Lamelar $\varepsilon_3 > \varepsilon_0 < \varepsilon_2$	Estrutura intermediária entre o contínuo e o cisalhado e com acabamento inferior ao obtido com cavaco contínuo.	
Cisalhado $\varepsilon_0 > \varepsilon_2$	Típico de materiais frágeis, como ferro fundido, ou quando as variáveis de corte são favoráveis. Há maior variação das forças durante o processo.	
Arrancado	Ocorrem normalmente na usinagem de materiais frágeis, gerados essencialmente por ruptura do material.	

FONTE: Adaptado de König e Klocke [33].

### 2.6.3 Formação de rebarbas

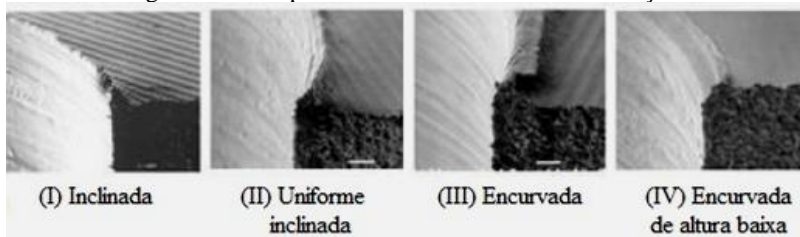
Segundo Silva *et al* [76] rebarbas são pequenas alterações decorrentes do mecanismo de corte. Caracterizam-se por ser uma parte do material fora da peça causando variação geométrica e dimensional da mesma. Ko e Dornfeld *apud* Pinto [77] definem rebarbas como sendo material com forma protuberante indesejável exterior à peça que se forma à frente do gume de corte como consequência da deformação plástica que ocorre durante a usinagem.

As formas típicas de rebarba variam bastante para cada processo de fabricação por usinagem como, por exemplo, fresamento, torneamento, retificação etc. Manjunatha e Narigudde *apud* Pinto [77] dividem as rebarbas da seguinte forma e que podem ser vistas na Figura 2.31:

- Tipo I: Uniforme com altura e largura consistentes;

- Tipo II: Semelhante ao caso anterior sendo, porém inclinada para um lado;
- Tipo III: Apresenta uma grande inclinação praticamente enrolada;
- Tipo IV: Como no caso anterior apresenta o enrolamento sendo, no entanto, de menor altura.

Figura 2.31 – Tipos de rebarba encontrados na furação.



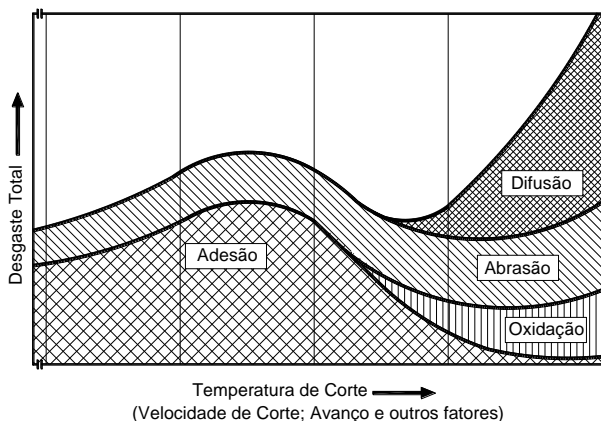
FONTE: Dornfeld *apud* Pinto [77].

Um problema comum na usinagem de furos, particularmente em materiais dúcteis, é a formação de rebarbas. Estas podem ocorrer tanto na entrada quanto na saída da ferramenta do furo, sendo esse último caso geralmente o mais crítico [78].

## 2.7 DESGASTE EM FERRAMENTAS DE USINAGEM

Em condições normais de usinagem todas as ferramentas apresentam algum desgaste como, por exemplo, desgaste de flanco, desgaste de cratera etc. As formas de desgaste ocorrem devido aos vários mecanismos de desgaste. Segundo König e Klocke [33], as principais causas de desgaste em ferramentas de corte são as solicitações térmicas e mecânicas excessivas, adesão, abrasão, difusão e a oxidação. A Figura 2.32 mostra os mecanismos de desgaste em função da temperatura de corte ou de qualquer parâmetro que a influencia.

Figura 2.32 – Principais mecanismos de desgaste no processo de usinagem.



FONTE: König e Klocke [33].

Em baixas temperaturas, os mecanismos de desgaste presentes predominantemente na ferramenta são a adesão e a abrasão. Porém, em temperaturas mais elevadas a adesão perde importância para a difusão e oxidação [32-34].

A abrasão pode ser considerada com uma das principais causas de desgaste em ferramentas de usinagem. Esta é causada pelo atrito entre a ferramenta e o material da peça ou por partículas soltas deslocando-se entre estas duas superfícies [32-34, 55, 61].

A adesão, na grande maioria dos casos, ocorre em baixas velocidades de corte provocando o caldeamento de material da peça sobre a ferramenta de corte em virtude da elevada força de usinagem durante o processo de corte ou pela interação entre a face da ferramenta e a superfície inferior dos cavacos. Ocorre, frequentemente, a formação de gume postiço, que é o material da peça altamente encruado aderido sobre a face da ferramenta assumindo as funções de corte. O gume postiço cresce gradativamente com o fluxo de cavaco até se romper e, nesse momento, pode arrancar parte do gume da ferramenta [32-34, 55, 61].

O desgaste por difusão consiste na transferência de átomos de um material para outro. Este depende da temperatura na região de contato, afinidade química entre o material da peça e ferramenta e da duração de contato [32, 33]. Como pode ser visto na Figura 2.32, quanto maior a velocidade de corte e o avanço, maior será a temperatura na região de contato, aumentando a taxa de desgaste por difusão, que cresce em uma escala exponencial.

Por fim, o desgaste por oxidação ocorre em temperaturas muito elevadas. Em geral, a maioria dos materiais se oxida na presença de ar ou água após estarem submetidos a altas temperaturas. O desgaste gerado pela oxidação é observado próximo às regiões de contato entre a ferramenta e o cavaco, gerando pequenos filmes de óxidos [32-34, 55, 61].

### 3 MATERIAIS E EQUIPAMENTOS

No presente capítulo serão descritos os materiais, ferramentas e equipamentos que se fazem necessários para a realização dos ensaios de furação e medição de tensão residual, bem como para a análise dos resultados.

#### 3.1 TIPO DE PROCESSO DE FURAÇÃO

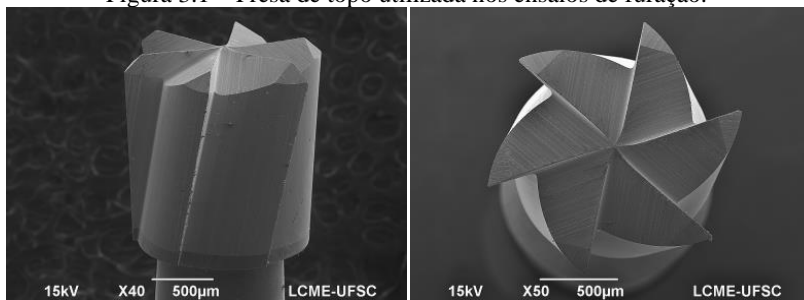
O processo de furação empregado neste trabalho apresenta movimento de corte circular e de avanço na direção do eixo de rotação da ferramenta. Porém, neste caso específico, utiliza-se como ferramenta de corte uma fresa de topo, ao invés de uma broca helicoidal, comumente utilizada nos processos de furação, por exemplo. Em síntese, a cinemática é do processo de furação, mas a ferramenta empregada é do processo de fresamento.

As grandezas envolvidas neste processo de furação são velocidade de rotação  $n$  e a velocidade de avanço  $v_f$  da fresa.

#### 3.2 FERRAMENTA DE CORTE

As ferramentas de corte utilizadas na usinagem do furo cego são fresas de topo, geometria de cone invertido, de uso odontológico. Sua haste, de aço-rápido, está unida ao seu corpo, de metal-duro à base de carboneto de tungstênio, por brasagem, sendo que a ferramenta não é revestida. De diâmetro 1,6mm e conicidade de  $84,5^\circ$ , a ferramenta apresenta seis gumes, como ilustra a Figura 3.1.

Figura 3.1 – Fresa de topo utilizada nos ensaios de furação.

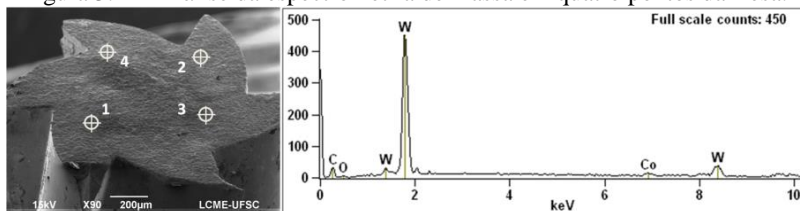


FONTE: Do autor.

A Figura 3.2 apresenta a espectrometria de massa (EDS) do material de base de seu corpo, que foi cortado por eletroerosão utilizando-se, como eletrodo, uma pequena chapa de cobre.

A fluorescência de Raios-X utiliza sinais de Raios-X para excitar uma amostra desconhecida. Os elementos individuais presentes na amostra emitem seus Raios-X característicos (fluorescentes), o EDS detecta estes Raios-X e, qualitativamente, determina quais elementos estão presentes no material. Deste modo, pode-se identificar a composição do metal-duro das ferramentas.

Figura 3.2 – Análise da espectrometria de massa em quatro pontos da fresa.



FONTE: Do autor.

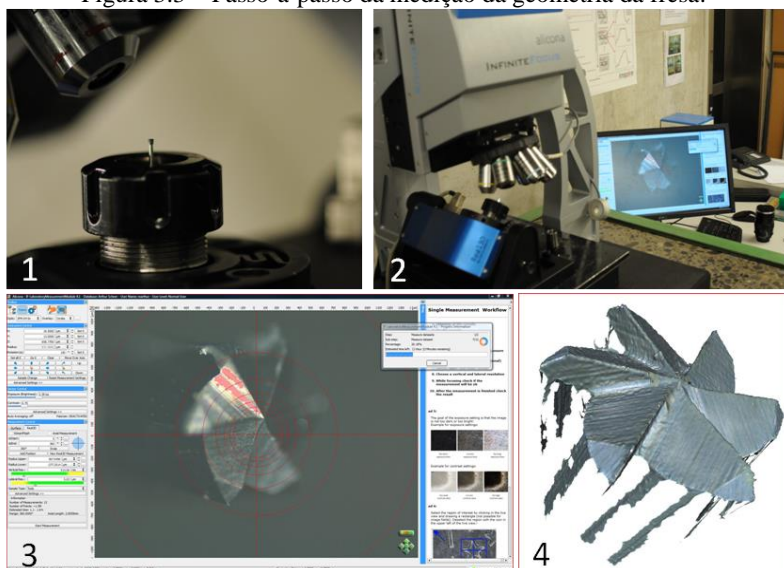
Assim sendo, no espectro apresentado na Figura 3.2 observa-se que se trata de um metal-duro com base de WC-Co, como mencionado anteriormente.

A parceria de vários anos entre o Laboratório de Mecânica de Precisão e o *Institut für Werkzeugmaschinen und Fertigung (IWF)*, pertencente à *Eidgenössische Technische Hochschule Zürich (ETHZ)* situado na cidade de Zurique na Suíça, possibilitou a caracterização da geometria da cunha da fresa no Microscópio Óptico de Foco Infinito Alicona.

Antes da medição, a fresa foi limpa por ultrassom em álcool etílico 95% e sua secagem feita por um jato de ar-comprimido. A ferramenta foi então posicionada e fixada na pinça do dispositivo porta-ferramenta acoplado ao microscópio (Figura 3.3-1). Este permite o posicionamento relativo entre a ferramenta e a lente do microscópio de  $0^\circ$  a  $180^\circ$  (Figura 3.3-2). Procede-se então com a ajustagem dos parâmetros de captura da imagem 3-D da ferramenta, onde é informada ao *software* do microscópio a posição angular da ferramenta relativa ao microscópio, a altura mínima e máxima de foco e a resolução desejada da imagem (Figura 3.3-3). Após a captura de uma série de imagens, o *software* do microscópio faz seu processamento e constrói a imagem 3-D da fresa (Figura 3.3-4).



Figura 3.3 – Passo-a-passo da medição da geometria da fresa.

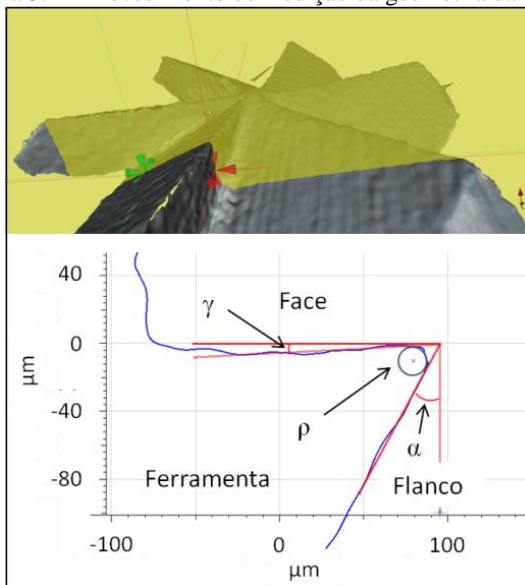


FONTE: Do autor.

O *software* do microscópio possui um aplicativo que permite a medição de geometria, de contorno, de rugosidade, de forma etc. Ao sectionar a fresa por um plano em uma determinada posição uma imagem projetada deste corte é criada na parte inferior da tela. Nesta pode-se traçar linhas retas auxiliares, círculos e medir o ângulo relativo entre estas linhas retas. Neste trabalho, os cortes no gume da fresa foram realizados paralelos ao vetor velocidade de corte e, deste modo, pôde-se medir o ângulo de incidência  $\alpha$ , ângulo de saída  $\gamma$  e raio de gume  $\rho$ , conforme ilustra a Figura 3.4.

Foram medidos três gumes de uma fresa, dois gumes de outra e mais um gume de outras duas fresas totalizando sete gumes em quatro fresas. A medição foi realizada ao longo de três posições sobre o gume e observou-se uma pequena variação nos dados. Foi calculada a média e o intervalo de confiança para um nível de confiança de 95%.

Figura 3.4 – Procedimento de medição da geometria da fresa.

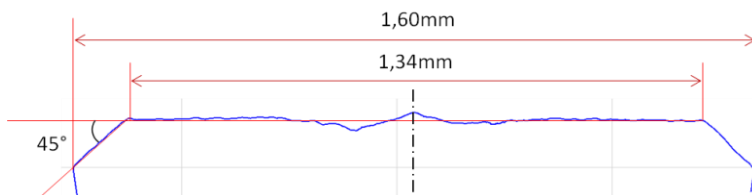


FONTE: Do autor.

Ao longo de todo o gume da fresa o valor do ângulo de incidência  $\alpha$  varia em  $28 \pm 3^\circ$ , o ângulo de saída  $\gamma$  em  $2 \pm 2^\circ$  e o raio de gume  $\rho$  na ordem de  $6 \pm 3 \mu\text{m}$ . Para uma posição bem próxima ao centro da fresa ( $r=0,15\text{mm}$ ) tem-se um ângulo de saída  $\gamma$  variando em  $-10 \pm 2^\circ$  e um ângulo de incidência  $\alpha$  de  $28 \pm 3^\circ$ . Por sua vez, na região do chanfro o ângulo de saída é praticamente o mesmo que no restante do gume, porém o ângulo de incidência  $\alpha$  diminui para  $15 \pm 3^\circ$ .

A Figura 3.5 ilustra a geometria da ponta da fresa. Pode-se observar que a fresa possui um chanfro em  $45^\circ$  e comprimento  $0,707\text{mm}$  na periferia do gume. Deste modo, o comprimento de dois gumes principais colineares é de  $1,34\text{mm}$ .

Figura 3.5 – Geometria da ponta da fresa.



FONTE: Do autor.

### 3.3 MATERIAIS DE ENSAIO

Os materiais utilizados nos ensaios, comumente empregados na indústria mundial e por inúmeros pesquisadores do Método do Furo Cego para medição de tensão residual, são: o aço ABNT1020, o aço inoxidável AISI304L e a liga de alumínio AA6061. Suas propriedades mecânicas e composições químicas podem ser visualizadas na Tabela 3.1 e no Anexo C, respectivamente.

Tabela 3.1 – Propriedades mecânicas dos materiais.

	<b>Aço ABNT 1020</b>	<b>Aço AISI 304L</b>	<b>Liga de alumínio AA6061</b>
Massa específica [g.cm <sup>-3</sup> ]	7,85	8,00	2,70
Módulo de elasticidade [GPa]	207	193	69
Limite de escoamento [MPa]	210	205	276
Limite de resistência [MPa]	380	515	310
Coef.de Poisson	0,30	0,30	0,33
Dureza Vickers [HV]	162	191	55
Cond. térmica [W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	51,9	16,2	180
Coef. de exp. térmica [10 <sup>-6</sup> (°C) <sup>-1</sup> ]	11,7	17,2	23,6

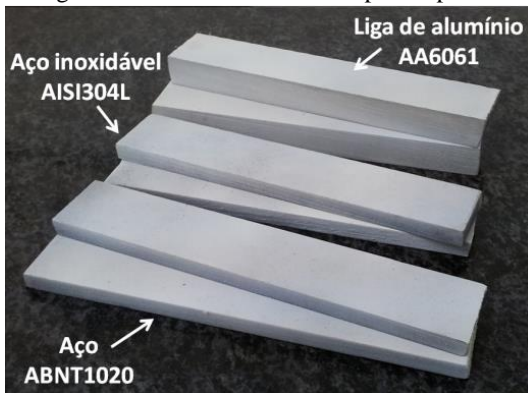
FONTE: Callister Jr. [79].

#### 3.3.1 Corpo de prova

Para a realização dos ensaios e confecção dos corpos de prova os materiais foram adquiridos na forma de chapa plana de espessura 6,30mm, 6,35mm e 12,00mm para o aço ABNT1020, o aço inoxidável AISI304L e a liga de alumínio AA6061, respectivamente.

Adquiridos os materiais procedeu-se o seu corte de modo a facilitar sua utilização durante os ensaios e nas análises posteriores. O corte por plasma das chapas em tiras de 135mm de comprimento foi realizado no Instituto de Soldagem e Mecatrônica (LABSOLDA). Na sequência, cada tira foi dividida em partes iguais com uma largura de 25mm na serra fita do Laboratório de Usinagem e Comando Numérico (USICON). Assim, as dimensões finais dos corpos de prova são: 135mmx25mmx6,30mm, aço ABNT1020; 135mmx25mmx6,35mm, aço AISI304L e 135mmx25mmx12,00mm, liga de alumínio AA6061. A Figura 3.6 apresenta a imagem dos três materiais, já na forma final dos corpos de prova.

Figura 3.6 – Forma final dos corpos de prova.



FONTE: Do autor.

Após o processo de corte foi realizada uma rebarbação manual dos corpos de prova, quando necessária, e os mesmos foram encaminhados para o processo de alívio de tensões. Os certificados do processo de alívio de tensão podem ser visualizados no Anexo D, Anexo E e Anexo F.

Ao retornarem do processo de alívio de tensões, os corpos de prova receberam uma fina camada de tinta branca fosca sobre a superfície a medir. Essa pintura faz-se necessária para evitar a reflexão especular da luz do laser durante a obtenção das imagens da superfície adjacente ao furo cego, no momento da medição com a roseta óptica.

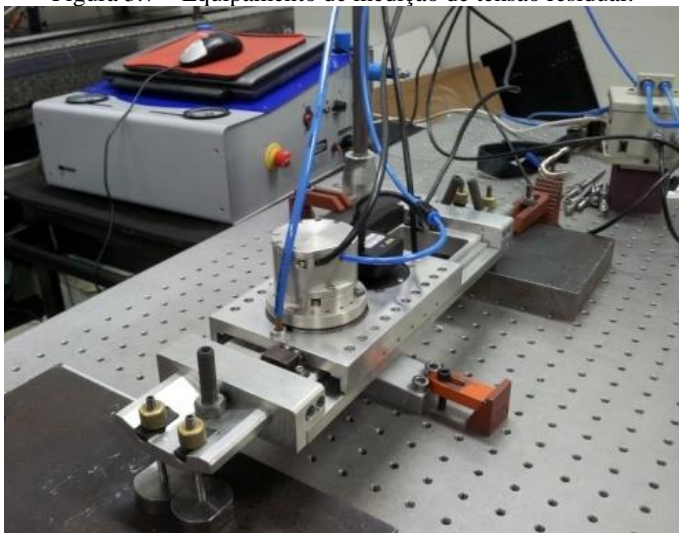
### 3.4 BANCADA DE ENSAIOS DE FURAÇÃO

O equipamento de medição de tensão residual encontra-se montado na sala de Holografia Eletrônica do Laboratório de Metrologia e Automatização (LABMETRO). É constituído de uma roseta óptica e de uma turbina pneumática de furação. A roseta óptica, com sensibilidade radial e no plano, é capaz de identificar microdeslocamentos na superfície a medir, segundo a técnica *ESPI*. Por sua vez, o sistema de furação utiliza uma turbina pneumática, similar ao modelo *RS-200 (Micro-Measurements)*, com velocidade de rotação máxima de 300.000rpm, e o avanço axial da ferramenta é dado por um motor de passo, modelo *Haydon G4 905*.

Na Figura 3.7 pode-se ver a bancada de ensaio sobre a qual está montado o equipamento de medição de tensão residual, no centro da imagem, dividido em sistema de furação e sistema de medição. Ao fun-

do observa-se a eletrônica e sobre esta o *notebook*, que comandam toda a medição.

Figura 3.7 – Equipamento de medição de tensão residual.



FONTE: Do autor.

### 3.4.1 Sistema de furação

A turbina pneumática permite uma velocidade de rotação da fresa de até 300.000rpm, quando alimentada a ar-comprimido a uma pressão de 0,3MPa (3bar), segundo informações do fabricante. Porém, esta é a velocidade de operação em vazio, ou seja, sem que a fresa esteja efetivamente usinando um furo. Seu avanço axial, executado por um motor de passo, é realizado na forma de pulsos, onde o avanço nominal correspondente a cada pulso é  $13\mu\text{m}$ . Um *driver* divide cada pulso em quatro, resultando então em  $3,25\mu\text{m}$  de avanço por pulso. Porém, não é informada pelo fabricante do equipamento a duração de cada pulso. O que está programando no *software* do comando eletrônico do sistema de furação, contudo, é o tempo no qual cada incremento, de  $50\mu\text{m}$  de profundidade nominal, deve ser executado, ou seja, tem-se apenas a informação da velocidade média de avanço para o percurso. No *software* estão programadas duas velocidades de avanço, disponíveis para seleção do operador do equipamento, que são:  $v_f=0,10\text{mm/min}$  e  $v_f=0,20\text{mm/min}$ . Sendo assim, se calculado o avanço por gume  $f_z$  pela

definição, obtém-se, respectivamente, aproximadamente  $f_z=7,6.10^{-8}$  mm e  $f_z=15.10^{-8}$  mm. Constata-se, no primeiro caso, que o avanço por gume é cerca de 80.000 vezes menor que o raio de gume e, no segundo caso, 40.000 vezes menor que o raio de gume.

Para o conhecimento das grandezas envolvidas no processo, buscou-se medir a velocidade de rotação instantânea da fresa em operação, ou seja, realizando corte de material. Com esta finalidade, montou-se um experimento onde a variável de entrada, pressão da turbina pneumática, manteve-se constante em 0,3MPa e somente a velocidade de avanço  $v_f$  sofreu variação, sendo utilizadas as disponíveis no *software*. Os corpos de prova foram os mesmos preparados a partir dos materiais descritos na Seção 3.3: aço ABNT1020, aço inoxidável AISI304L e a liga de alumínio AA6061.

Para medir a velocidade de rotação da fresa utilizou-se o princípio da emissão acústica que a turbina produz, uma vez que este som bem característico de turbinas pneumáticas é proveniente da passagem de ar pelas suas pás ao movimentá-las. A forma construtiva da turbina apresenta seis pás e, portanto, tem-se que o valor de frequência obtido é do movimento conjunto de rotação dessas seis pás. Deste modo, deve-se dividir este valor por 6, obtendo-se a frequência de rotação da fresa em Hz e, multiplicando-se por 60, em rpm. Sendo assim, consegue-se chegar a uma boa aproximação da frequência instantânea de rotação da fresa.

A frequência do som característico da rotação da turbina foi adquirida com o auxílio de um microfone de uso laboratorial. Para o seu processamento, fez-se uso de uma placa de aquisição *NI myDAQ* da *National Instruments*, a uma taxa de aquisição de 100kHz e com um filtro tipo *hanning* passa baixa de 50kHz.

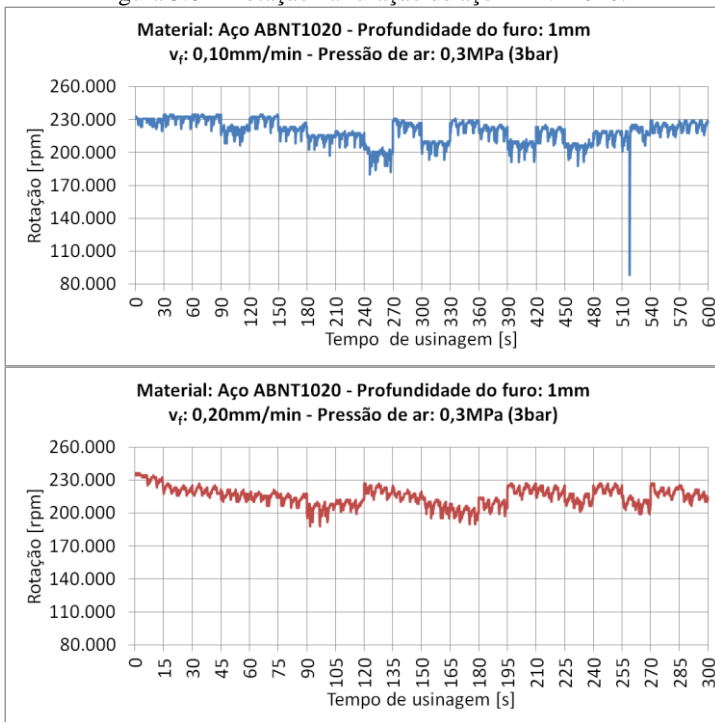
O furo cego, de profundidade 1mm, foi usinado em 20 passos, de modo que cada passo ou incremento possui um comprimento nominal de 50 $\mu$ m. Ao variar somente a velocidade de avanço, tem-se que quando empregado  $v_f=0,10$ mm/min o tempo total de usinagem é 600 segundos, sendo que cada incremento é usinado em 30 segundos. Por sua vez, ao utilizar  $v_f=0,20$ mm/min o tempo total de usinagem cai para 300 segundos e, cada incremento passa ser usinado em apenas 15 segundos. Desta forma, nas imagens ilustradas pela Figura 3.8, Figura 3.9 e Figura 3.10 pode-se observar que cada intervalo de tempo representa o comportamento da rotação instantânea da fresa na usinagem de um incremento completo. Para cada velocidade de avanço ensaiada calculou-se a velocidade de rotação média e seu intervalo de confiança, para um nível de confiança de 95%.

## a) Furação de aço ABNT1020

O comportamento da frequência de rotação da fresa apresentou uma pequena variação ao longo da usinagem do furo cego no material aço ABNT1020. A frequência de rotação média para a menor velocidade de avanço corresponde a  $219.000 \pm 200$ rpm e, para a maior velocidade de avanço, a  $215.000 \pm 240$ rpm. Apesar da frequência de rotação média no primeiro caso ser maior que no segundo, o intervalo de confiança é menor, sinalizando um processo mais uniforme que o segundo. O desempenho característico da furação neste material, em ambas as velocidades de avanço, pode ser visto na Figura 3.8.

Observa-se nos gráficos da Figura 3.8 que os incrementos são realizados, via de regra, em patamares de velocidade de rotação da fresa distintos, ou seja, ora o patamar é alto e no próximo incremento é menor ou vice-versa. Pode-se sugerir, como motivo desses saltos, que a frequência de rotação da fresa diminui quando esta não remove material na forma de cavaco, realizando apenas um trabalho de conformação mecânica. Neste deve ocorrer o empastamento de material à frente dos gumes, segundo Trent e Wright [34] consequência da diminuição de dureza devido ao aquecimento demasiado. Somado a este fato, tem-se que a remoção de material é ineficiente, já que o raio do gume é muito maior que a espessura de usinagem. Por sua vez, essa afirmação só pode ser comprovada sabendo-se o tempo no qual cada passo de  $3,25\mu\text{m}$  é executado pelo motor de avanço. Adicionalmente, sugere-se que a força de usinagem  $F_u$  apresenta um aumento considerável resultando na perda de torque, já que os gumes podem estar atritando com o fundo do furo e, consequentemente, diminuindo sua velocidade de rotação. Todavia, o material deformado é removido, visto que cavaco é formado no processo. Fica evidente no gráfico apresentado que a usinagem com a velocidade de avanço  $v_f = 0,10\text{mm/min}$  representa a condição mais favorável para a ocorrência desses saltos.

Figura 3.8 – Rotação na furação de aço ABNT1020.



FONTE: Do autor.

O pico de mínimo no início do 18º incremento, aos 520s, na velocidade de avanço  $v_f=0,10\text{mm/min}$ , revela uma queda abrupta de aproximadamente 60% na rotação da fresa, saindo dos 220.000rpm para próximo de 90.000rpm. Neste caso, a perda de torque da turbina devido ao travamento da fresa dentro do furo é demasiadamente acentuado e resultante de vários fatores, entre eles: o acúmulo de cavaco na cavidade do furo, alguma impureza, de dureza superior no material, lascamento de algum gume etc.

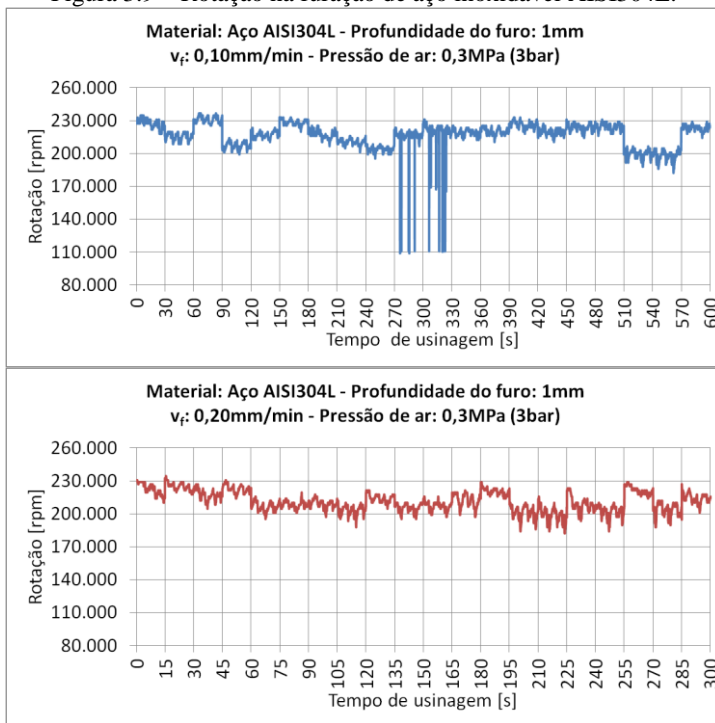
No gráfico inferior da Figura 3.8, furando com a velocidade de avanço  $v_f=0,20\text{mm/min}$ , observa-se uma estabilidade maior na rotação da fresa. Este fato pode ser consequência da espessura de usinagem maior que vem a formar melhor o cavaco. Como ocorre menos atrito entre os gumes e a superfície do fundo do furo, o calor gerado é consequentemente menor e, com isso, diminui-se a ocorrência de empastamento de material.



## b) Furação de aço inoxidável AISI304L

Na usinagem do furo cego no corpo de prova de aço inoxidável AISI304L, a frequência de rotação média para a menor velocidade de avanço corresponde a  $217.000 \pm 210$ rpm. Já para a velocidade de avanço mais alta, a frequência de rotação média corresponde a  $211.000 \pm 270$ rpm. Neste material também houve uma diminuição da velocidade de rotação média da fresa ao se dobrar a velocidade de avanço, de maneira similar ao ocorrido no caso anterior. O intervalo de confiança da média apresentou um comportamento semelhante nas duas condições de avanço, sofrendo um aumento no segundo caso. O desempenho característico da furação neste material, em ambas as velocidades de avanço, pode ser visto na Figura 3.9.

Figura 3.9 – Rotação na furação de aço inoxidável AISI304L.



FONTE: Do autor.

O fenômeno de variações bruscas na rotação também pode ser visualizado na usinagem deste material. Segundo Outerio *et al* [28] e Jang *et al* [26], o aço inoxidável austenítico tem por característica ser um material de difícil usinabilidade, apresentando uma dureza consideravelmente baixa, sofrer severo encruamento, alta ocorrência de rebarbas e adesão na ferramenta, além da baixa condutividade térmica. Essas características facilitam a concentração de calor na região de corte que, por sua vez, segundo Trent e Wright [34] diminui a dureza do material. Desta forma, a queda na rotação pode ser decorrente do aumento na força de usinagem  $F_u$  causado pelo acúmulo de cavacos no furo, empastamento de material à frente dos gumes ou pelo atrito entre estes e a superfície recém-usinada. Adicionalmente, tem-se uma espessura de usinagem muito menor que o raio de gume e, desta forma, um ângulo de saída efetivo demasiadamente negativo. No gráfico da Figura 3.9, que representa a velocidade de avanço  $v_f=0,10\text{mm/min}$ , as repetidas quedas na frequência de rotação da fresa, nos incrementos 10 e 11, devem-se às características deste material somadas à geometria da ferramenta de corte.

A furação do aço inoxidável AISI304L com a velocidade de avanço  $v_f=0,20\text{mm/min}$  apresenta um comportamento mais uniforme que a furação com a velocidade de avanço  $v_f=0,10\text{mm/min}$ . Ao aumentar-se a velocidade de avanço tem-se uma espessura de usinagem maior deformando menos o material e, conseqüentemente, levando a uma formação de cavaco mais favorável, haja vista que o valor do raio do gume ainda é consideravelmente maior que esta.

### c) Furação da liga de alumínio AA6061

Por fim, ao usinar o furo cego na liga de alumínio AA6061, a rotação média para a menor velocidade de avanço corresponde a  $227.000\pm 230\text{rpm}$ . Já para a velocidade de avanço mais alta, a rotação média corresponde a  $193.800\pm 230\text{rpm}$ .

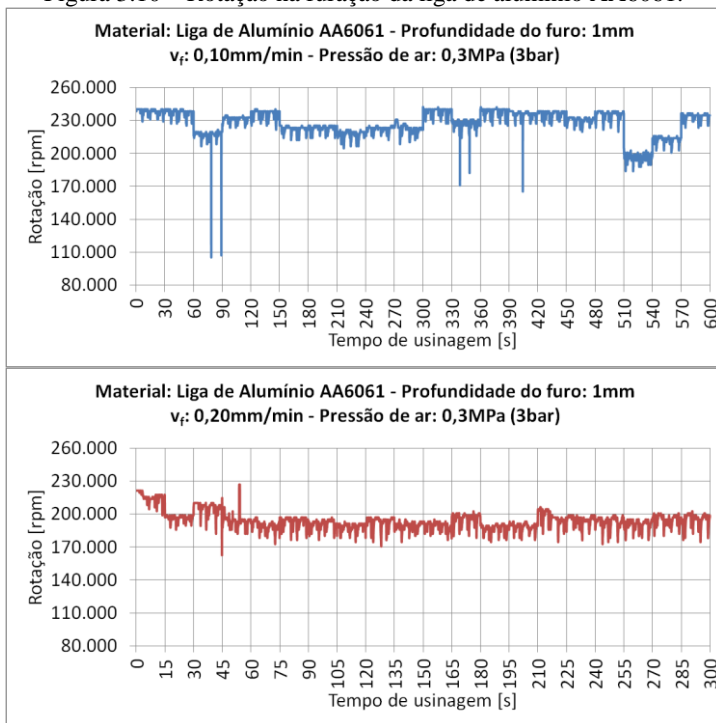
Neste material a queda da velocidade de rotação média foi a mais sensível entre as duas velocidades de avanço utilizadas, correspondendo a uma diminuição de aproximadamente 15%. Sugere-se que mesmo com uma velocidade de avanço maior e uma conseqüente espessura de usinagem maior, ainda assim ocorre mais deformação plástica e empastamento de material à frente dos gumes da fresa.

Como nos materiais anteriores, na usinagem deste também podem ser identificadas algumas variações bruscas na velocidade de rotação da fresa, principalmente ao fazer-se uso da mínima velocidade de avanço

(conforme Figura 3.10). O material usinado apresenta uma dureza e um módulo de elasticidade baixo que, aliado a um raio de gume muito maior que a espessura de usinagem e um ângulo de saída efetivo muito negativo, podem resultar em altas taxas de deformação plástica e empastamento de cavaco à frente dos gumes. Este empastamento, por sua vez, é decorrente de uma alta temperatura na zona de corte devido à deformação plástica do material e ao atrito entre seus gumes e o fundo do furo e, conforme Trent e Wright [34], ocasionado pela diminuição da dureza do material. Pode-se supor, ainda, um trancamento de cavaco na cavidade do furo.

Na Figura 3.10 pode-se observar que a furação com a maior velocidade de avanço confere ao processo uma estabilidade muito superior à furação com a velocidade de avanço menor, uma vez que a velocidade de rotação visivelmente se mantém mais constante ao longo da maioria dos 20 incrementos.

Figura 3.10 – Rotação na furação da liga de alumínio AA6061.



FONTE: Do autor.

No primeiro gráfico da Figura 3.10 observa-se que na velocidade de avanço mínima têm-se picos de mínima velocidade de rotação, que não são vistos na furação com a máxima velocidade de rotação. Também se observa, principalmente nos últimos incrementos, uma queda acentuada na velocidade de rotação da fresa. Ao usinar o 18º incremento, a velocidade de rotação sofre uma queda brusca. Ao usinar o 19º incremento a velocidade de rotação sofre um ligeiro aumento e retorna ao seu patamar original durante a furação do último incremento. Como este gráfico representa o comportamento da usinagem completa de apenas um furo cego, não se pode afirmar que este representa o desempenho da fresa durante a furação deste material. Mais ensaios se fazem necessários para uma conclusão acertada. Contudo, foi possível atingir o objetivo de medir a velocidade de rotação instantânea da fresa durante o processo de furação.

A Tabela 3.2 apresenta os valores médios da velocidade de rotação para cada parâmetro de velocidade de avanços nos três materiais de corpos de prova. A tabela indica a velocidade de rotação média e a velocidade de corte média da ferramenta, acompanhado do seu intervalo de confiança.

Tabela 3.2 – Parâmetros de furação nos três diferentes materiais para pressão de ar na turbina de 0,3MPa.

		<b>Aço ABNT1020</b>	<b>Aço inoxidável AISI304L</b>	<b>Liga de Alumínio AA6061</b>
		Velocidade de rotação média $n$ [rpm]		
Velocidade de avanço $v_f$ [mm/min]	0,10	219.000±200	217.000±210	227.000±230
	0,20	215.000±240	211.000±270	193.800±230
	Velocidade de corte média $v_c$ [m/min]			
	0,10	1.095	1.090	1.140
	0,20	1.080	1.060	975

FONTE: Do autor.

São observadas, portanto, algumas sensíveis mudanças no comportamento da rotação da fresa ao longo da furação nos três materiais nas duas velocidades de avanço.

### 3.4.2 Sistema de medição de tensões

O sistema de medição de tensões residuais utilizado nos ensaios dispõe de um interferômetro de dupla iluminação com um elemento óptico difrativo especial conferindo-lhe sensibilidade radial na medição dos microdeslocamentos. Por sua vez, o *software* processa a imagem, que é obtida da superfície antes e após cada passo de furação, e calcula os deslocamentos radiais com os quais determina a direção e magnitude das tensões principais.

Um feixe de luz colimada incide sobre a superfície do elemento óptico difrativo sendo difratado e direcionado para a área de medição no corpo de prova. Com exceção da região onde se localiza o furo, cada ponto da imagem desta área é composto pela interferência de raios difratados pelo elemento óptico difrativo de forma diametralmente oposta. O padrão *speckle* é o nome dado à imagem gerada por essa interação entre os feixes oriundos de fontes com uma diferença de fase, que são refletidos difusamente pela superfície pintada com tinta fosca. A comparação de padrões *speckle* obtidos antes e após a produção do furo permite a medição de microdeslocamentos da superfície. O sistema é ainda composto por uma câmera CCD que faz a captura das imagens que serão utilizadas no processamento pelo *software* [6].



## 4 PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL

Neste capítulo serão descritas as diferentes metodologias desenvolvidas para a realização da análise de tensão introduzida ao corpo de prova resultante do processo de furação. Igualmente será descrita a metodologia de análise do furo no tocante à formação de rebarba, textura da parede e fundo, análise metalográfica e de dureza da região próxima ao furo assim como do cavaco produzido pelo processo e, no que se refere às fresas, a metodologia para a investigação dos mecanismos de desgaste comumente presentes.

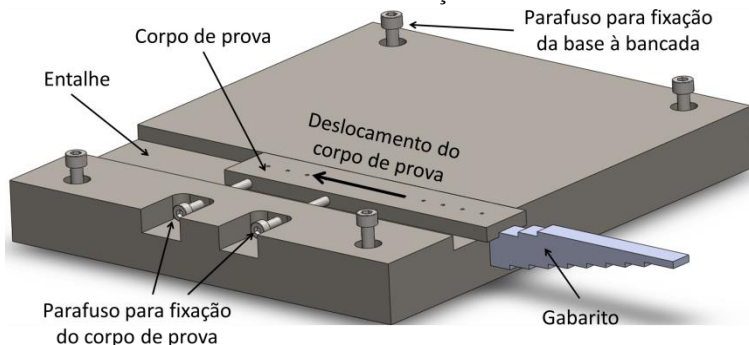
Todas as análises propostas neste trabalho foram realizadas nos furos produzidos através da usinagem com as duas velocidades de avanço, nos três diferentes materiais – aço ABNT1020, aço inoxidável AISI304L e liga de alumínio AA6061 – e nas respectivas ferramentas que produziram tais furos.

### 4.1 ENSAIOS DE FURAÇÃO

Os ensaios de furação foram realizados no Laboratório de Metrologia e Automatização (LABMETRO) utilizando a turbina de alta velocidade de rotação do equipamento de medição de tensão residual.

Para a fixação e posicionamento do corpo de prova sob o sistema de furação e medição de tensão residual projetou-se e fabricou-se uma base de fixação e um gabarito, conforme ilustra a Figura 4.1. Ambos os componentes, de aço ABNT1045, foram usinados no Laboratório de Usinagem e Comando Numérico (USICON).

Figura 4.1 – Base de fixação e posicionamento dos corpos de prova durante os ensaios de furação.

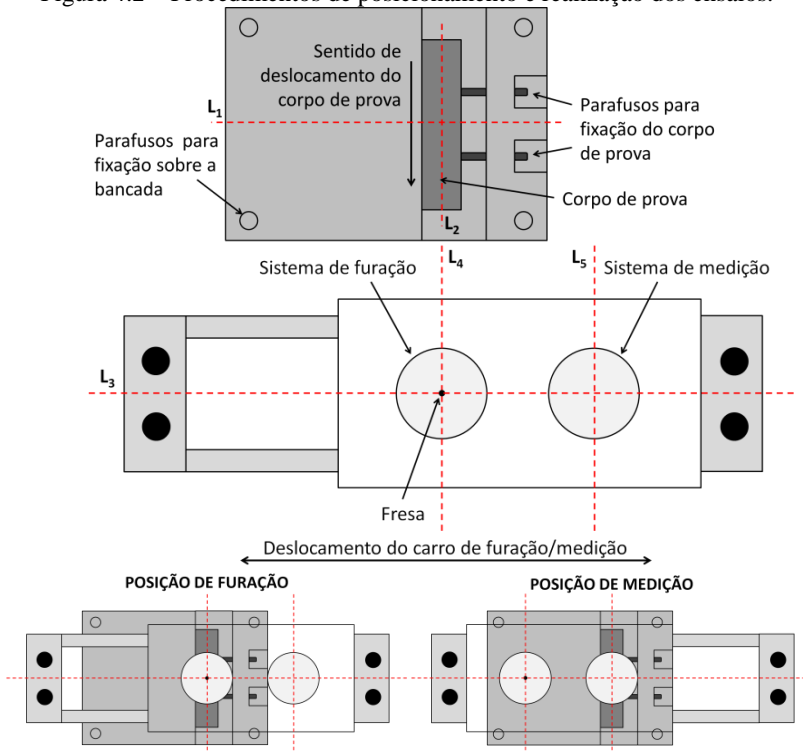


FONTE: Do autor.

Este conjunto possibilita um posicionamento e fixação do corpo de prova com boa repetibilidade. O desenho técnico da base de fixação por ser visualizado no Apêndice A. O corpo de prova é acomodado no entalhe de forma que sua superfície lateral encoste à superfície da parede do entalhe e, então, é pressionado contra esta por dois parafusos.

Para o início dos ensaios o conjunto composto pela base de fixação e corpo de prova deve então ser posicionado abaixo do equipamento de medição de tensão residual (conforme ilustra a Figura 4.2). Para tanto, faz-se coincidir a linha de centro  $L_1$ , da base de fixação, com a linha de centro  $L_3$ , do equipamento de medição e, de maneira análoga, faz-se coincidir a linha de centro  $L_2$ , do corpo de prova, com a linha de centro  $L_4$ , do sistema de furação ou  $L_5$ , do sistema de medição. A base pode ser fixada sobre a mesa por quatro parafusos ou por grampos. O equipamento de medição é fixado sobre a mesa por quatro pés magnéticos.

Figura 4.2 – Procedimentos de posicionamento e realização dos ensaios.



FONTE: Do autor.

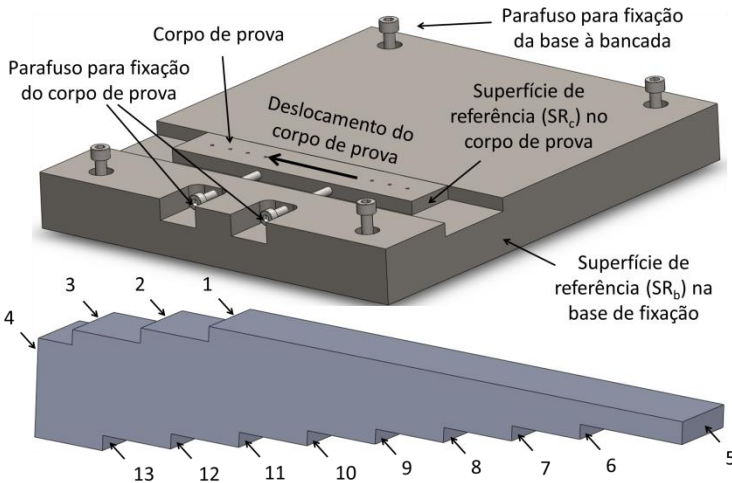


Pode-se observar, na parte inferior da Figura 4.2, que o sistema de furação e medição de tensão residual desloca-se sobre guias lineares. Desta forma, alterna-se entre a furação de um incremento da profundidade do furo e a captura da imagem da superfície adjacente a este, mantendo-se sempre a concentricidade entre o eixo central do furo cego, o sistema de furação (fresa) e o sistema de medição (fonte de luz e câmera). No início da furação de cada furo é adquirida e salva pelo *software* a informação da altura relativa entre a fresa e a superfície do corpo de prova por intermédio do contato elétrico entre eles. Também é alinhada a posição do eixo da câmera e da fonte de luz laser, por meio do processamento de uma imagem de referência da superfície a medir e uma segunda imagem após uma leve excitação da estrutura do equipamento de medição. A sobreposição dessas duas imagens resulta em algumas franjas de deslocamento de corpo rígido que são necessárias para alinhar o centro do interferômetro com o centro da câmera.

O corpo de prova foi fabricado para receber até 12 furos distribuídos de forma alinhada e longitudinalmente sobre sua linha média. O primeiro e o último furo estão a 12,5mm de distância entre seu centro e a borda do corpo de prova e, os demais distanciam-se em 10mm entre seus centros. Um esquema da quantidade de furos por corpo de prova e suas respectivas posições sobre este pode ser visualizado no Apêndice B.

O posicionamento do primeiro furo, bem como dos demais, é possível devido ao ajuste do corpo de prova deslocando-o encostado à parede do entalhe. A distância à borda do primeiro furo, bem como a distância entre furos subsequentes, é obtida através de um gabarito escalonado (conforme o desenho técnico no Apêndice C). Toma-se como referência para o posicionamento uma das laterais do corpo de prova e da base de fixação, como detalhado na Figura 4.3. Para posicionar o corpo de prova de modo a usar o primeiro furo, por exemplo, faz-se coincidir a superfície de referência do corpo de prova  $SR_c$  com a superfície 1 do gabarito e, de modo análogo, faz-se coincidir a superfície de referência da base de fixação  $SR_b$  com a superfície 4 do gabarito. Para os demais furos segue-se uma lógica semelhante que pode ser observada na tabela localizada na parte inferior da Figura 4.3.

Figura 4.3 – Esquema de posicionamento do corpo de prova.



Furo	Superfícies coincidentes	Furo	Superfícies coincidentes
1	SR <sub>c</sub> /1 e SR <sub>b</sub> /4	7	SR <sub>c</sub> /5 e SR <sub>b</sub> /8
2	SR <sub>c</sub> /2 e SR <sub>b</sub> /4	8	SR <sub>c</sub> /5 e SR <sub>b</sub> /9
3	SR <sub>c</sub> /3 e SR <sub>b</sub> /4	9	SR <sub>c</sub> /5 e SR <sub>b</sub> /10
4	SR <sub>c</sub> /4 e SR <sub>b</sub> /3	10	SR <sub>c</sub> /5 e SR <sub>b</sub> /11
5	SR <sub>c</sub> /5 e SR <sub>b</sub> /6	11	SR <sub>c</sub> /5 e SR <sub>b</sub> /12
6	SR <sub>c</sub> /5 e SR <sub>b</sub> /7	12	SR <sub>c</sub> /5 e SR <sub>b</sub> /13

FONTE: Do autor.

Após o posicionamento e fixação do corpo de prova deu-se início ao ensaio de furação. A pressão de ar da turbina permaneceu em 0,3MPa (3bar) nos três diferentes materiais durante todos os ensaios. Porém, como visto na Seção 3.2, como a turbina não fornece um torque constante durante a furação, houve uma variação na velocidade de rotação instantânea devido às características de usinabilidade dos materiais, como pode ser visualizada na Tabela 3.2 da Seção 3.2.1. O parâmetro de usinagem que sofreu variação foi a velocidade de avanço, sendo utilizada  $v_f=0,10\text{mm/min}$  e  $v_f=0,20\text{mm/min}$ .

A profundidade de cada furo foi de 1mm, sendo usinada em 20 incrementos de  $50\mu\text{m}$  cada. Todos os ensaios de furação são realizados sem utilização de meios lubrificantes. Estabeleceu-se que cada furo seria produzido sempre por uma fresa nova. Sendo assim, para cada velocidade de avanço estudada foram produzidos, em média, cerca de

oito furos nos três materiais distintos, consumindo 48 fresas e produzindo 48 furos.

#### 4.2 MEDIÇÃO DE TENSÕES DE USINAGEM

A norma ASTM E 837-08<sup>e2</sup> [12] determina que a medição de tensão residual seja dividida em 20 passos ao longo da profundidade do furo. Portanto, a furação é realizada em 20 incrementos de 50 $\mu$ m cada, totalizando um furo com 1mm de profundidade, como já descrito anteriormente.

Após a usinagem de cada incremento aguardou-se por cerca de 40s para efetuar a captura da imagem do padrão *speckle* da superfície em torno do furo. Este tempo é aconselhado pela mesma norma como tempo de adaptação da peça à nova condição introduzida pelo furo, bem como para a dissipação de calor produzida pelo processo de furação.

Quando concluído o ensaio de furação mede-se o diâmetro do furo produzido através da imagem deste capturada pela câmera. Nesta imagem faz-se coincidir dois círculos, um interno e outro externo à borda do furo e, com a relação pixel/mm da imagem obtém-se a medida aproximada de seu diâmetro. A imagem de referência da superfície a medir no corpo de prova e as imagens a cada incremento, juntamente com as propriedades mecânicas do material ensaiado e o valor do diâmetro do furo alimentam o programa que processa estas informações e fornecem como dados de saída as tensões  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  e  $\tau_{xy}$ . Estes dados foram utilizados para produzir os gráficos da tensão residual presente no material, pressupostamente produzida pelo processo de usinagem.

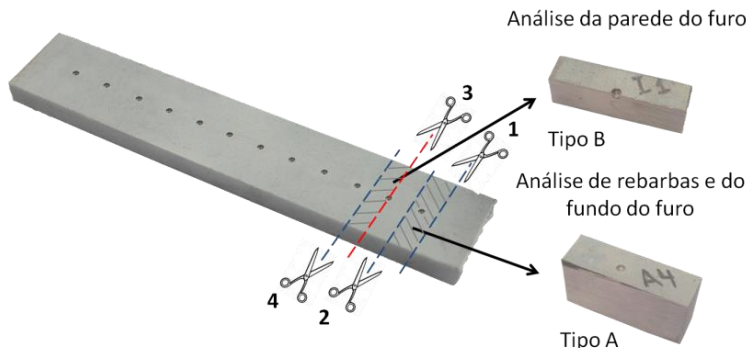
Concluída esta etapa do trabalho, pode-se agora dar sequência à análise dos furos e ferramentas. Estas análises e sua preparação, segundo uma série de etapas, são descritas a seguir.

#### 4.3 ANÁLISE DO FUNDO E DA PAREDE DO FURO

Os furos produzidos nos corpos de prova dos três materiais, segundo as duas condições de velocidade de avanço, foram seccionados em segmentos de dimensões menores a fim de facilitar sua análise nas etapas que se seguem. O serramento dos corpos de prova em segmentos deu-se na serra fita pertencente ao Laboratório de Usinagem e Comando Numérico (USICOM) segundo condições de corte suaves com o emprego de fluido lubrificante-refrigerante. O corte foi executado em posições diferentes entre os furos de modo a produzir os segmentos do tipo A e do tipo B (conforme a Figura 4.4). O corpo de prova tipo A foi produzido

segundo os cortes 1 e 2, de forma que o furo esteja localizado entre estes cortes. Já o segmento tipo B foi produzido segundo os cortes 3 e 4, sendo o corte 3 paralelo e coincidente ao eixo do furo.

Figura 4.4 – Corte dos corpos de prova para as análises.



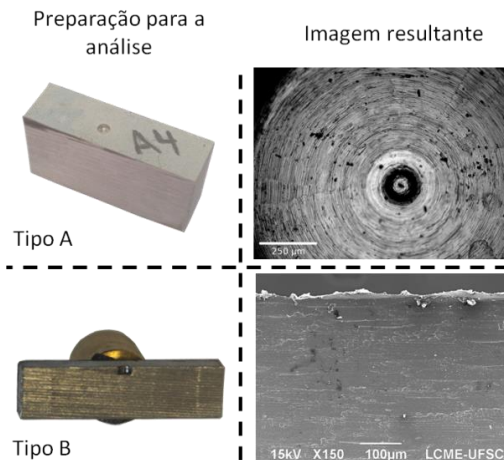
FONTE: Do autor.

Os segmentos do tipo A foram utilizados para a análise da textura do fundo do furo pelo Microscópio Óptico Leica DM4000M no Laboratório de Caracterização Microestrutural (LCM). Estes foram posicionados com a superfície superior, que contém o furo, paralela à lente do microscópio eletrônico.

Por sua vez, o segmento tipo B foi utilizado para a análise da textura da parede do furo através do Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) modelo JEOL JSM-6390LV no Laboratório Central de Microscopia Eletrônica (LCME). Cada segmento foi colado por uma fita adesiva de carbono sobre um calço cilíndrico, de diâmetro 9,5mm e altura 10mm, e montado no porta-amostra do MEV com sua superfície cortada paralela ao sensor deste. A Figura 4.5 ilustra o modo de fixação do segmento tipo A e tipo B sobre o calço e as imagens esperadas de cada análise.

Para cada análise foi preparada a mesma quantidade de segmentos contendo o furo produzido com as duas velocidades de avanço para os três materiais de corpo de prova. A seleção dos furos para cada análise foi feita de forma aleatória.

Figura 4.5 – Procedimento de análise do fundo e da parede do furo, respectivamente.



FONTE: Do autor.

#### 4.4 ANÁLISE METALOGRAFICA

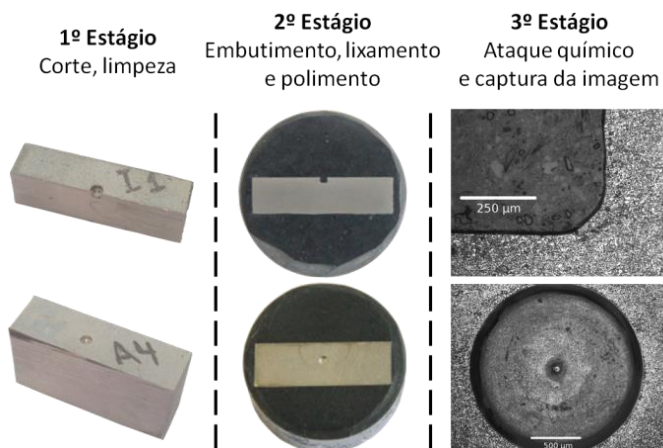
Após a obtenção das imagens da parede e do fundo do furo deu-se início à análise metalográfica dos segmentos do tipo A e tipo B. Esta análise busca visualizar a ocorrência de uma camada afetada na microestrutura do material, substancialmente nas camadas adjacentes à borda do furo em um plano transversal e longitudinal ao centro deste.

Todo o processo de preparação para a análise metalográfica foi realizado no Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP). O primeiro passo é o seu embutimento em resina sintética, de modo a facilitar seu manuseio nas etapas que se seguem. A embutidora foi programada para o aquecimento a 150°C, mantendo-se nesta temperatura por 10 minutos, a uma pressão de aproximadamente 14,7MPa (150kg.f.cm<sup>-2</sup>). O resfriamento deu-se por cerca de 5 minutos com água corrente dentro do cilindro de embutimento.

O passo seguinte, o lixamento, deu-se através da sequência crescente de lixas com as seguintes granulometrias, em Mesh: 80, 120, 220, 360, 400, 500, 600 e 1200. Entre cada granulometria de lixa, tomou-se o cuidado de limpar os segmentos por lavagem de ultrassom em álcool etílico 95% evitando, deste modo, que grãos abrasivos da lixa anterior, porventura aderidos ao segmento, contaminassem a lixa nova e promovessem riscos na superfície de análise.

Dando sequência ao processo de análise metalográfica, fez-se o polimento dos segmentos em duas etapas: com óxido de alumínio (alumina) 1 $\mu$ m e 0,3 $\mu$ m. De forma análoga, fez-se a limpeza dos segmentos entre cada etapa e no final do polimento. Os procedimentos básicos da análise metalográfica podem ser vistos na Figura 4.6.

Figura 4.6 – Procedimentos da análise metalográfica.



FONTE: Do autor.

Após o polimento, então, pôde-se submeter os segmentos ao ataque químico de modo a revelar sua estrutura metalográfica. Para cada material ensaiado, utilizaram-se os reagentes e o tempo de ataque descritos na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Reagentes e tempo de ataque da metalografia.

	<b>Reagente</b>	<b>Tempo de ataque</b>
<b>Aço ABNT1020</b>	<i>Nital 3%</i> - 1-5ml de HNO <sub>3</sub> (65%) - 100ml de álcool etílico	20s (imersão a frio)
<b>Aço inoxidável AISI304L</b>	<i>Marble</i> - 4g de CuSO <sub>4</sub> .5H <sub>2</sub> O - 20ml de HCl (37%) - 20ml de água destilada	45s (imersão a frio)
<b>Liga de alumínio AA6061</b>	<i>Ácido fluorídrico 5,2%</i> - 13ml de HF (40%) - 87ml de água destilada	75s (imersão a frio)

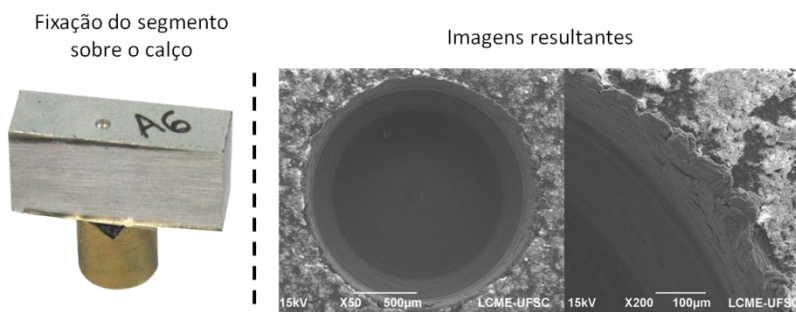
FONTE: Do autor.

Imediatamente após o ataque químico fez-se a captura das imagens da microestrutura do material nas regiões de interesse, particularmente próximas à borda do furo. Tanto o ataque químico como a captura das imagens da microestrutura do material foram realizados no Laboratório de Caracterização Microestrutural (LCM).

#### 4.5 ANÁLISE DE REBARBAS

A análise de rebarbas nos furos foi realizada somente nos segmentos do tipo A, sendo que é basicamente visual e obtida através de imagens produzidas pelo Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) do Laboratório Central de Microscopia Eletrônica (LCME). Nesta análise foram utilizados os segmentos do tipo A, os mesmos utilizados para a análise do fundo do furo. Porém, neste ponto, fez-se necessária sua colagem com uma fita adesiva de carbono sobre um calço cilíndrico, de diâmetro 9,5mm e altura 10mm, para a montagem no porta-amostra do MEV com a superfície que contém o furo paralela ao sensor deste. Um esquema da montagem do segmento sobre o cilindro e as imagens obtidas podem ser observados na Figura 4.7.

Figura 4.7 – Esquema da análise de rebarbas.



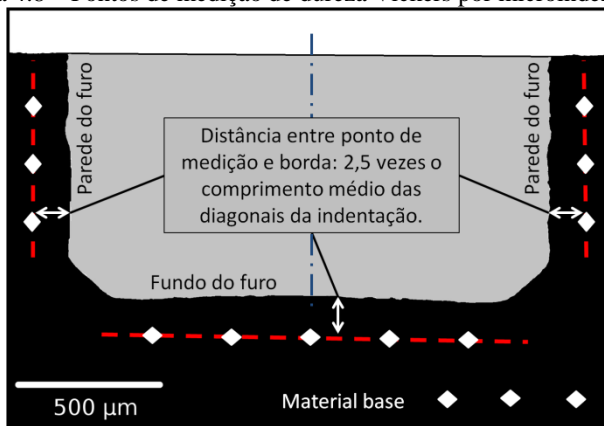
FONTE: Do autor.

#### 4.6 MEDIÇÃO DE DUREZA

Após o processo de análise metalográfica dos segmentos do tipo B procede-se a medição de dureza da região próxima à borda do furo. Esta medição busca verificar alguma alteração de dureza decorrente de efeitos térmicos e mecânicos do processo de fabricação do furo cego.

A medição de dureza foi conduzida pelo Laboratório de Propriedades Mecânicas (LPM). Primeiramente, foram feitas três medições no material de base em uma região afastada da borda do furo para determinar a dureza média representativa do material. Em seguida foi feita a medição de dureza nas paredes do furo, totalizando seis pontos de medição nesta região. Por fim, a região próxima ao fundo do furo é investigada com a medição em cinco pontos espaçados ao longo do furo (Figura 4.8).

Figura 4.8 – Pontos de medição de dureza Vickers por microindentação.



FONTE: Do autor.

As medições de dureza são realizadas sobre uma linha de referência paralela à borda do furo a uma distância não menor que 2,5 vezes o comprimento médio das diagonais da indentação. Já a distância entre os pontos de medição sobre esta linha de referencial não deve ser menor que 3 vezes o comprimento médio das diagonais da indentação. A medição de dureza por microindentação Vickers (HV) foi realizada com a aplicação de uma carga de 500g durante 15s. A metodologia empregada nas medições de dureza Vickers por microindentação obedece as recomendações da ASTM E92-82 [80].

#### 4.7 ANÁLISE DE CAVACOS

Os cavacos produzidos nas duas velocidades de avanço foram comparados, principalmente, para verificar a sua ordem de grandeza, sua forma, uniformidade e identificar, quando possível, a deformação plástica.



Para recolher o cavaco do processo de furação foi desconectado o tubo que o aspira e o armazena em um reservatório. Por conseguinte, o cavaco permaneceu depositado sobre a superfície do corpo de prova circundando o furo. Neste ensaio não se mediu a tensão residual, visto que o acúmulo de cavaco sobre a superfície de medição altera seu padrão *speckle*. Porém, o procedimento de furação não sofreu alteração, mantendo-se em 20 incrementos de 50 $\mu$ m de profundidade cada.

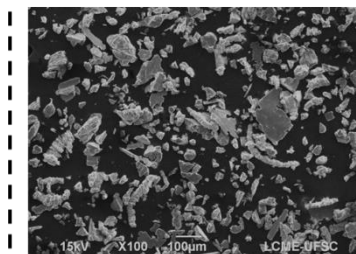
Após a realização da furação o cavaco foi colado sobre um pedaço retangular de fita adesiva de carbono sobre calços semelhantes aos descritos na Seção 4.5 e analisados no Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV). A superfície do calço sobre a qual estava colada a fita de carbono foi aproximada da superfície do corpo de prova de forma que os cavacos distribuídos sobre este se aderissem à fita. Este procedimento e a imagem resultante podem ser visualizados pela Figura 4.9.

Figura 4.9 – Esquema da análise de cavacos.

Fixação da fita com  
cavaco sobre o calço



Imagem resultante



FONTE: Do autor.

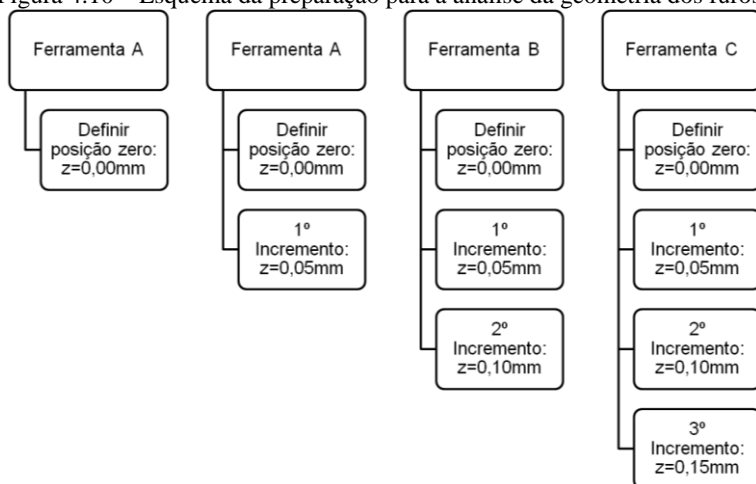
#### 4.8 ANÁLISE DA GEOMETRIA DOS FUROS

A norma ASTM E 837-08<sup>e2</sup> [12] para medição de tensão residual recomenda a usinagem de um furo com fundo plano. Deste modo, a formulação matemática envolvida na medição do alívio de tensão residual reproduz esta geometria do fundo do furo. Isto posto, busca-se identificar o perfil do fundo do furo produzido por esta fresa de topo.

Para analisar o perfil do fundo do furo foram produzidas quatro amostras em aço ABNT1020 com velocidade de avanço  $v_f=0,10$ mm/min utilizando-se três ferramentas novas, aqui denominadas por Ferramenta A, Ferramenta B e Ferramenta C. Na primeira amostra, com a Ferramenta A, fez-se somente o ajuste da altura relativa entre a fresa e a superfície do corpo de prova (definição da posição zero peça). Os ensaios que

se seguem sempre foram iniciados com a definição da posição zero entre fresa e superfície do corpo de prova. Com a mesma Ferramenta A produziu-se a segunda amostra e nesta, foi feito um furo de profundidade 0,05mm. Fazendo-se uso de uma nova fresa, a Ferramenta B, na terceira amostra furou-se até o segundo incremento, totalizando a profundidade de 0,10mm. Por fim, na última amostra o furo foi executado com a Ferramenta C até seu terceiro incremento contando com 0,15mm de profundidade. Um esquema das quatro amostras pode ser visualizado na Figura 4.10.

Figura 4.10 – Esquema da preparação para a análise da geometria dos furos.



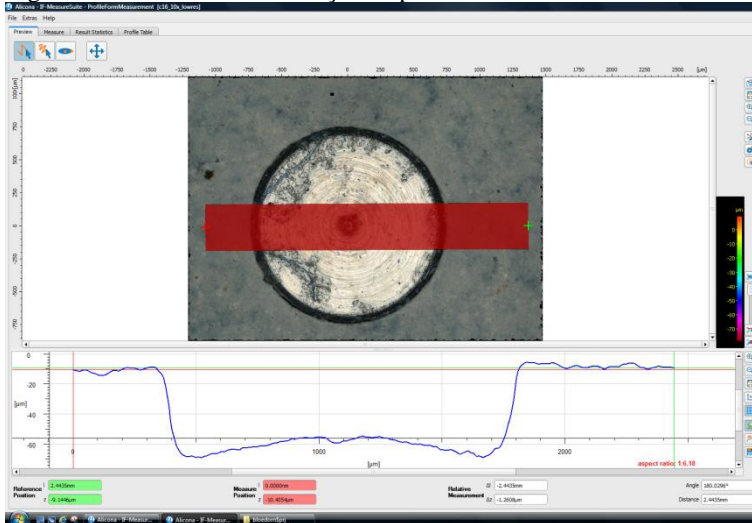
FONTE: Do autor.

Estes furos foram então fotografados pelo Microscópio de Foco Infinito Alicona no *Institut für Werkzeugmaschinen und Fertigung (IWF)* da *Eidgenössische Technische Hochschule Zürich (ETHZ)*. Após a captura de uma série de imagens, o *software* do microscópio construiu uma imagem em 3-D do furo e desta, pode-se traçar o perfil geométrico do fundo do furo.

Como ilustrado na Figura 4.11, foi traçado o perfil da região demarcada pelo retângulo em vermelho, passando pela região central do furo. No gráfico da mesma imagem pode-se observar o perfil produzido do furo nesta demonstração. Com as ferramentas disponíveis no *software* do microscópio Alicona pode-se traçar a linha média que identifica a superfície do corpo de prova e a linha média do fundo do furo, obtendo

então a profundidade do furo em análise. Primordial nesta imagem é a identificação do chanfro produzido pela geometria da fresa.

Figura 4.11 – Interface de medição do perfil do fundo do furo no Alicona.



FONTE: Do autor.

Entretanto, é importante ressaltar que, quanto mais profundo for o furo e mais inclinada verticalmente for a parede do chanfro, mais problemas de iluminação nesta região são esperados. Estes problemas resultam da reflexão da luz ao incidir numa região demasiadamente inclinada. Deste modo, a imagem em 3-D pode não reproduzir fielmente a geometria do fundo do furo, devendo este fato ser observado durante a análise e interpretação do perfil. De um modo geral, o perfil do centro do furo até o início do chanfro é condizente com o esperado, tendo em vista a geometria da fresa que produz este furo.

#### 4.9 ANÁLISE DAS FERRAMENTAS

A análise das ferramentas busca identificar desgaste de flanco, lascamentos, caldeamento de cavacos, adesão ou uma zona de estagnação de material no seu centro. Com esta análise objetiva-se verificar os principais mecanismos de desgaste presentes nas ferramentas durante a usinagem do furo cego nestes materiais.

As ferramentas foram limpas por um processo de ultrassom em álcool etílico e coladas sobre calços com uma fita adesiva de carbono.

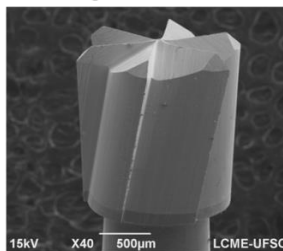
Os calços utilizados nesta análise apresentam a particularidade de possuírem uma face inclinada em  $11^\circ$ . Isto permite uma visualização simultânea da face, do flanco e do chanfro de vários gumes. A Figura 4.12 ilustra o procedimento de fixação da ferramenta sobre o calço e uma imagem que se obtém da mesma.

Figura 4.12 – Esquema da análise das ferramentas.

Fixação da ferramenta sobre o calço



Imagem resultante



FONTE: Do autor.

Todas as ferramentas empregadas nos ensaios foram observadas no MEV, porém será apresentado somente um esquema com imagens de uma ferramenta para cada velocidade de avanço nos três materiais de corpo de prova que representa os mecanismos de desgaste característicos de cada caso.

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo serão apresentados e discutidos os resultados das análises propostas neste trabalho.

### 5.1 TENSÕES INTRODUZIDAS POR USINAGEM

A apresentação dos resultados das tensões residuais medidas será dividida em três seções, uma para cada material ensaiado. Foram produzidos três gráficos com as tensões residuais  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  e  $\tau_{xy}$  para duas velocidades de avanço  $v_f=0,10\text{mm/min}$  e  $v_f=0,20\text{mm/min}$ . Cada valor de tensão no gráfico representa a média da tensão residual aferida de cinco furos, salvo para o aço ABNT1020, onde a média foi calculada a partir de quatro furos. Deste modo, a média para cada um dos vinte incrementos na profundidade do furo está acompanhada de seu intervalo de confiança para um nível de confiança de 95%.

Também foi calculada a média representativa das tensões residuais  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  e  $\tau_{xy}$  para a furação nos três materiais de ensaio e segundo as duas velocidades de avanço propostas neste trabalho, acompanhado do seu intervalo de confiança para um nível de confiança de 95%.

#### 5.1.1 Tensões residuais em Aço ABNT1020

A média representativa da tensão residual  $\sigma_x$  calculada a partir dos valores de tensão medidos nos 20 incrementos de cada um dos furos produzidos pela menor e maior velocidade de avanço foi, juntamente com seu intervalo de confiança, de  $-30\pm 14\text{MPa}$  e  $-27\pm 19\text{MPa}$ , respectivamente. De forma análoga, a média que representa a tensão residual  $\sigma_y$  calculada a partir dos valores de tensão medidos nos 20 incrementos de cada um dos furos juntamente com seu intervalo de confiança foi, para a menor velocidade de avanço, de  $-22\pm 11\text{MPa}$  e, de  $-25\pm 21\text{MPa}$ , para a maior velocidade de avanço.

Para verificar a influência da velocidade de avanço sobre as médias calculadas de tensão residual após a furação deste material foi executado um Teste de Hipóteses com nível de confiança de 95%. Para a hipótese nula foi sugerido que as médias são semelhantes, ou seja, não sofrem influência da velocidade de avanço. Para a hipótese alternativa foi proposto que as médias da tensão residual são diferentes para a menor e para a maior velocidade de avanço, conforme mostra a Tabela 5.1.

Tabela 5.1 – Teste de hipóteses para as médias representativas da tensão residual  $\sigma_x$  e  $\sigma_y$  para a liga de aço ABNT1020.

Comparação para tensão $\sigma_x$	Comparação para tensão $\sigma_y$
$\bar{X}_{0,1}$ : -29,7 $\sigma_{\bar{x}_{0,1}}$ : 62,5 $n_{0,1}$ : 80	$\bar{X}_{0,1}$ : -21,7 $\sigma_{\bar{x}_{0,1}}$ : 51,3 $n_{0,1}$ : 80
$\bar{X}_{0,2}$ : -26,8 $\sigma_{\bar{x}_{0,2}}$ : 95,8 $n_{0,2}$ : 100	$\bar{X}_{0,2}$ : -24,7 $\sigma_{\bar{x}_{0,2}}$ : 107,9 $n_{0,2}$ : 100
H0: $\mu_{0,1}=\mu_{0,2}$	H0: $\mu_{0,1}=\mu_{0,2}$
H1: $\mu_{0,1}<\mu_{0,2}$	H1: $\mu_{0,1}>\mu_{0,2}$
Z: -0,2452 $Z_{(\alpha=0,05)}$ : 1,645	Z: 0,2470 $Z_{(\alpha=0,05)}$ : 1,645
Como não se obteve $Z<-Z_\alpha$ ,	Como não se obteve $Z>Z_\alpha$ ,
Não se pode rejeitar H0	Não se pode rejeitar H0

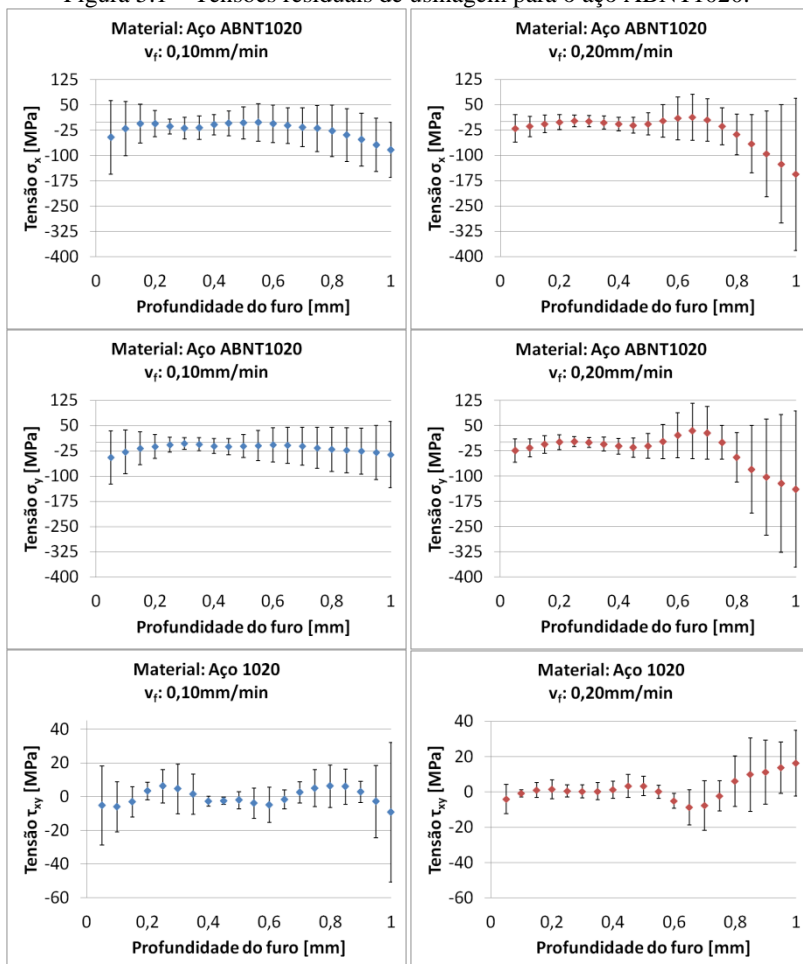
FONTE: Do autor.

Como as médias estão muito próximas e devido à grande dispersão nos resultados não se pode afirmar, com um nível de confiança de 95%, que a velocidade de avanço influencia na introdução de tensões para este material. É possível afirmar que esta conclusão pode ser inerente à quantidade de réplicas dos ensaios, sendo desta forma necessárias mais réplicas. As características do material dos corpos de prova podem ter levado a estes resultados, ao passo que podem apresentar ainda algum nível de tensão residual não eliminado pelo alívio de tensões. Como não foi realizado um controle das fresas antes de cada ensaio, também se pode esperar destas um desempenho distinto durante a furação, uma vez que fresas com pequenas diferenças na geometria da ponta podem ser esperadas num mesmo lote, obedecendo a uma dispersão normal. Adicionalmente, sugere-se que este método de medição de tensões não seja capaz de mensurar tensões introduzidas pelo próprio processo de furação do furo cego, fazendo-se necessário um método alternativo, como difração de raios-X, para comparar os resultados. Por fim, têm-se várias fontes de incerteza e apenas uma análise mais detalhada de cada uma delas pode ser capaz de identificar qual a que tem maior influência sobre o resultado.

É observada, na Figura 5.1, uma dispersão muito grande nos valores medidos de tensão durante a furação com a velocidade de avanço maior, principalmente nos últimos sete incrementos. Possivelmente algum defeito de iluminação ou ruído durante a aquisição ou processamento das imagens pode ter causado tamanha dispersão nos resultados. Adicionalmente, tem-se que os valores medidos podem ser um reflexo das tensões de laminação da chapa, uma vez que estas podem não terem sido eliminadas ou atenuadas pelo processo de alívio de tensões. Nas maiores profundidades o efeito dos erros acumulados é muito maior.

Para compensar o pequeno valor das deformações medidas na superfície na presença de furos profundos, as equações amplificam estes valores. As incertezas dos passos anteriores são combinadas e pioram muito os resultados. Portanto, é uma limitação do método para medir tensões abaixo da superfície nesta versão do *software*.

Figura 5.1 – Tensões residuais de usinagem para o aço ABNT1020.



FONTE: Do autor.

Sugere-se que a ferramenta, ao se aproximar do furo, possua um leve batimento fazendo com que esta permaneça atritando com a parede

do furo desde sua entrada neste. Este atrito aquece localmente a peça e pode ser capaz de promover a dilatação do material adjacente à borda do furo, somando-se a cada passo de furação. Essa hipótese pode ser atestada pelo fato de terem sido observadas marcas na parede dos furos produzidas pela entrada da fresa, como poderá ser visto adiante na Seção 5.2. Também foi observada a retirada ou conformação de uma parte da borda dos furos. Não é possível afirmar, no entanto, se a retirada ou esmagamento desta pequena parcela de material afeta a medição e, especialmente, torna as tensões mais compressivas ou mais trativas na superfície. Em síntese, não são possíveis ainda conclusões acerca da dispersão nos valores medidos, sobretudo nos últimos incrementos.

A média representativa da tensão de cisalhamento  $\tau_{xy}$  apresenta o valor de -0,60MPa na furação com a velocidade de avanço menor e 2,0MPa com a velocidade de avanço maior. Por sua vez, o intervalo de confiança da média foi de 3,1MPa e 2,5MPa, respectivamente. Neste caso também foi realizado um Teste de Hipótese, com nível de confiança de 95%, para verificar a influência da velocidade de avanço sobre as médias calculadas da tensão residual de cisalhamento. Para a hipótese nula foi sugerido que as médias são semelhantes, ou seja, não sofrem influência da velocidade de avanço. Para a hipótese alternativa foi proposto que a média da tensão residual de cisalhamento é diferente em ambas as velocidades de avanço, conforme mostra a Tabela 5.2.

Tabela 5.2 – Teste de hipóteses para as médias representativas da tensão residual de cisalhamento  $\tau_{xy}$  para a liga de aço ABNT1020.

Comparação para tensão $\tau_{xy}$			
$\bar{X}_{0,1}$ :	-0,60	$\sigma_{\bar{x}_{0,1}}$ :	14,1
$n_{0,1}$ :	80	$\bar{X}_{0,2}$ :	2,0
$\sigma_{\bar{x}_{0,2}}$ :	12,6	$n_{0,2}$ :	100
H0: $\mu_{0,1} = \mu_{0,2}$			
H1: $\mu_{0,1} < \mu_{0,2}$			
Z: -1,303		Z <sub>(<math>\alpha=0,05</math>)</sub> : 1,645	
Como não se obteve $Z < -Z_{\alpha}$ ,			
Não se pode rejeitar H0			

FONTE: Do autor.

Também não é possível verificar a influência da velocidade de avanço sobre as médias da tensão residual de cisalhamento  $\tau_{xy}$  para ambas as velocidades de avanço pelos valores calculados, podendo estas serem semelhantes. A grande dispersão nas medições provoca essa in-



certeza em relação à influência da velocidade de avanço sobre as médias representativas da tensão.

Os resultados dos Testes de Hipóteses mostraram que não existe uma diferença significativa entre as médias de tensão residual para cada velocidade de avanço. Consequentemente sugere-se o emprego da maior velocidade de avanço na furação deste material, haja vista que o processo de furação consome um tempo menor e, em virtude disto, acelera a medição.

### 5.1.2 Tensões residuais no aço inoxidável AISI304L

A média representativa da tensão residual  $\sigma_x$  calculada a partir dos valores de tensão medidos nos 20 incrementos de cada um dos furos produzidos pela menor e maior velocidade de avanço foi, juntamente com seu intervalo de confiança, de  $-64 \pm 10$ MPa e  $-60 \pm 10$ MPa, respectivamente. Por sua vez, a média representativa da tensão residual  $\sigma_y$ , calculada a partir dos valores de tensão medidos nos 20 incrementos de cada um dos furos juntamente com seu intervalo de confiança foi, para a menor velocidade de avanço, de  $-53,0 \pm 9,0$ MPa e para a maior velocidade de avanço, de  $-47,0 \pm 8,0$ MPa.

Para verificar a influência da velocidade de avanço sobre as médias calculadas de tensão residual após a furação deste material foi executado um Teste de Hipóteses com nível de confiança de 95%. Para a hipótese nula foi sugerido que as médias são semelhantes, ou seja, não sofrem influência da velocidade de avanço. Para a hipótese alternativa foi proposto que a média da tensão residual é diferente em ambas as velocidades de avanço, conforme mostra a Tabela 5.3.

Tabela 5.3 – Teste de hipóteses para as médias representativas da tensão residual  $\sigma_x$  e  $\sigma_y$  para a liga de aço inoxidável AISI304L.

Comparação para tensão $\sigma_x$			Comparação para tensão $\sigma_y$		
$\bar{X}_{0,1}$ : -64,0	$\sigma_{\bar{x}_{0,1}}$ : 49,9	$n_{0,1}$ : 100	$\bar{X}_{0,1}$ : -53,0	$\sigma_{\bar{x}_{0,1}}$ : 44,7	$n_{0,1}$ : 100
$\bar{X}_{0,2}$ : -60,3	$\sigma_{\bar{x}_{0,2}}$ : 52,6	$n_{0,2}$ : 100	$\bar{X}_{0,2}$ : -47,2	$\sigma_{\bar{x}_{0,2}}$ : 41,6	$n_{0,2}$ : 100
H0: $\mu_{0,1} = \mu_{0,2}$			H0: $\mu_{0,1} = \mu_{0,2}$		
H1: $\mu_{0,1} < \mu_{0,2}$			H1: $\mu_{0,1} < \mu_{0,2}$		
Z: -0,5066 $Z_{(\alpha=0,05)}$ : 1,645			Z: -0,9497 $Z_{(\alpha=0,05)}$ : 1,645		
Como não se obteve $Z < -Z_\alpha$ ,			Como não se obteve $Z < -Z_\alpha$ ,		
Não se pode rejeitar H0			Não se pode rejeitar H0		

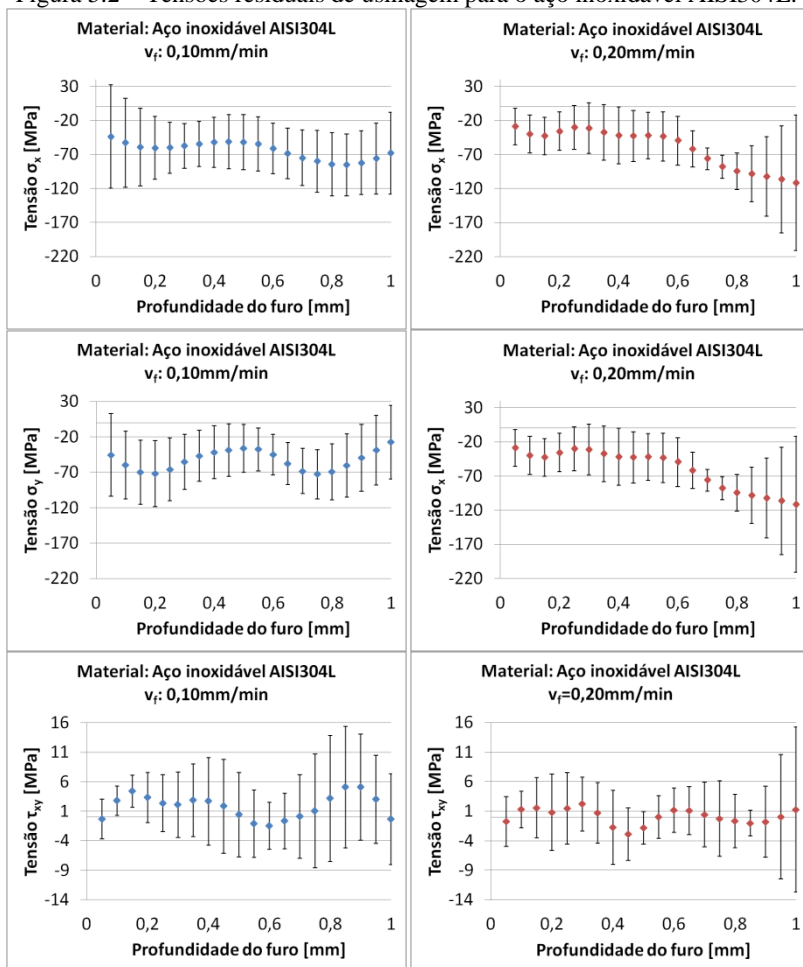
FONTE: Do autor.

Como as médias estão muito próximas e devido ao elevado desvio padrão não se pode afirmar, com um nível de confiança de 95%, que a velocidade de avanço influencia na introdução de tensões para este material. Liu e Guo *apud* Outeiro *et al* [28] haviam proposto que o aumento na espessura de usinagem tende a atenuar as tensões compressivas na superfície usinada em virtude da sensibilidade às condições de atrito na interface ferramenta/peça em aços inoxidáveis. Jang *et al* [26] também sugerem que um raio de gume menor ou espessura de usinagem maior promove níveis de tensão de magnitude menor. Porém, estatisticamente não é possível comprovar neste caso que o aumento na velocidade de avanço diminui a tensão residual de compressão, mesmo que as médias aparentemente sejam distintas.

Observou-se ainda que, em valor absoluto, as tensões residuais medidas na liga de aço inoxidável AISI304L são maiores que as medidas na furação do aço ABNT1020 ou, em outras palavras, tornaram-se mais compressivas. Isto se deve ao fato do primeiro material apresentar uma condutividade térmica muito baixa e, desta forma, conduzir muito mal o calor da região de corte. Sendo assim, adiciona-se à deformação plástica sofrida pela interação entre um grande raio de gume e uma pequena espessura de usinagem o aquecimento demasiado da superfície, como proposto por Wu e Matsumoto *apud* Mohammadpour *et al* [43], Wiesner [47] e Liu e Guo *apud* Outeiro *et al* [48].

Na Figura 5.2 pode-se observar a média e o seu intervalo de confiança de cada um dos 20 incrementos na profundidade dos furos. Uma dispersão muito grande nos valores medidos de tensão é observada durante a furação com a velocidade de avanço maior, principalmente nos últimos quatro incrementos. Também neste material foi observada a retirada ou conformação de material na borda do furo, como mencionado anteriormente. As causas e efeitos deste fenômeno já foram discutidos e são válidos também para este material.

Figura 5.2 – Tensões residuais de usinagem para o aço inoxidável AISI304L.



FONTE: Do autor.

Observa-se ainda que a dispersão dos valores de tensão medidos ao longo dos ensaios foi bem menor na furação da liga de aço inoxidável AISI304L do que na liga de aço ABNT1020. Sugere-se que a furação da liga de aço inoxidável AISI304L é mais estável e que o alívio de tensões foi mais eficiente na eliminação das tensões de manufatura porventura presentes neste material.

A média representativa da tensão residual de cisalhamento  $\tau_{xy}$  foi calculada e obteve-se  $1,8 \pm 1,4\text{MPa}$  para a furação com velocidade de

avanço menor. Para a velocidade de avanço maior a média representativa da tensão residual de cisalhamento  $\tau_{xy}$  foi de  $0,11 \pm 1,2$ MPa. Neste caso também foi realizado um Teste de Hipótese, com nível de confiança de 95%, para verificar a influência da velocidade de avanço sobre as médias calculadas de tensão residual. Para a hipótese nula foi sugerido que as médias são semelhantes, ou seja, não sofrem influência da velocidade de avanço. Para a hipótese alternativa foi proposto que a média da tensão residual de cisalhamento é diferente em ambas as velocidades de avanço, conforme mostra a Tabela 5.4.

Tabela 5.4 – Teste de hipóteses para as médias representativas da tensão residual de cisalhamento  $\tau_{xy}$  para a liga de aço inoxidável AISI304L.

Comparação para tensão $\tau_{xy}$		
$\bar{X}_{0,1}$ : 1,8	$\sigma_{\bar{x}_{0,1}}$ : 7,3	$n_{0,1}$ : 100
$\bar{X}_{0,2}$ : 0,11	$\sigma_{\bar{x}_{0,2}}$ : 6,3	$n_{0,2}$ : 100
H0: $\mu_{0,1} = \mu_{0,2}$		
H1: $\mu_{0,1} > \mu_{0,2}$		
Z: 1,759 $Z_{(\alpha=0,05)}$ : 1,645		
Como se obteve $Z > Z_{\alpha}$ ,		
<b>Pode-se então rejeitar H0</b>		

FONTE: Do autor.

O Teste de Hipóteses resultou que se pode rejeitar a hipótese nula, ou seja, as médias representativas da tensão de cisalhamento  $\tau_{xy}$  são diferentes, sendo que é menor durante a furação com a velocidade de avanço maior.

Os resultados dos Testes de Hipóteses mostraram que não existe uma diferença entre as médias de tensão residual  $\sigma_x$  e  $\sigma_y$  para cada velocidade de avanço, sendo que somente observou-se diferença nas médias da tensão residual de cisalhamento  $\tau_{xy}$ . Consequentemente, sugere-se emprego da maior velocidade de avanço na furação deste material, haja vista que o processo de furação consome um tempo menor e, em virtude disto, acelera a medição. Além do mais, a média da tensão residual de cisalhamento está mais próxima de zero ou valores negativos, uma vez que tensões residuais compressivas são preferíveis a tensões residuais tratativas, como sugere El-Axir [29].

### 5.1.3 Tensões residuais na liga de alumínio AA6061

A média representativa da tensão residual  $\sigma_x$  calculada a partir dos valores de tensão medidos nos 20 incrementos de cada um dos furos produzidos pela menor e maior velocidade de avanço foi, juntamente com seu intervalo de confiança, de  $5,3 \pm 3,3$ MPa e  $-4,0 \pm 3,8$ MPa, respectivamente. Por sua vez, a média representativa da tensão residual  $\sigma_y$  calculada a partir dos valores de tensão medidos nos 20 incrementos de cada um dos furos juntamente com seu intervalo de confiança foi, para a menor velocidade de avanço, de  $5,2 \pm 2,8$ MPa e, de  $-2,8 \pm 3,6$ MPa, para a maior velocidade de avanço.

Para verificar a influência da velocidade de avanço sobre as médias calculadas de tensão residual após a furação deste material foi executado um Teste de Hipóteses com nível de confiança de 95%. Para a hipótese nula foi sugerido que as médias são semelhantes, ou seja, não sofrem influência da velocidade de avanço. Para a hipótese alternativa foi proposto que a média da tensão residual é diferente para ambas as velocidades de avanço, conforme mostra a Tabela 5.5.

Tabela 5.5 – Teste de hipóteses para as médias representativas da tensão residual  $\sigma_x$  e  $\sigma_y$  para a liga de alumínio AA6061.

Comparação para tensão $\sigma_x$	Comparação para tensão $\sigma_y$
$\bar{X}_{0,1}$ : 5,3 $\sigma_{\bar{x}_{0,1}}$ : 16,8 $n_{0,1}$ : 100	$\bar{X}_{0,1}$ : 5,2 $\sigma_{\bar{x}_{0,1}}$ : 14,3 $n_{0,1}$ : 100
$\bar{X}_{0,2}$ : -4,0 $\sigma_{\bar{x}_{0,2}}$ : 19,5 $n_{0,2}$ : 100	$\bar{X}_{0,2}$ : -2,8 $\sigma_{\bar{x}_{0,2}}$ : 18,4 $n_{0,2}$ : 100
H0: $\mu_{0,1} = \mu_{0,2}$	H0: $\mu_{0,1} = \mu_{0,2}$
H1: $\mu_{0,1} > \mu_{0,2}$	H1: $\mu_{0,1} > \mu_{0,2}$
Z: 3,572 $Z_{(\alpha=0,05)}$ : 1,645	Z: 3,427 $Z_{(\alpha=0,05)}$ : 1,645
Como se obteve $Z > Z_{\alpha}$ ,	Como se obteve $Z > Z_{\alpha}$ ,
<b>Pode-se então rejeitar H0</b>	<b>Pode-se então rejeitar H0</b>

FONTE: Do autor.

O resultado do Teste de Hipóteses confirma que as médias representativas da tensão residual são mesmo diferentes, para um nível de confiança de 95%. A furação com a menor velocidade de avanço proporcionou tensões residuais  $\sigma_x$  e  $\sigma_y$  de tração. E, por sua vez, a furação com a velocidade de avanço maior resultou em tensões residuais de compressão.

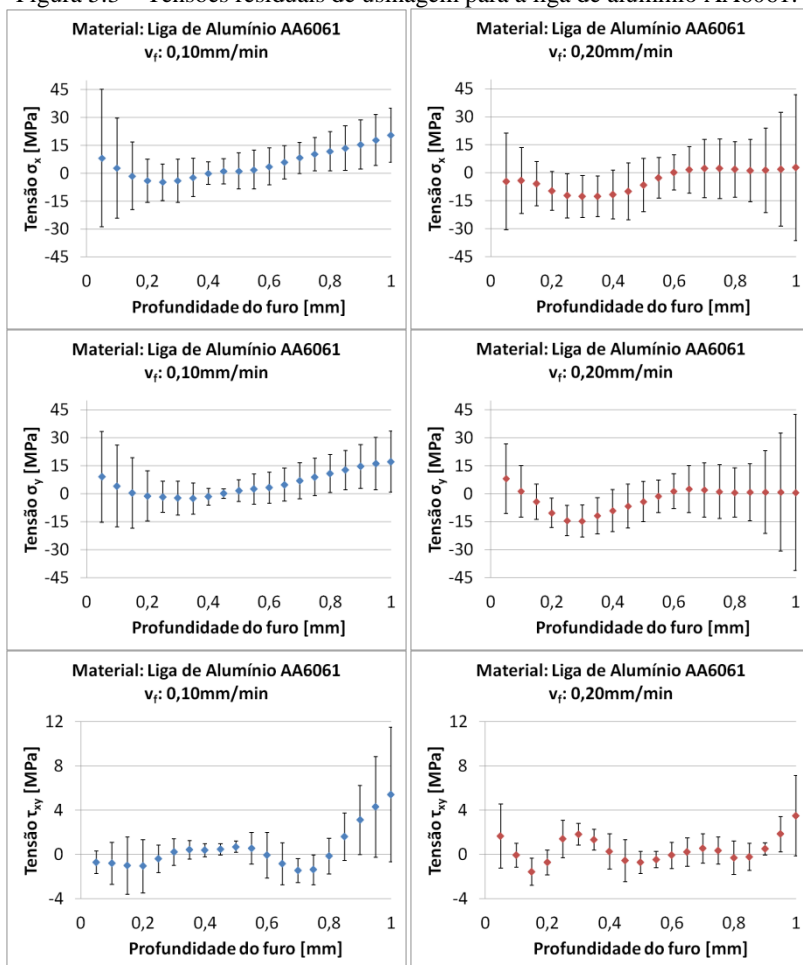
Quando a velocidade de avanço aumenta, a espessura de usinagem sofre um aumento proporcional. Deste modo, na furação com a menor velocidade de avanço tem-se longo contato físico entre o gume

da fresa e a superfície recém-usinada, com elevada geração de calor. Este calor gerado pelo atrito e pela deformação plástica de material durante a formação do cavaco vem a provocar tensões de tração no material. Ao aumentar a velocidade de avanço e mantendo-se a mesma geometria de gume da fresa tem-se um aumento na deformação plástica, vindo a provocar tensões residuais de compressão. De todo modo, as características mecânicas do material têm forte influência sobre os resultados.

É observada, na Figura 5.3, uma dispersão maior nos valores medidos de tensão durante a furação com a velocidade de avanço maior, principalmente nos últimos três incrementos. Importante ressaltar que esta dispersão é muito menor em valor absoluto que nos dois materiais discutidos anteriormente. Possivelmente algum defeito de iluminação ou ruído durante o processamento das imagens possa ter causado tamanha dispersão nos resultados. Adicionalmente, tem-se que os valores medidos podem ser um reflexo das tensões de laminação da chapa, uma vez que estas podem não terem sido eliminadas ou atenuadas pelo processo de alívio de tensões. Todavia observa-se que podem ser uma consequência da combinação de incertezas e dos erros acumulados ao longo da medição. Porém, de fato, o nível de tensões medido na liga de alumínio AA6061 é muito menor que nas ligas de aço ABNT1020 e aço inoxidável AISI304L.

Deduz-se que o processo de alívio de tensões proporcionou uma uniformidade maior das tensões nesta liga de alumínio em comparação com as duas ligas de aço. As imagens representativas dos furos produzidos neste material (vide Seção 5.4) revelam que a borda do furo sofreu uma retirada ou deformação pronunciada de material. Esta geometria de borda deve ter sido produzida ao longo da execução do furo. Sugere-se que a ferramenta, ao se aproximar do furo, possua um leve batimento que a faz remover e conformar o material da borda, além de permanecer atritando com a parede do furo desde sua entrada até retornar a usinagem do furo. Este atrito aquece localmente a peça e pode ser capaz de promover a dilatação do material adjacente à borda do furo, somando-se a cada passo de furação. Todavia, mesmo sendo mais pronunciada esta geometria de borda do furo os valores de tensão não sofreram uma dispersão muito grande.

Figura 5.3 – Tensões residuais de usinagem para a liga de alumínio AA6061.



FONTE: Do autor.

A média da tensão residual de cisalhamento  $\tau_{xy}$  foi calculada e obteve-se  $0,46 \pm 0,60\text{MPa}$  para a furação com velocidade de avanço menor. Para a velocidade de avanço maior a média da tensão residual de cisalhamento foi de  $0,43 \pm 0,40\text{MPa}$ . Neste caso também foi realizado um Teste de Hipótese, com nível de confiança de 95%, para verificar a influência da velocidade de avanço sobre as médias calculadas de tensão residual. Para a hipótese nula foi sugerido que as médias são semelhantes, ou seja, não sofrem influência da velocidade de avanço. Para a hipó-

tese alternativa foi proposto que a média da tensão residual de cisalhamento é diferente em ambas as velocidades de avanço, conforme mostra a Tabela 5.6.

Tabela 5.6 – Teste de hipóteses para as médias representativas da tensão residual de cisalhamento  $\tau_{xy}$  para a liga de alumínio AA6061.

Comparação para tensão $\tau_{xy}$		
$\bar{X}_{0,1}$ : 0,46	$\sigma_{\bar{x}_{0,1}}$ : 3,01	$n_{0,1}$ : 100
$\bar{X}_{0,2}$ : 0,43	$\sigma_{\bar{x}_{0,2}}$ : 2,01	$n_{0,2}$ : 100
H0: $\mu_{0,1}=\mu_{0,2}$		
H1: $\mu_{0,1}>\mu_{0,2}$		
Z: 0,0684 $Z_{(\alpha=0,05)}$ : 1,645		
Como não se obteve $Z>Z_{\alpha}$ ,		
Não se pode rejeitar H0		

FONTE: Do autor.

Como sugere o Teste de Hipóteses, não é possível verificar a influência da velocidade de avanço sobre os valores calculados para a tensão residual de cisalhamento  $\tau_{xy}$ . Os resultados dos Testes de Hipóteses mostraram que existe uma diferença entre as médias de tensão residual  $\sigma_x$  e  $\sigma_y$  para cada velocidade de avanço, porém não se observou diferença nas médias da tensão residual de cisalhamento  $\tau_{xy}$ . Considerando a menor velocidade de avanço produziu tensões residuais trativas e a maior velocidade de avanço produziu tensões residuais compressivas, conseqüentemente, sugere-se o emprego da maior velocidade de avanço na furação deste material, visto que o processo de furação consome um tempo menor e, em virtude disto, acelera a medição. Além disso, tensões residuais compressivas são preferíveis a tensões residuais trativas, como sugere El-Axir [29]. Todavia, para o processo de medição seria desejável um nível de tensão desenvolvido pela usinagem do furo cego muito próximo de zero.

## 5.2 ANÁLISES DA PAREDE E FUNDO DO FURO

As análises que se seguem foram divididas em três seções respectivamente para cada material ensaiado. Em cada figura, a imagem da esquerda refere-se à furação com velocidade de avanço  $v_f=0,10\text{mm/min}$  e a imagem da direita à furação com velocidade de avanço  $v_f=0,20\text{mm/min}$ .

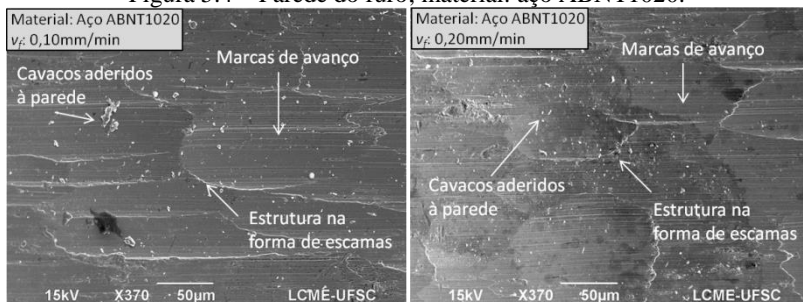


### 5.2.1 Análise da parede e do fundo do furo no aço ABNT1020

As imagens da parede do furo no aço ABNT1020 (Figura 5.4) evidenciam uma superfície formada pelo fluxo lateral de material deformado plasticamente sobre esta parede na forma de escamas. Sobre esta se observam as marcas de avanço da fresa, mais precisamente produzidas por seu raio de quina. Estas marcas indicam que o avanço por rotação é de fato muito menor que o raio de gume da fresa. Contudo, observa-se que estas marcas não são contínuas ao longo da parede do furo, podendo indicar folgas radiais ou uma excentricidade da fresa durante a furação.

Ao longo de toda a profundidade e superfície da parede do furo encontram-se cavacos aderidos a esta. Estes cavacos aderidos [30, 32] apresentam as mais diferentes formas e tamanhos. Não é visível uma diferença entre as superfícies produzidas pelas duas condições de furação.

Figura 5.4 – Parede do furo; material: aço ABNT1020.

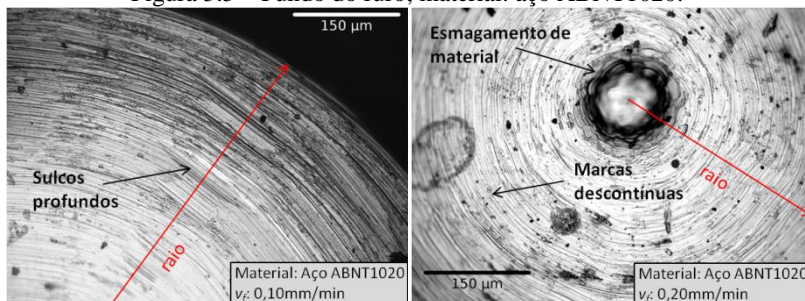


FONTE: Do autor.

Analisando-se as imagens do fundo do furo (Figura 5.5) observam-se as marcas contínuas e concêntricas produzidas pelo atrito entre os gumes e a superfície recém-usinada. No furo produzido com velocidade de avanço  $v_f=0,10\text{mm/min}$  foram identificados vários sulcos ao longo da sua direção radial. Considerando que a fresa possui um ângulo de saída efetivo muito negativo e um raio de gume muito maior que a espessura de usinagem, sugere-se que estes sulcos sejam produzidos pelo acúmulo de material à frente dos gumes, podendo atuar como gume posição [33]. Estes sulcos, todavia, não foram identificados na usinagem com a velocidade de avanço  $v_f=0,20\text{mm/min}$ .

Analisando-se o furo produzido pela velocidade de avanço  $v_f=0,20\text{mm/min}$ , observa-se, no centro deste, uma região altamente deformada pela ponta da fresa. Na região central do furo ocorre principalmente deformação plástica de material que é, em seguida, extrudado radialmente e então removido pelos gumes da fresa. No fundo do furo observam-se ainda marcas descontínuas, sinalizando o esmagamento de material através de um processo de fricção, além de um desvio radial da fresa.

Figura 5.5 – Fundo do furo; material: aço ABNT1020.



FONTE: Do autor.

As regiões mais escuras do fundo do furo, produzido pela furação com a maior velocidade de avanço, são marcas de oxidação que não têm relação com o processo de furação.

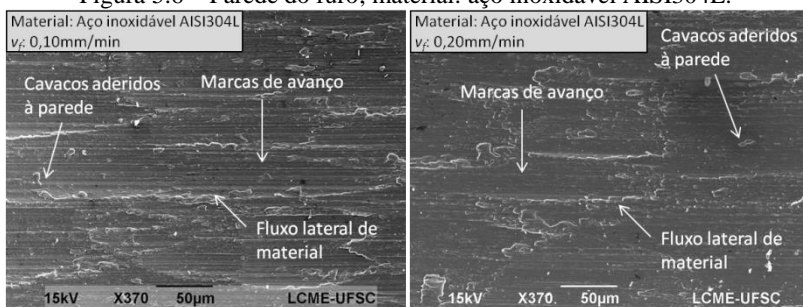
### 5.2.2 Análise da parede e do fundo do furo no aço inoxidável AISI304L

As imagens da Figura 5.6 representam a parede de um furo usado no aço inoxidável AISI304L. Com uma textura bem acentuada, observa-se que parte do material removido pelos gumes da fresa foi conformado, provavelmente pelo seu chanfro, sobre a parede do furo. E, sobre esta superfície formada pelo fluxo lateral de material, observam-se as marcas do avanço da ferramenta na direção de corte. Estas marcas, por sua vez, produzidas pelo raio de quina da fresa, são contínuas ao longo de toda a circunferência do furo. Pode-se admitir, por este fato, que a fresa na usinagem deste material possui poucas folgas radiais. As marcas de avanço da fresa encontram-se em maior concentração na furação com a menor velocidade de avanço, podendo sugerir maior atrito e deformação plástica neste processo e, conseqüentemente, maior calor gerado.

É observada uma grande quantidade de cavaco aderido à parede dos furos, segundo Machado *et al* [32] e König e Klocke [33], por caldeamento. Todavia, observa-se que estes cavacos aderidos na parede dos furos apresentam dimensão semelhante.

É possível constatar uma melhora na qualidade da parede do furo produzido pela velocidade de avanço maior. Observa-se uma quantidade menor de cavacos aderidos sobre esta e menor deformação de material. As marcas de avanço da fresa, por sua vez, são mais espaçadas, visto que o avanço neste segundo caso é maior.

Figura 5.6 – Parede do furo; material: aço inoxidável AISI304L.

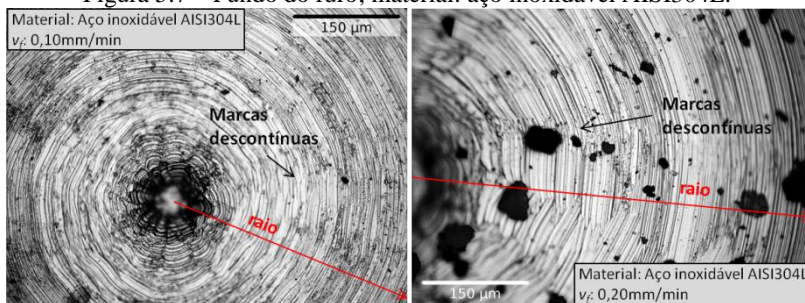


FONTE: Do autor.

A textura do fundo do furo (Figura 5.7) praticamente não se altera para os dois parâmetros de velocidade de avanço empregados na produção destes furos. Observa-se, na imagem da direita da Figura 5.7, que no centro do furo ocorre elevada deformação de material. As marcas descontínuas indicam que a fresa, ao usinar este material, sofre pequenos desvios laterais, uma vez que o avanço é executado em pulsos. É provável que exista um travamento da fresa ao longo da furação, resultante, principalmente do empastamento de material à frente dos gumes da fresa. Este travamento, por sua vez, imprime sobre o fundo do furo tais marcas descontínuas.

Observa-se ainda uma superfície altamente deformada, oriunda de uma espessura de usinagem muito menor que o raio de gume e, conseqüentemente, um ângulo de saída efetivo negativo. Apesar desses fatores é removido material na forma de cavaco e produz-se um furo próximo do recomendado.

Figura 5.7 – Fundo do furo; material: aço inoxidável AISI304L.



FONTE: Do autor.

A partir de  $\frac{1}{4}$  do valor do raio do furo até sua periferia as marcas de usinagem passam a ser contínuas. Apesar da espessura de usinagem continuar a mesma, além de o raio de gume permanecer constante, a qualidade da superfície tem uma ligeira melhora possivelmente causada pelo aumento da velocidade de corte, já que todos os outros parâmetros permanecem os mesmos. Segundo Machado *et al* [32] e König e Klocke [33], com o aumento da velocidade de corte tem-se um aumento na temperatura na zona de corte. Por sua vez, segundo Trent e Wright [34], o aumento da temperatura promove a diminuição da dureza do material. Sendo assim, a deformação plástica é beneficiada com esta diminuição de dureza do material, sendo este escoado mais facilmente e melhorando a qualidade da superfície.

### 5.2.3 Análise da parede e do fundo do furo na liga de alumínio AA6061

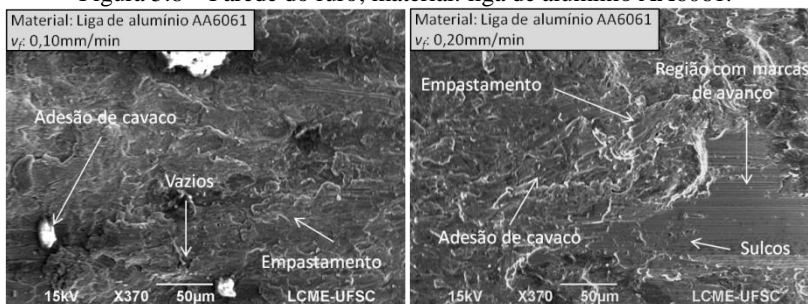
A textura da parede dos furos produzidos na liga de alumínio AA6061, para ambas as velocidades de avanço, mostrou-se bastante semelhante. Na Figura 5.8 pode-se observar uma parede produzida pelo arrancamento e posterior conformação de material sobre esta.

Quando analisada a superfície da parede do furo produzido pela velocidade de avanço menor, observa-se a presença de cavaco de diferentes tamanhos aderidos sobre esta juntamente com regiões de elevado empastamento de material. Adicionalmente tem-se a presença de vazios entre regiões adjacentes formadas por empastamento.

Uma análise cuidadosa revela que o aumento na velocidade de avanço causa maiores danos à parede do furo em função, principalmente, da maior pressão de contato entre gume e superfície usinada que tende a aumentar a temperatura nesta interface [33]. Isto leva à diminuição da dureza do material e uma deformação facilitada. Pode-

se observar na imagem a direita da Figura 5.8, uma superfície de elevada rugosidade formada pela presença de cavaco, de todas as dimensões, aderido sobre uma superfície fortemente empastada. Fica ainda em evidência, uma região onde são visíveis as marcas de avanço do raio de quina da fresa e, na mesma, a presença de alguns sulcos.

Figura 5.8 – Parede do furo; material: liga de alumínio AA6061.

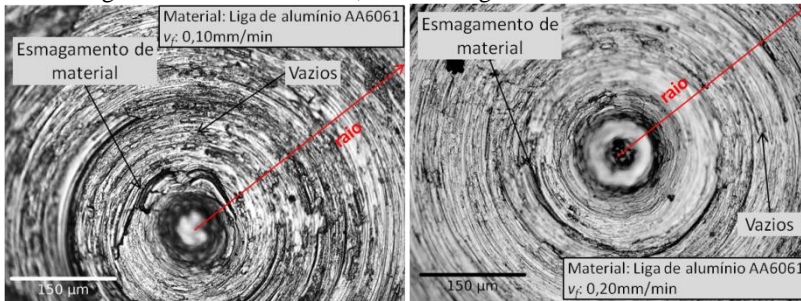


FONTE: Do autor.

A imagem do fundo do furo revela, principalmente na sua região central, uma deformação plástica muito elevada produzida pela combinação inadequada entre geometria do gume e parâmetros de usinagem empregados neste processo de furação. O gume, próximo ao centro da fresa, possui um ângulo de saída muito negativo ( $\gamma$ :  $-15^\circ$ ), o que faz com que o material deformado se concentre nesta região da fresa e escoe gradativamente na direção radial, promovendo essas discontinuidades visíveis na Figura 5.9. Em ambas as imagens, desta mesma figura, observam-se vazios. Estes são formados pela sobreposição de material empastado e cavaco esmagado sobre o fundo do furo.

Aparentemente a rugosidade do fundo do furo produzido pela velocidade de avanço maior é inferior à do furo produzido pela velocidade de avanço menor. O menor atrito entre o gume postigo e o fundo do furo é o principal responsável pela rugosidade observada. Porém, somente a medição desta grandeza poderia comprovar essa afirmação.

Figura 5.9 – Fundo do furo; material: liga de alumínio AA6061.

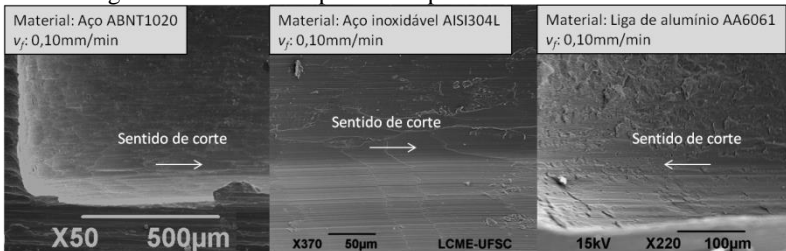


FONTA: Do autor.

A Figura 5.10 destaca o chanfro do fundo do furo na furação com velocidade de avanço  $v_f=0,10\text{mm/min}$  nos três materiais ensaiados. Embora a ampliação das imagens não seja semelhante, pode-se perfeitamente observar o efeito do raio de gume do chanfro da fresa sobre a qualidade da superfície. Nos materiais aço ABNT1020 e aço inoxidável AISI304L existe uma semelhança muito grande na textura desta região, com o devido esmagamento de material conforme a direção de corte destacada nas imagens. Observa-se que uma camada de material é conformada sobre a superfície do furo, podendo ser esta do material recém-removido ou simplesmente o próprio material de base do corpo de prova sendo conformado.

A imagem que apresenta o chanfro do furo na liga de alumínio AA6061 indica que o grau de deformação plástica e empastamento de material durante a furação deste material é maior que nos dois materiais anteriores. É observada uma grande quantidade de vazios devido à sobreposição de múltiplas camadas de material sobre o chanfro que vão se formando num processo contínuo a cada passagem do gume da fresa.

Figura 5.10 – Chanfro produzido pela fresa no fundo do furo.



FONTA: Do autor.

### 5.3 ANÁLISE METALOGRÁFICA E DE DUREZA

Nesta seção serão apresentadas e discutidas as imagens obtidas da microestrutura do material adjacente à parede do furo nos três materiais ensaiados com as duas condições de velocidade de avanço empregadas no processo de furação.

#### 5.3.1 Análise da microestrutura e dureza da parede do furo no aço ABNT1020

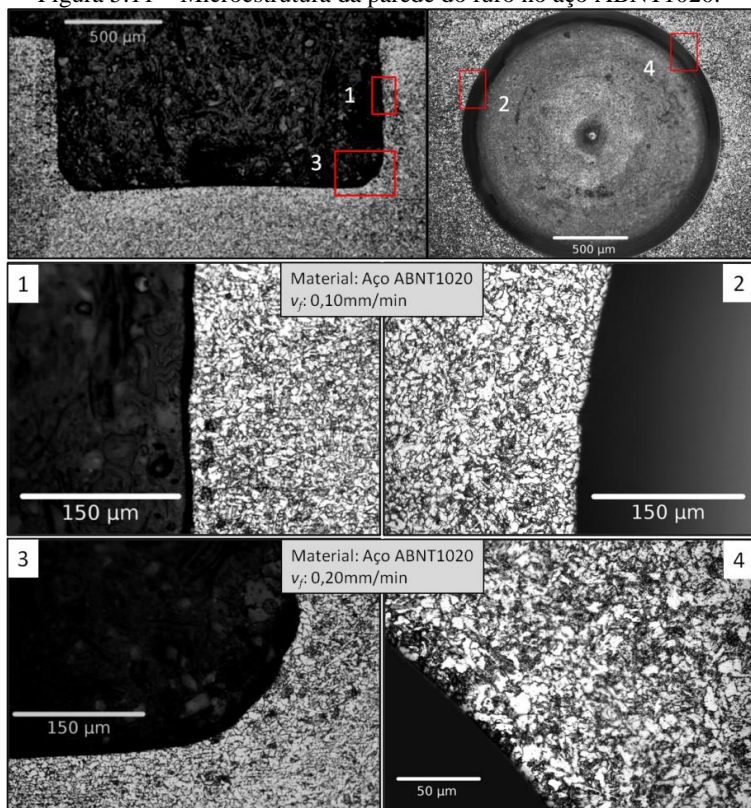
Os corpos de prova submetidos à análise metalográfica não revelaram qualquer camada deformada plasticamente pelo processo de furação, nas duas velocidades de avanço, na ampliação utilizada para capturar as respectivas imagens (ampliação máxima utilizada foi de 500x). Isto significa que não é descartada a presença de deformação plástica na região próxima a parede do furo, uma vez que o processo de lixamento pode ter promovido o arredondamento da mesma ou, como dito anteriormente, o aumento utilizado foi inferior ao necessário. Porém, ao utilizar-se um aumento de 1.000x, por exemplo, faz-se necessária uma superfície de análise perfeitamente paralela e plana à lente do microscópio, já que neste caso a profundidade de campo é pequena.

Na Figura 5.11-1 e Figura 5.11-2 pode-se observar a parede do furo num corte transversal e ortogonal a este, respectivamente, na furação com a mínima velocidade de avanço. Em ambas as imagens não se distingue uma camada deformada plasticamente ou uma orientação distinta dos grãos em relação ao demais, orientação esta na direção de rotação da fresa.

Na Figura 5.11-3 observa-se a região do chanfro, quando o furo é usinado com a velocidade de avanço maior. É possível visualizar que a microestrutura do material na borda do chanfro aparentemente está íntegra, indicando não ter sofrido grande influência do processo de usinagem. Por sua vez, a Figura 5.11-4 representa a microestrutura num plano ortogonal ao furo e, como apresentado anteriormente, também não evidencia uma orientação dos grãos próximos à borda na direção da velocidade de corte.



Figura 5.11 – Microestrutura da parede do furo no aço ABNT1020.



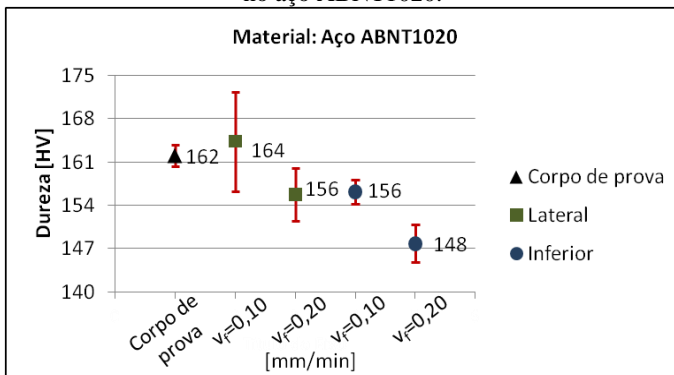
FONTE: Do autor.

Para verificar a influência dos parâmetros de usinagem sobre a integridade da superfície, no que diz respeito à dureza da região adjacente ao furo, foram realizadas medições de dureza Vickers próximas à borda do furo em um plano longitudinal ao centro deste, como descrito na Seção 4.6.

O gráfico da Figura 5.12 mostra o valor médio representativo da dureza do material, representado por um triângulo. Os dois quadrados do gráfico representam a dureza média da lateral do furo produzido pelas duas velocidades de avanço. Por sua vez, os dois círculos representam a dureza média da região inferior dos furos produzidos pelas mesmas duas velocidades de avanço. As médias estão acompanhadas do seu intervalo de confiança, para um nível de confiança de 95%.



Figura 5.12 – Efeito da velocidade de avanço sobre a dureza na parede do furo no aço ABNT1020.



FONTE: Do autor.

Após a medição da dureza foram realizados Testes de Hipóteses, com nível de confiança de 95%, com o objetivo de verificar se é possível verificar a influência da velocidade de avanço sobre a dureza na borda do furo (região inferior e lateral). Para a realização dessa análise estatística foi estabelecido como hipótese nula que a dureza do material permanece constante em todas as condições de usinagem. Como hipótese alternativa, tem-se que a dureza próxima à borda do furo é diferente da média de dureza do material, podendo esta ser menor ou maior. As análises estatísticas foram divididas em três casos. No primeiro e segundo caso têm-se constante a velocidade avanço e compara-se a dureza média do material do corpo de prova com a dureza medida na região inferior e lateral ao furo. No terceiro caso verifica-se a influência da velocidade de avanço sobre a dureza medida nas duas regiões citadas anteriormente.

Caso 1: Investigação da dureza do corpo de prova comparada a dureza média da parede na região inferior e lateral ao furo ( $v_f=0,10\text{mm/min}$ )

Região: Inferior ao furo

$\bar{X}_{cp}$ : 162    $\sigma_{\bar{x}_{cp}}$ : 3    $n_{cp}$ : 12  
 $\bar{X}_{inf}$ : 156    $\sigma_{\bar{x}_{inf}}$ : 5    $n_{inf}$ : 20

H0:  $\mu_{cp}=\mu_{inf}$

H1:  $\mu_{cp}>\mu_{inf}$

T: 6,964    $T_{(\alpha=0,05)}$ : 2,042

Como  $T>T_{\alpha}$ , **rejeita-se**

**H0**

Região: Lateral ao furo

$\bar{X}_{cp}$ : 162    $\sigma_{\bar{x}_{cp}}$ : 3    $n_{cp}$ : 12  
 $\bar{X}_{lat}$ : 164    $\sigma_{\bar{x}_{lat}}$ : 14    $n_{lat}$ : 12

H0:  $\mu_{cp}=\mu_{lat}$

H1:  $\mu_{cp}<\mu_{lat}$

T: -0,661    $T_{(\alpha=0,05)}$ : 2,074

Como não se obteve  $T<T_{\alpha}$ ,

Não se pode rejeitar H0

Caso 2: Investigação da dureza do corpo de prova comparada a dureza média da parede na região inferior e lateral ao furo ( $v_f=0,20\text{min/min}$ )

Região: Inferior ao furo

Região: Lateral ao furo

$\bar{X}_{cp}$ : 162  $\sigma_{\bar{x}_{cp}}$ : 3  $n_{cp}$ : 12

$\bar{X}_{cp}$ : 162  $\sigma_{\bar{x}_{cp}}$ : 3  $n_{cp}$ : 12

$\bar{X}_{inf}$ : 148  $\sigma_{\bar{x}_{inf}}$ : 7  $n_{inf}$ : 20

$\bar{X}_{lat}$ : 156  $\sigma_{\bar{x}_{lat}}$ : 8  $n_{lat}$ : 12

H0:  $\mu_{cp}=\mu_{inf}$

H0:  $\mu_{cp}=\mu_{lat}$

H1:  $\mu_{cp}>\mu_{inf}$

H1:  $\mu_{cp}>\mu_{lat}$

T: 11,395  $T_{(\alpha=0,05)}$ : 2,042

T: 4,102  $T_{(\alpha=0,05)}$ : 2,074

Como  $T>T_{\alpha}$ , **rejeita-se H0**

Como  $T>T_{\alpha}$ , **rejeita-se H0**

Caso 3: Investigação da dureza da parede na região inferior e lateral ao furo comparando-se entre as duas velocidades de avanço

Região: Inferior ao furo

Região: Lateral ao furo

$\bar{X}_{0,1}$ : 156  $\sigma_{\bar{x}_{0,1}}$ : 5  $n_{0,1}$ : 20

$\bar{X}_{0,10}$ : 164  $\sigma_{\bar{x}_{0,10}}$ : 14  $n_{0,1}$ : 12

$\bar{X}_{0,2}$ : 148  $\sigma_{\bar{x}_{0,2}}$ : 7  $n_{0,2}$ : 20

$\bar{X}_{0,20}$ : 156  $\sigma_{\bar{x}_{0,2}}$ : 8  $n_{0,2}$ : 12

H0:  $\mu_{0,1}=\mu_{0,2}$

H0:  $\mu_{0,1}=\mu_{0,2}$

H1:  $\mu_{0,1}>\mu_{0,2}$

H1:  $\mu_{0,1}>\mu_{0,2}$

T: 6,495  $T_{(\alpha=0,05)}$ : 2,025

T: 2,676  $T_{(\alpha=0,05)}$ : 2,074

Como  $T>T_{\alpha}$ , **rejeita-se H0**

Como  $T>T_{\alpha}$ , **rejeita-se H0**

No primeiro caso observa-se que, na menor velocidade de avanço, a média da dureza do corpo de prova comparada com a média da dureza na região inferior ao furo é diferente. Porém, a média de dureza do corpo de prova comparada à média da dureza na lateral do furo não pode ser considerada diferente.

No segundo caso o Teste de Hipóteses revela que, para a maior velocidade de avanço, a média da dureza do corpo de prova comparada com a média da dureza na região inferior ou lateral ao furo é diferente.

Por fim, no último caso, observa-se que se aumentando a velocidade de avanço tem-se que a dureza média da lateral e do fundo do furo sofre uma diminuição, como proposto pela ASM [36].

### 5.3.2 Análise da microestrutura e dureza da parede do furo no aço inoxidável AISI304L

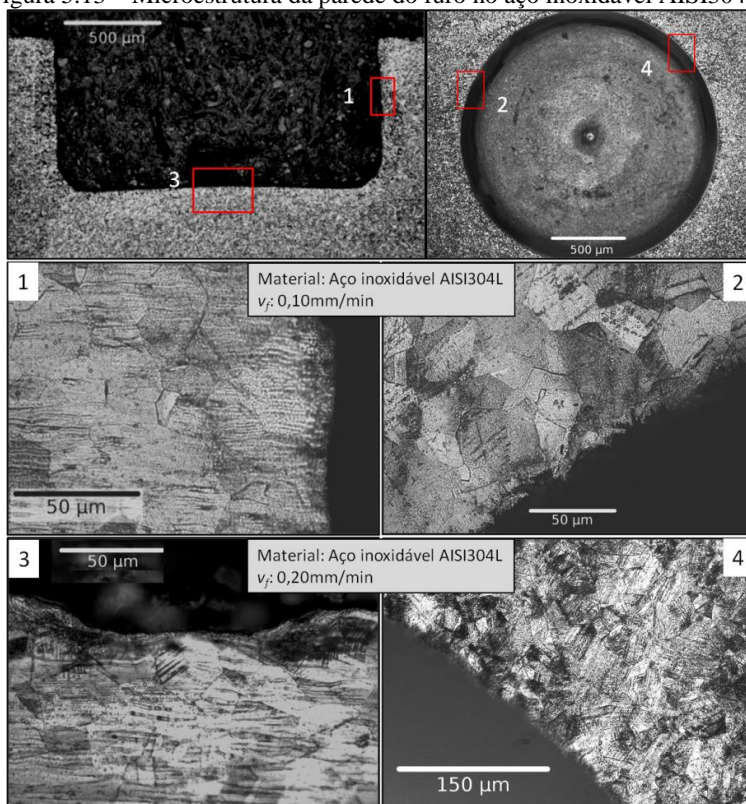
A análise da microestrutura da parede do furo na liga de aço inoxidável AISI304L revelou que esta não sofreu intensa deformação plástica decorrente do processo de furação. Na Figura 5.13-1 e Figura 5.13-2 pode-se observar a parede de um furo produzido com a menor

velocidade de avanço. Na primeira, o plano de corte é transversal ao furo e na segunda é perpendicular a este.

Em princípio, observa-se que este material não sofreu deformação plástica na região em destaque. Ressalta-se, porém, que os grãos foram arrancados completamente, desfazendo-se as ligações intergranulares.

A furação com a maior velocidade de avanço é representada pela Figura 5.13-3 e Figura 5.13-4. Nestas duas imagens ocorrem os mesmos fenômenos descritos anteriormente. Não é possível identificar uma zona afetada por deformação plástica.

Figura 5.13 – Microestrutura da parede do furo no aço inoxidável AISI304L.



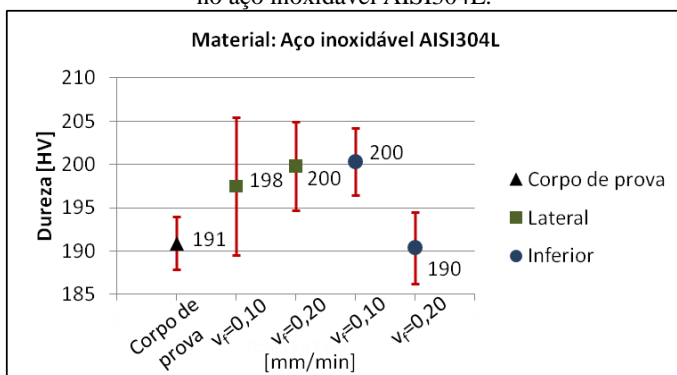
FONTE: Do autor.

Para verificar a influência dos parâmetros de usinagem sobre a integridade da superfície, no que diz respeito à dureza da região adjacente ao furo, foram realizadas medições de dureza Vickers próximas à borda

do furo em um plano longitudinal ao centro deste, como descrito na Seção 4.6.

O gráfico da Figura 5.14 mostra o valor médio representativo da dureza do material, representado por um triângulo. Os dois quadrados do gráfico representam a dureza média da lateral do furo produzido pelas duas velocidades de avanço. Por sua vez, os dois círculos representam a dureza média da região inferior dos furos produzidos pelas mesmas duas velocidades de avanço. As médias estão acompanhadas do seu intervalo de confiança, para um nível de confiança de 95%.

Figura 5.14 – Efeito da velocidade de avanço sobre a dureza na parede do furo no aço inoxidável AISI304L.



FONTE: Do autor.

Após a medição da dureza foram realizados Testes de Hipóteses, com nível de confiança de 95%, com o objetivo de verificar se é possível verificar a influência da velocidade de avanço sobre a dureza na borda do furo (região inferior e lateral). Para a realização dessa análise estatística foi estabelecido como hipótese nula que a dureza do material permanece constante em todas as condições de usinagem. Como hipótese alternativa, tem-se que a dureza próxima à borda do furo é maior ou menor que a média de dureza do material. As análises estatísticas foram divididas em três casos. No primeiro e segundo caso têm-se constante a velocidade avanço e compara-se a dureza média do material do corpo de prova com a dureza medida na região inferior e lateral ao furo. No terceiro caso verifica-se a influência da velocidade de avanço sobre a dureza medida nas duas regiões citadas anteriormente.

Caso 1: Investigação da dureza do corpo de prova comparada a dureza média da parede na região inferior e lateral ao furo ( $v_f=0,10\text{mm/min}$ )

Região: Inferior ao furo

$\bar{X}_{cp}$ : 191     $\sigma_{\bar{x}_{cp}}$ : 5     $n_{cp}$ : 12

$\bar{X}_{inf}$ : 200     $\sigma_{\bar{x}_{inf}}$ : 6     $n_{inf}$ : 10

H0:  $\mu_{cp}=\mu_{inf}$

H1:  $\mu_{cp}<\mu_{inf}$

T: -5,250     $T_{(\alpha=0,05)}$ : -2,086

Como  $T < -T_{\alpha}$ , **rejeita-se H0**

Região: Lateral ao furo

$\bar{X}_{cp}$ : 191     $\sigma_{\bar{x}_{cp}}$ : 5     $n_{cp}$ : 12

$\bar{X}_{lat}$ : 198     $\sigma_{\bar{x}_{lat}}$ : 14     $n_{lat}$ : 12

H0:  $\mu_{cp}=\mu_{lat}$

H1:  $\mu_{cp}<\mu_{lat}$

T: -2,195     $T_{(\alpha=0,05)}$ : 2,074

Como  $T < -T_{\alpha}$ , **rejeita-se H0**

Caso 2: Investigação da dureza do corpo de prova comparada a dureza média da parede na região inferior e lateral ao furo ( $v_f=0,20\text{min/min}$ )

Região: Inferior ao furo

$\bar{X}_{cp}$ : 191     $\sigma_{\bar{x}_{cp}}$ : 5     $n_{cp}$ : 12

$\bar{X}_{inf}$ : 190     $\sigma_{\bar{x}_{inf}}$ : 7     $n_{inf}$ : 10

H0:  $\mu_{cp}=\mu_{inf}$

H1:  $\mu_{cp}>\mu_{inf}$

T: 0,279     $T_{(\alpha=0,05)}$ : 2,086

Como não se obteve  $T > T_{\alpha}$ ,

Não se pode rejeitar H0

Região: Lateral ao furo

$\bar{X}_{cp}$ : 191     $\sigma_{\bar{x}_{cp}}$ : 5     $n_{cp}$ : 12

$\bar{X}_{lat}$ : 200     $\sigma_{\bar{x}_{lat}}$ : 9     $n_{lat}$ : 12

H0:  $\mu_{cp}=\mu_{lat}$

H1:  $\mu_{cp}<\mu_{lat}$

T: -4,243     $T_{(\alpha=0,05)}$ : 2,074

Como  $T < -T_{\alpha}$ , **rejeita-se H0**

Caso 3: Investigação da dureza da parede na região inferior e lateral ao furo comparando-se entre as duas velocidades de avanço

Região: Inferior ao furo

$\bar{X}_{0,1}$ : 200     $\sigma_{\bar{x}_{0,1}}$ : 6     $n_{0,1}$ : 10

$\bar{X}_{0,2}$ : 190     $\sigma_{\bar{x}_{0,2}}$ : 7     $n_{0,2}$ : 10

H0:  $\mu_{0,1}=\mu_{0,2}$

H1:  $\mu_{0,1}>\mu_{0,2}$

T: 4,968     $T_{(\alpha=0,05)}$ : 2,101

Como  $T > T_{\alpha}$ , **rejeita-se H0**

Região: Lateral ao furo

$\bar{X}_{0,1}$ : 198     $\sigma_{\bar{x}_{0,1}}$ : 14     $n_{0,1}$ : 12

$\bar{X}_{0,2}$ : 200     $\sigma_{\bar{x}_{0,2}}$ : 9     $n_{0,2}$ : 12

H0:  $\mu_{0,1}=\mu_{0,2}$

H1:  $\mu_{0,1}<\mu_{0,2}$

T: -0,670     $T_{(\alpha=0,05)}$ : 2,074

Como não se obteve  $T < -T_{\alpha}$ ,

Não se pode rejeitar H0

No primeiro caso observa-se que é possível afirmar que a dureza da borda na região lateral e inferior ao furo aumentou durante a furação com a velocidade de avanço menor. Observa-se que a dureza é maior na região inferior ao furo. No segundo caso não se pode afirmar que a dureza do material da borda na região inferior ao furo sofre alteração durante a furação com a velocidade de avanço maior. O terceiro caso revela que não é possível afirmar-se que o aumento na velocidade de avanço promove um aumento na dureza do material na região lateral ao furo.

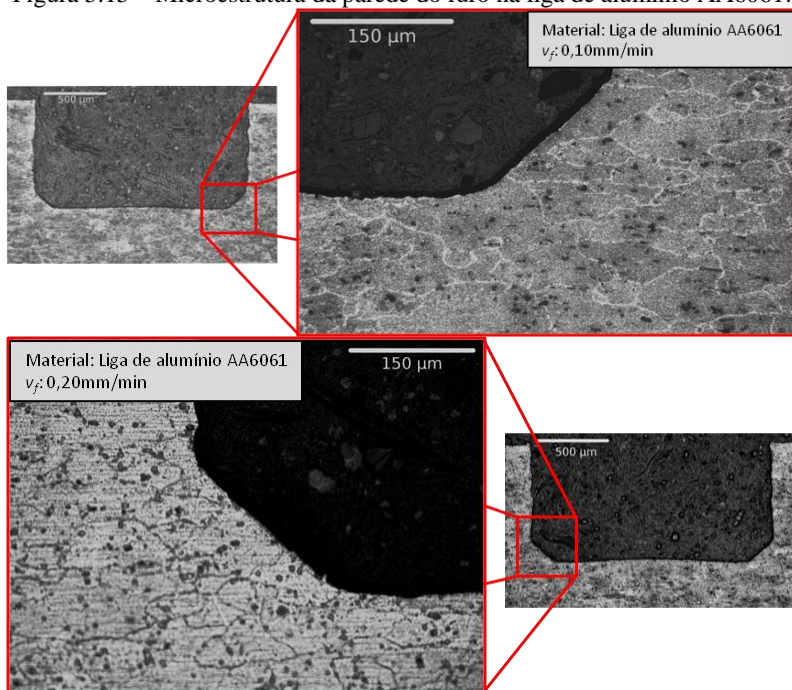
Contudo, observa-se que o aumento na velocidade de avanço não altera a dureza do material na região inferior ao furo.

### 5.3.3 Análise da microestrutura e dureza da parede do furo na liga de alumínio AA6061

As imagens da microestrutura obtidas da parede do furo na liga de alumínio AA6061 não evidenciam uma zona deformada plasticamente. Observa-se, contudo, que os grãos são arrancados da base deste material de forma que estes ocasionam um perfil não linear da borda do furo. Possivelmente, com o uso de uma ampliação maior, poder-se-ia identificar uma fina camada de cavaco deformada sobre a superfície do fundo e parede do furo. Como visto anteriormente, tanto a parede como o fundo do furo possuem uma rugosidade muito elevada, em comparação aos furos produzidos nos outros dois materiais ensaiados. Sendo assim, estas descontinuidade da borda é claramente um indício da elevada rugosidade da superfície interna do furo.

As duas imagens em destaque da Figura 5.15 foram atacadas com o mesmo reagente, porém em uma delas foi utilizada luz polarizada. Sendo assim, na primeira imagem os contornos intergranulares aparecem em branco e, na segunda imagem, em preto.

Figura 5.15 – Microestrutura da parede do furo na liga de alumínio AA6061.

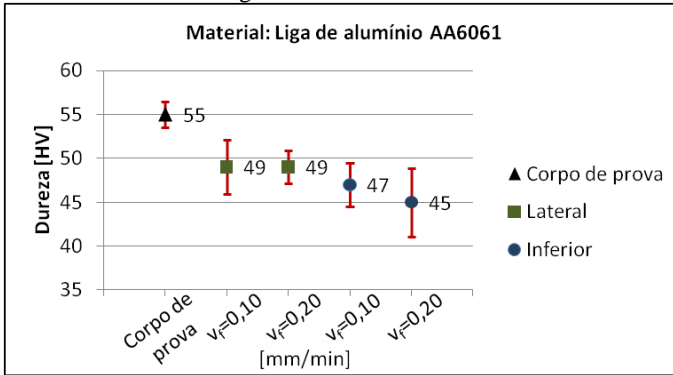


FONTE: Do autor.

Para verificar a influência dos parâmetros de usinagem sobre a integridade da superfície, no que diz respeito à dureza da região adjacente ao furo, foram realizadas medições de dureza Vickers próximas à borda do furo em um plano longitudinal ao centro deste, como descrito na Seção 4.6.

O gráfico da Figura 5.16 mostra o valor médio representativo da dureza do material, representado por um triângulo. Os dois quadrados do gráfico representam a dureza média da lateral do furo produzido pelas duas velocidades de avanço. Por sua vez, os dois círculos representam a dureza média da região inferior dos furos produzidos pelas mesmas duas velocidades de avanço. As médias estão acompanhadas do seu intervalo de confiança, para um nível de confiança de 95%.

Figura 5.16 – Efeito da velocidade de avanço sobre a dureza na parede do furo na liga de alumínio AA6061.



FONTE: Do autor.

Após a medição da dureza foram realizados Testes de Hipóteses, com nível de confiança de 95%, com o objetivo de verificar se é possível verificar a influência da velocidade de avanço sobre a dureza na borda do furo (região inferior e lateral). Para a realização dessa análise estatística foi estabelecido como hipótese nula que a dureza do material permanece constante em todas as condições de usinagem. Como hipótese alternativa, tem-se que a dureza próxima à borda do furo é maior ou menor que a média de dureza do material. As análises estatísticas foram divididas em três casos. No primeiro e segundo caso têm-se constante a velocidade avanço e compara-se a dureza média do material do corpo de prova com a dureza medida na região inferior e lateral ao furo. No terceiro caso verifica-se a influência da velocidade de avanço sobre a dureza medida nas duas regiões citadas anteriormente.

Caso 1: Investigação da dureza do corpo de prova comparada a dureza média da parede na região inferior e lateral ao furo ( $v_f=0,10\text{mm/min}$ )

Região: Inferior ao furo

Região: Lateral ao furo

$\bar{X}_{cp}$ : 55     $\sigma_{\bar{x}_{cp}}$ : 3     $n_{cp}$ : 12

$\bar{X}_{cp}$ : 55     $\sigma_{\bar{x}_{cp}}$ : 3     $n_{cp}$ : 12

$\bar{X}_{inf}$ : 47     $\sigma_{\bar{x}_{inf}}$ : 4     $n_{inf}$ : 10

$\bar{X}_{lat}$ : 49     $\sigma_{\bar{x}_{lat}}$ : 5     $n_{lat}$ : 12

H0:  $\mu_{cp}=\mu_{inf}$

H0:  $\mu_{cp}=\mu_{lat}$

H1:  $\mu_{cp}>\mu_{inf}$

H1:  $\mu_{cp}>\mu_{lat}$

T: 8,224     $T_{(\alpha=0,05)}$ : 2,086

T: 5,016     $T_{(\alpha=0,05)}$ : 2,074

Como  $T>T_{\alpha}$ , **rejeita-se H0**

Como  $T>T_{\alpha}$ , **rejeita-se H0**



Caso 2: Investigação da dureza do corpo de prova comparada a dureza média da parede na região inferior e lateral ao furo ( $v_f=0,20\text{min/min}$ )

Região: Inferior ao furo

Região: Lateral ao furo

$\bar{X}_{cp}$ : 55     $\sigma_{\bar{x}_{cp}}$ : 3     $n_{cp}$ : 12

$\bar{X}_{cp}$ : 55     $\sigma_{\bar{x}_{cp}}$ : 3     $n_{cp}$ : 12

$\bar{X}_{inf}$ : 45     $\sigma_{\bar{x}_{inf}}$ : 6     $n_{inf}$ : 10

$\bar{X}_{lat}$ : 49     $\sigma_{\bar{x}_{lat}}$ : 3     $n_{lat}$ : 12

H0:  $\mu_{cp}=\mu_{inf}$

H0:  $\mu_{cp}=\mu_{lat}$

H1:  $\mu_{cp}>\mu_{inf}$

H1:  $\mu_{cp}>\mu_{lat}$

T: 6,913     $T_{(\alpha=0,05)}$ : 2,086

T: 7,640     $T_{(\alpha=0,05)}$ : 2,074

Como  $T>T_{\alpha}$ , **rejeita-se H0**

Como  $T>T_{\alpha}$ , **rejeita-se H0**

Caso 3: Investigação da dureza da parede na região inferior e lateral ao furo comparando-se entre as duas velocidades de avanço

Região: Inferior ao furo

Região: Lateral ao furo

$\bar{X}_{0,1}$ : 47     $\sigma_{\bar{x}_{0,1}}$ : 4     $n_{0,1}$ : 10

$\bar{X}_{0,1}$ : 49     $\sigma_{\bar{x}_{0,1}}$ : 5     $n_{0,1}$ : 12

$\bar{X}_{0,2}$ : 45     $\sigma_{\bar{x}_{0,2}}$ : 6     $n_{0,2}$ : 10

$\bar{X}_{0,2}$ : 49     $\sigma_{\bar{x}_{0,2}}$ : 3     $n_{0,2}$ : 12

H0:  $\mu_{0,1}=\mu_{0,2}$

H0:  $\mu_{0,1}=\mu_{0,2}$

H1:  $\mu_{0,1}<\mu_{0,2}$

H1:  $\mu_{0,1}<\mu_{0,2}$

T: 0,925     $T_{(\alpha=0,05)}$ : 2,101

T: 0,360     $T_{(\alpha=0,05)}$ : 2,074

Como não se obteve  $T<-T_{\alpha}$ ,

Como não se obteve  $T<-T_{\alpha}$ ,

Não se pode rejeitar H0

Não se pode rejeitar H0

A análise do primeiro e segundo caso revela que durante a furação com ambas as velocidades de avanço tem-se uma diminuição da dureza do material na região inferior e lateral ao furo, como sugere a ASM [36]. Porém, o terceiro caso sugere que não existe uma diferença na magnitude da dureza nestas duas regiões em ambas as velocidades de avanço.

## 5.4 ANÁLISE DE REBARBAS

Neste capítulo serão apresentadas as imagens obtidas da rebarba presente nos furos. Será apresentada uma imagem representativa de cada parâmetro de velocidade de avanço para cada material ensaiado.

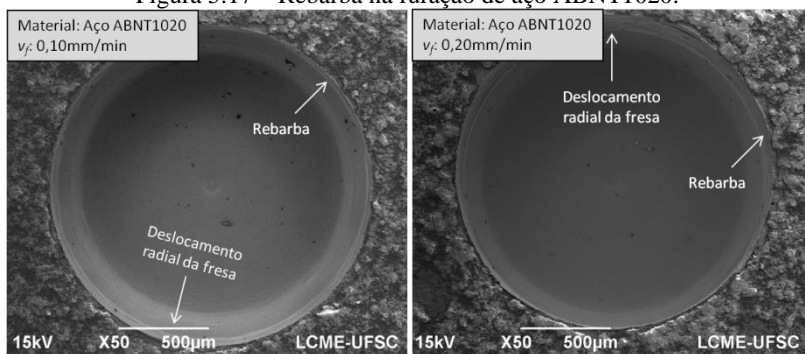
### 5.4.1 Análise de rebarbas na furação de aço ABNT1020

A totalidade das imagens dos furos no aço ABNT1020, em ambas as velocidades de avanço, revelou um processo onde se gerou pouca rebarba e, quando esta ocorreu, sua dimensão provavelmente não interferiu na medição de tensão residual. A Figura 5.17 apresenta uma ima-

gem representativa da presença de rebarba em cada parâmetro de velocidade de avanço para este material.

Observou-se, contudo, que o processo de furação com a velocidade de avanço  $v_f=0,10\text{mm/min}$  resultou em um furo com mais rebarba que com a velocidade de avanço  $v_f=0,20\text{mm/min}$ . Isto se deve ao fato de que a elevada pressão de contato entre gume e superfície do corpo de prova quando a espessura de usinagem é muito baixa [33] provocar um pronunciado fluxo lateral de cavaco que, em virtude da geometria do chanfro na periferia do gume da ferramenta, favorece a formação de rebarba.

Figura 5.17 – Rebarba na furação de aço ABNT1020.



FONTE: Do autor.

Nestas imagens do furo, observa-se que a fresa sofreu um deslocamento radial. Não é possível sugerir, a princípio, qual o motivo deste deslocamento radial. Contudo, este desvio da geometria do furo na sua borda pode ser capaz de influenciar negativamente na medição de tensão residual, como visto e discutido na Seção 5.1.

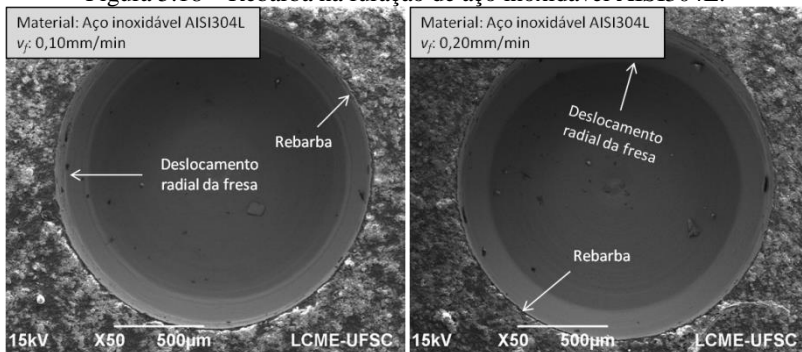
Pode-se verificar novamente a presença de cavacos aderidos sobre o fundo e a parede do furo, nos dois casos analisados.

#### 5.4.2 Análise de rebarbas na furação de aço inoxidável AISI304L

A furação com a menor velocidade de avanço produziu furos, em geral, com mais rebarba que com a velocidade de avanço maior. Comparada com o material descrito anteriormente, a rebarba no aço inoxidável AISI304L é consideravelmente mais pronunciada, para ambos os parâmetros empregados. Isto se deve, principalmente, às características mecânicas deste material como, por exemplo, baixa dureza e baixa condu-

tividade térmica [26, 28]. Sendo assim, facilita-se o empastamento de material devido à elevada pressão de contato entre gume e superfície do corpo de prova, que eleva as temperaturas na zona de corte, fenômenos descritos por Machado *et al* [32] e König e Klocke [33]. Tem-se, ainda, que a geometria do chanfro na periferia do gume propicia o deslocamento radial de cavaco dando assim origem à rebarba.

Figura 5.18 – Rebarba na furação de aço inoxidável AISI304L.



FONTE: Do autor.

Nestas imagens do furo também é possível identificar o deslocamento radial que a fresa sofreu ao longo dos vinte passos do processo de medição de tensão residual. Este deslocamento promoveu inclinação positiva na borda do furo. Estas imagens sugerem que houve uma remoção de material na borda do furo à medida que a fresa realizava seu avanço axial ao longo dos 20 incrementos. De todo modo, este desvio da geometria do furo na sua borda pode ser capaz de influenciar negativamente na medição de tensão residual, como já observado e discutido na Seção 5.1.

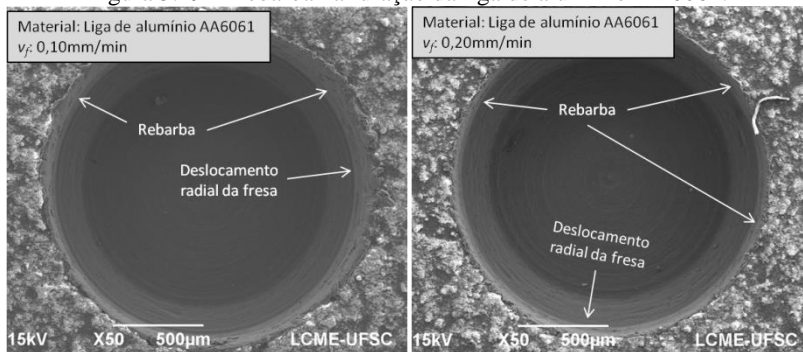
Pode-se verificar ainda a presença de cavacos aderidos sobre o fundo e a parede do furo, nos dois casos analisados. Ressalta-se que a dimensão destes cavacos aderidos é bem variada, desde tamanhos muito menores que  $1\mu\text{m}$  até dimensões próximas a  $100\mu\text{m}$ .

#### 5.4.3 Análise de rebarbas na furação da liga de alumínio AA6061

A furação na liga de alumínio AA6061 resultou em furos com uma quantidade maior e dimensão mais pronunciada de rebarbas, em comparação com os furos produzidos nos dois materiais descritos anteriormente.

Esta liga de alumínio tem por característica uma baixa dureza e um baixo módulo de elasticidade. Tendo em vista a geometria na periferia do gume da fresa e a espessura de usinagem empregada neste processo, sendo esta significativamente menor que o raio de gume, ocorre elevada conformação mecânica de material. Adicionalmente, devido à elevada pressão de contato entre gume e superfície do corpo de prova, tem-se o aumento da temperatura na zona de corte [33]. Estes fatores propiciam a ocorrência de rebarba neste material para ambas as velocidades de avanço, contudo, de forma mais acentuada na menor velocidade de avanço, como pode ser visto na Figura 5.19. Observa-se que boa parte do material deslocado lateralmente pela fresa foi conformado sobre a superfície do corpo de prova, para fora do furo.

Figura 5.19 – Rebarba na furacão da liga de alumínio AA6061.



FONTE: Do autor.

Na grande maioria dos furos, como nos apresentados na Figura 5.19, identificou-se também o deslocamento radial da fresa de modo a formar uma superfície inclinada na borda do furo nesta direção, como discutido anteriormente.

Nas imagens apresentadas não se verifica a presença de grande quantidade de cavacos aderidos sobre o fundo e a parede do furo, como nos dois materiais analisados anteriormente. Por ser uma superfície de elevada rugosidade, é possível que seja este o motivo de não se conseguir discernir entre o cavaco aderido e a própria textura da superfície.

## 5.5 ANÁLISE DOS CAVACOS

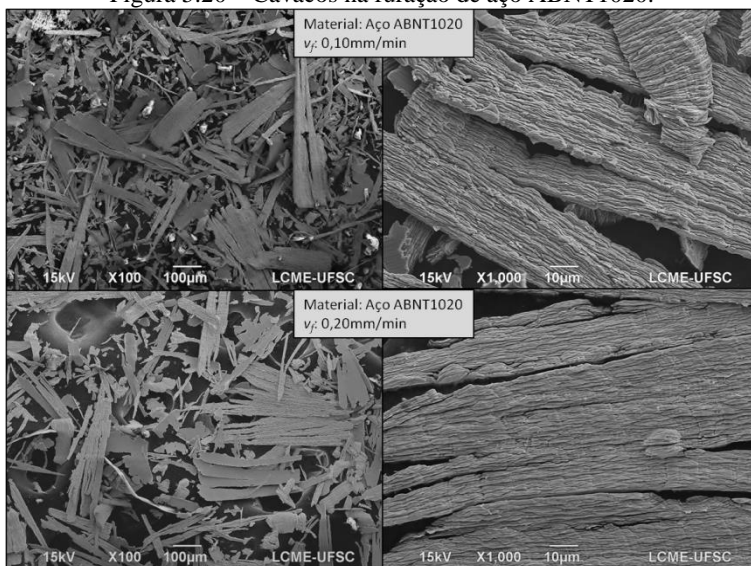
A análise dos cavacos produzidos pelas duas operações de furação foi de substancial importância para identificar sua forma e, deste modo, permitir entender melhor como estes são formados.

### 5.5.1 Análise de cavaco na furação de aço ABNT1020

A furação do aço ABNT1020 produziu cavacos de diferentes dimensões, como pode ser comprovado na Figura 5.20. Porém, não é perceptível uma diferença relevante na sua forma e dimensão quando comparados os cavacos resultantes de ensaios com as duas velocidades de avanço. Em ambos os casos o mesmo tem a forma de agulha.

Observa-se, no entanto, uma sensível diferença no grau de deformação plástica sofrida pelo cavaco formado na furação com velocidade de avanço  $v_f=0,10\text{mm/min}$ , em comparação com o cavaco formado na furação com a velocidade de avanço  $v_f=0,20\text{mm/min}$ . Isto respalda a afirmação de que para menores velocidades de avanço ocorre severa deformação de material pelos gumes da fresa.

Figura 5.20 – Cavacos na furação de aço ABNT1020.



FONTE: Do autor.

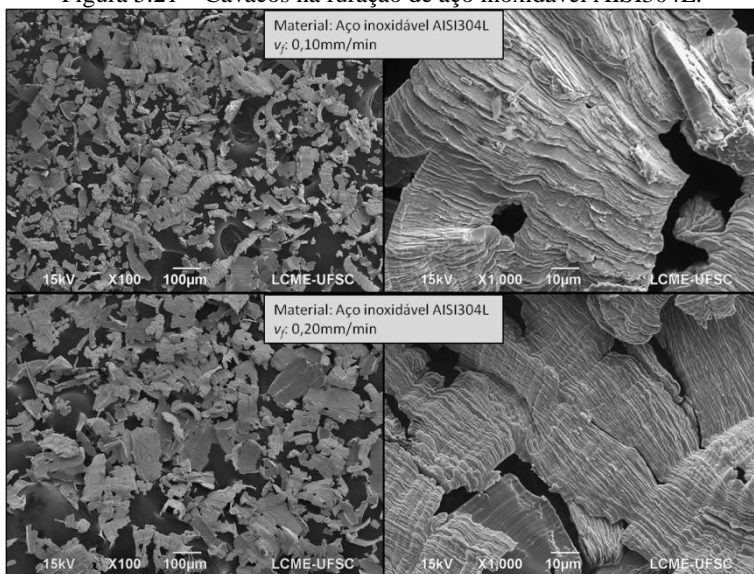
Nas imagens à esquerda da Figura 5.20 observam-se cavacos com uma superfície muito mais lisa que outros. Conforme Machado *et al* [32] e König e Klocke [33], esta superfície é formada pela zona secundária de deformação do cavaco, ou seja, é a que desliza sobre a superfície do gume da fresa.

Foi observada uma mesma quantidade de cavaco aderida sobre a fita de carbono retirada da superfície do corpo de prova após a furação nas duas velocidades de avanço, o que não ocorreu em um dos outros materiais, como será descrito a seguir.

### 5.5.2 Análise de cavaco na furação de aço inoxidável AISI304L

O cavaco recolhido da furação no aço inoxidável AISI304L apresentou visíveis diferenças quanto ao seu tamanho entre as duas condições de usinagem e, também, entre os cavacos da mesma condição de usinagem. Em geral, os cavacos produzidos pela menor velocidade de avanço têm dimensões menores e os cavacos produzidos pela maior velocidade de avanço possuem dimensões maiores, como pode ser visualizado pela Figura 5.21.

Figura 5.21 – Cavacos na furação de aço inoxidável AISI304L.



FONTE: Do autor.

Observa-se, ainda, que em ambos os casos o cavaco apresenta uma estrutura lamelar. Constatou-se que a furação com velocidade de avanço  $v_f=0,10\text{mm/min}$  resulta num cavaco que aparentemente atingiu uma temperatura superior ao cavaco da furação com velocidade de avanço  $v_f=0,20\text{mm/min}$ . Este primeiro apresenta um aspecto mais viscoso, visto que as lamelas são muito mais alongadas. Já no segundo caso, o cavaco não apresenta tal característica sendo, contudo, mais fino e com elevada deformação plástica.

Nas imagens à esquerda, observam-se cavacos com uma superfície muito mais lisa que outros, sendo esta formada pela zona secundária de deformação do cavaco quando em contato com a superfície do gume da fresa.

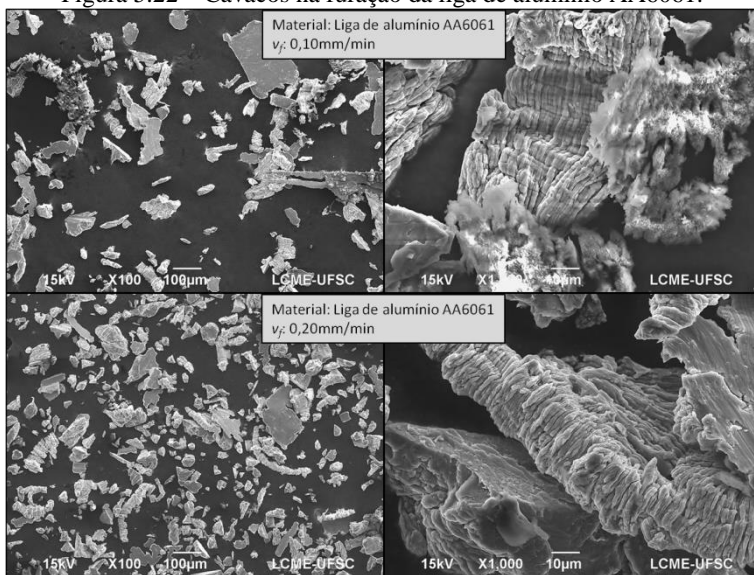
### 5.5.3 Análise de cavaco na furação da liga de alumínio AA6061

Após a furação do furo cego na liga de alumínio AA6061, os cavacos foram recolhidos da superfície e colados sobre a fita de carbono, procedendo-se da mesma forma como nos casos apresentados anteriormente. Constatou-se, porém, que a quantidade total de cavaco coletado deste material e aderido sobre a fita de carbono foi muito inferior aos dois materiais anteriores, como pode ser observado na Figura 5.22. Entretanto, o procedimento de usinagem do furo e coleta dos cavacos foi análogo aos três materiais.

Os cavacos, de modo geral, produzidos nas duas velocidades de avanço também apresentaram diferentes dimensões entre si, como pode ser verificado na Figura 5.22. Contudo, na velocidade de avanço maior observaram-se cavacos de dimensões inferiores aos da furação com a velocidade de avanço menor. Em ambos os casos o cavaco se assemelha ao do tipo arrancado.

Nas duas imagens à esquerda na Figura 5.22, observam-se cavacos com uma superfície muito mais lisa que outros, já que esta esteve em contato com o gume da fresa, deslizando sobre a superfície de saída desta.

Figura 5.22 – Cavacos na furação da liga de alumínio AA6061.



FONTE: Do autor.

Observa-se ainda que os cavacos são, na sua grande maioria, muito menores do que 100µm, sendo assim dimensionalmente menores que os cavacos produzidos nos outros dois materiais apresentados anteriormente.

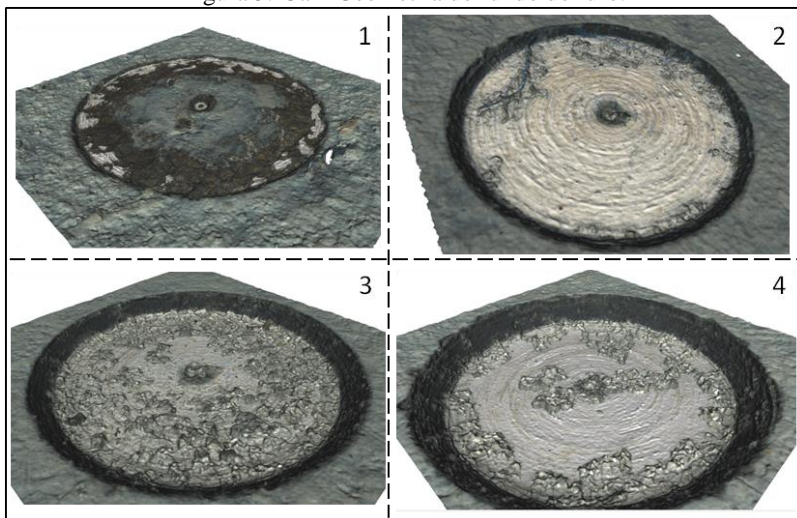
## 5.6 ANÁLISE DA GEOMETRIA DOS FUROS

A geometria do fundo do furo foi obtida através da medição de seu perfil, passando pelo seu centro. Conforme as imagens da Figura 5.23a, foram planejadas quatro amostras para análise: 1- apenas a marca produzida pela fresa ao efetuar o contato elétrico entre esta e a superfície do corpo de prova para a referência do posicionamento relativo entre estes; 2- furo cego com profundidade de 50µm produzido por um incremento; 3- furo cego com profundidade de 100µm produzido por dois incrementos e 4- furo cego produzido por três incrementos com profundidade final de 150µm.

Após a modelagem em 3-D destes furos foi realizada a medição do seu perfil por meio de algumas ferramentas computacionais do *software* do microscópio de foco infinito Alicona.



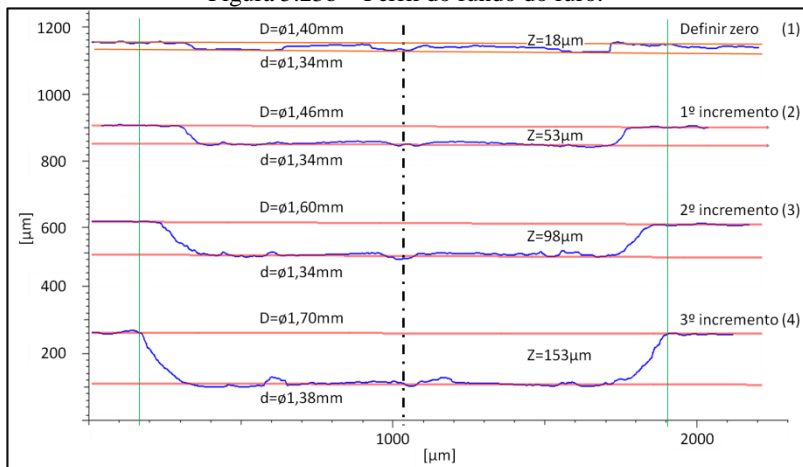
Figura 5.23a – Geometria do fundo do furo.



FONTE: Do autor.

A Figura 5.23b mostra o perfil resultante, juntamente com suas devidas dimensões, dos furos representados na Figura 5.23a.

Figura 5.23b – Perfil do fundo do furo.



FONTE: Do autor.

A primeira amostra produziu uma marca no corpo de prova, como por ser visto na Figura 5.23-1, com uma profundidade máxima de 18 $\mu\text{m}$

e diâmetro superior e inferior de 1,40mm e 1,34mm, respectivamente. Observa-se que a profundidade máxima desta marca está justamente na periferia da fresa, antes do início do chanfro, visto que esta não possui fundo “perfeitamente” plano.

A segunda amostra (Figura 5.23-2) contempla um furo cego de diâmetro superior de 1,46mm e diâmetro inferior de 1,34mm, sendo sua profundidade na ordem de 53 $\mu$ m. Neste furo o chanfro produzido pela fresa apresenta uma inclinação de 45° em relação ao fundo do furo.

Na sequência, segundo a Figura 5.23-3, a medição do furo cego da terceira amostra revelou um furo de diâmetro superior na ordem do diâmetro da fresa de 1,60mm e um diâmetro inferior de 1,34mm. A profundidade neste caso atingiu os 98 $\mu$ m. Pode-se visualizar que o chanfro manteve-se na inclinação de 45° em relação ao fundo do furo.

Por último, o furo cego da quarta amostra apresentou um diâmetro superior e inferior de 1,70mm e 1,38mm, respectivamente. Observa-se um leve arredondamento do chanfro do furo (Figura 5.23-4), porém este mantém uma inclinação aproximada de 45°. Neste caso, esta nova condição deve-se ao fato de que o furo possui uma profundidade maior, em torno de 153 $\mu$ m. Isto implica na ocorrência de fenômenos ópticos como a reflexão da luz do microscópio quando esta incide sobre uma superfície demasiadamente inclinada. Ao construir o furo após o processamento de uma série de imagens, superfícies inclinadas podem sofrer um desvio da sua forma e dimensão real. Contudo, ainda assim pode-se obter um perfil aproximado do fundo do furo produzido pela geometria da fresa e, desta forma, adaptá-lo ao modelo de cálculo de tensões residuais.

Neste experimento não foram realizadas réplicas dos furos, de forma que os valores medidos não têm respaldo estatístico. Ressalta-se, porém, que o experimento é válido como comprovação de que a geometria dos gumes da fresa é reproduzida no fundo do furo, sendo que esta, portanto, vai de encontro à geometria requisitada pelo modelo de cálculo de tensões residuais.

## 5.7 ANÁLISE DAS FERRAMENTAS

Neste capítulo serão apresentadas as análises sobre as fresas na usinagem dos furos no aço ABNT1020, aço inoxidável AISI304L e na liga de alumínio AA6061.

Observou-se, em praticamente todas as ferramentas, a ocorrência de lascamentos, em magnitudes diferentes, e adesão de material sobre a face, flanco ou gume da ferramenta.

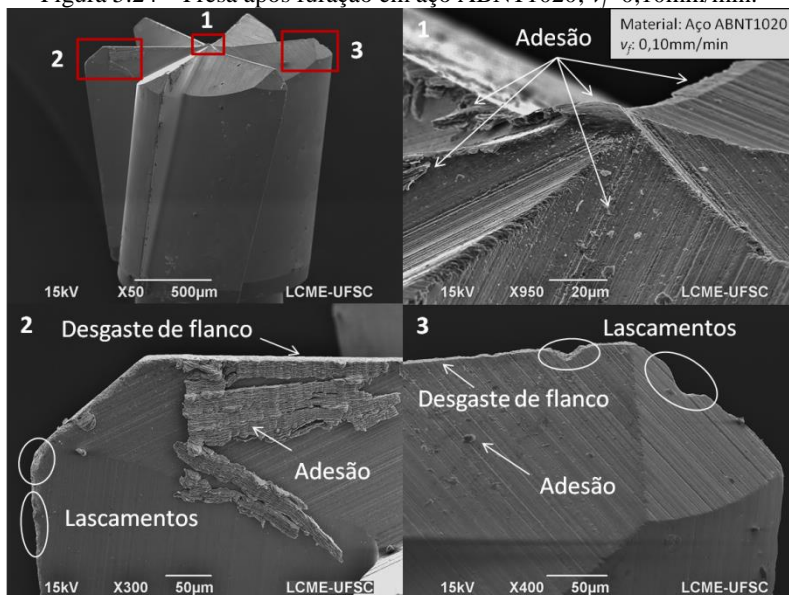
### 5.7.1 Análise das fresas na furação do aço ABNT1020

As ferramentas empregadas na furação da liga aço ABNT1020 apresentaram, em geral, grandes quantidades de material aderido sobre a face e o flanco, desgaste acentuado de flanco e lascamentos.

A Figura 5.24 apresenta uma imagem representativa do comportamento das fresas obtido na furação com a velocidade de avanço mínima,  $v_f=0,10\text{mm/min}$ .

Observa-se na Figura 5.24-1 que, sobre a região central da ferramenta, ocorreu adesão de material do corpo de prova decorrente, principalmente, do ângulo de saída fortemente negativo. Parte do material que é conformado pelo gume da fresa se adere a esta e o restante é extrudado lateralmente em direção à periferia da fresa. Na Figura 5.24-1 e Figura 5.24-2, visualiza-se a ocorrência de caldeamento de cavaco sobre o flanco e a face da ferramenta devido, segundo König e Klocke [33], à interação das superfícies inferiores do cavaco e da ferramenta que, por estarem livres de óxidos, soldam-se por adesão. O cavaco aderido sobre a face da ferramenta, por sua vez, pode tomar a função de gume postiço e, deste modo, é o responsável pela deformação e remoção de material. Ainda segundo König e Klocke [33], o material que caldeia sobre a face da ferramenta é deformado pela pressão de corte, adquirindo uma elevada dureza que lhe dá a capacidade de assumir a função de corte do gume da ferramenta. Isto pode sugerir a presença das marcas de usinagem visíveis no fundo do furo que são produzidas pelo material aderido ao gume.

Figura 5.24 – Fresa após furação em aço ABNT1020;  $v_f=0,10\text{mm/min}$ .



FONTE: Do autor.

Na Figura 5.24-2 e Figura 5.24-3 observa-se a ocorrência de desgaste de flanco, bem como lascamentos do gume principal e gume secundário. A região do gume, próximo ao seu chanfro, é a que mais sofre solicitações térmicas e mecânicas, visto ser a região onde a velocidade de corte é maior. Segundo König e Klocke [33], o aumento da velocidade de corte aumenta a temperatura na região do corte. Como vantagens, tem-se a redução da força de usinagem, já que a resistência do material a altas temperaturas é menor. Entretanto o desgaste da ferramenta é acelerado, conforme os mesmos autores e Machado *et al* [32], com o aumento da temperatura de corte. As ferramentas, de um modo geral, apresentaram lascamentos no gume principal e gume secundário (Figura 5.24-2 e Figura 5.24-3). Isto se deve a forças de corte excessivas ou quando o ângulo de quina ou cunha da ferramenta é muito pequeno, conferindo à ferramenta pouca rigidez [33, 34, 55]. Nestes lascamentos, a linha da fissura segue a direção da força de corte.

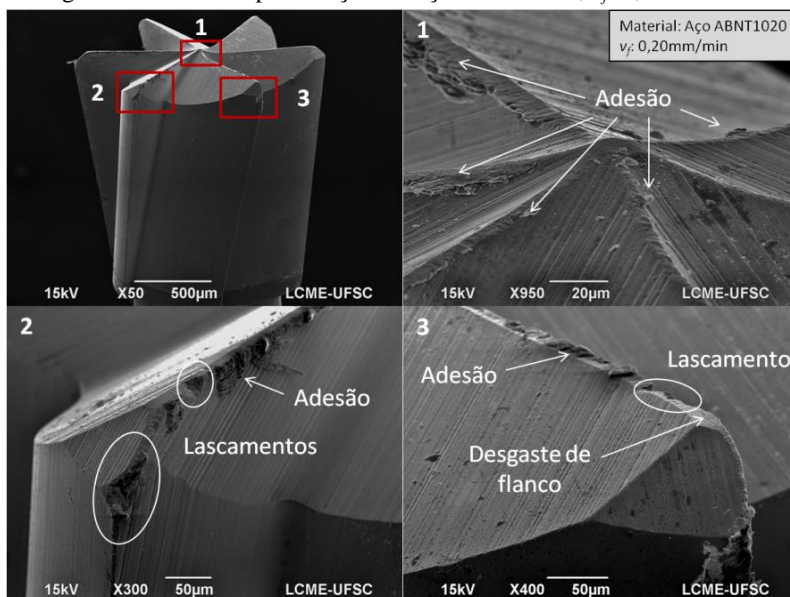
O comportamento das fresas na furação com a velocidade de avanço maior,  $v_f=0,20\text{mm/min}$ , apresentou apenas um desgaste de flanco mais acentuado (Figura 5.25). O desgaste abrasivo, segundo Machado *et al* [32], ocorre quando o material é removido ou deslocado da superfície

por partículas duras que podem estar soltas entre as duas superfícies com movimento relativo, ou pertencem a uma das superfícies.

Na Figura 5.25-2 observa-se a presença de lascamentos. Em geral, com este parâmetro de velocidade de avanço, estes lascamentos foram em maior quantidade e tamanho.

A análise da Figura 5.25-3 revelou sobre o gume cavacos soldados que podem vir a assumir a função de gume posição imprimindo, conseqüentemente, sua forma sobre a superfície do fundo do furo.

Figura 5.25 – Fresa após furação em aço ABNT1020;  $v_f=0,20\text{mm/min}$ .



FONTE: Do autor.

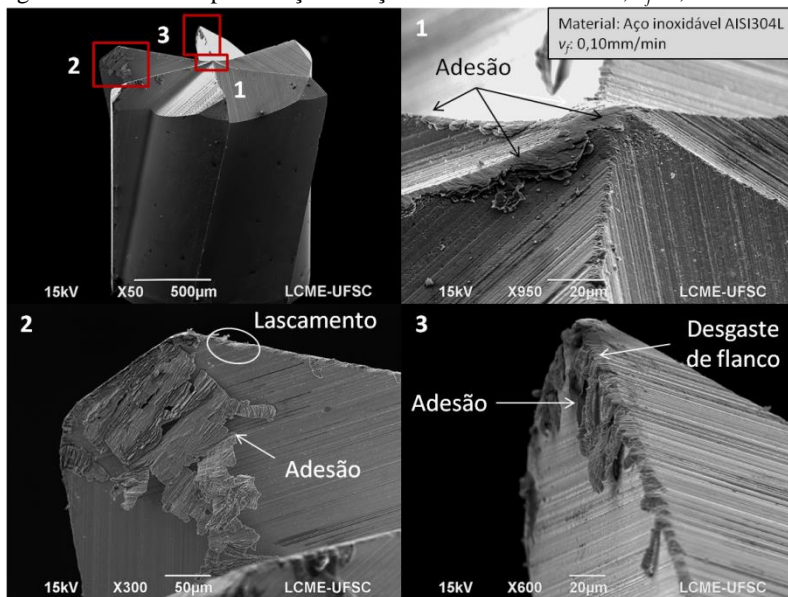
Comparando-se os dois processos observa-se que as fresas em ambos sofrem do mesmo mecanismo de desgaste: adesão e abrasão mecânica. Com a velocidade de avanço menor ocorreram adesão de material sobre toda a ferramenta e, com a velocidade de avanço maior, o desgaste de flanco e os lascamentos foram mais acentuados.

### 5.7.2 Análise das fresas na furação de aço inoxidável AISI304L

Na furação da liga de aço inoxidável AISI304L com velocidade de avanço  $v_f=0,10\text{mm/min}$  foi observada a adesão como principal meca-

nismo de desgaste. Na Figura 5.26-1 e Figura 5.26-2, visualiza-se a ocorrência de caldeamento de cavaco sobre o flanco e a face da ferramenta. O cavaco aderido sobre a face da ferramenta, por sua vez, pode tomar a função de gume posição, visto que foram observadas marcas de usinagem no fundo do furo.

Figura 5.26 – Fresa após furação de aço inoxidável AISI304L;  $v_f=0,10\text{mm/min}$ .

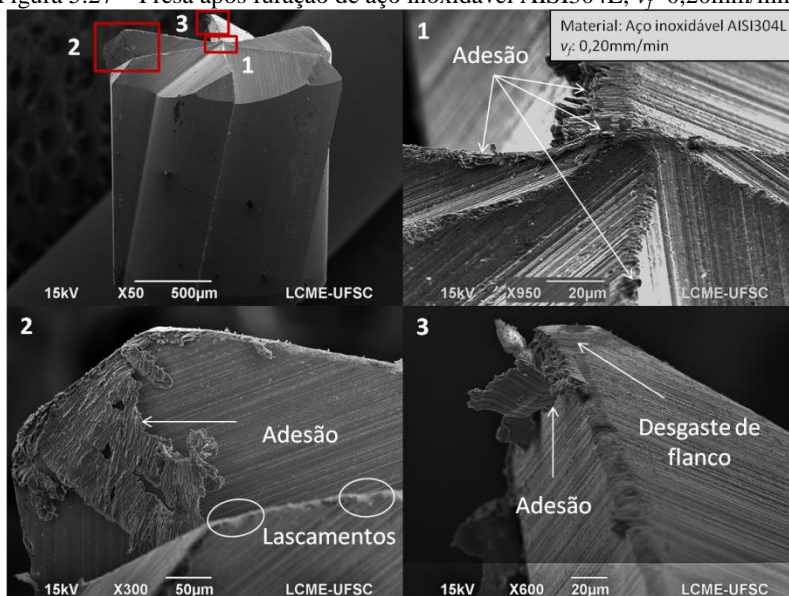


FONTE: Do autor.

Em especial, na Figura 5.26-1, observa-se a região central da fresa. Sobre esta se encontra uma grande quantidade de material aderido. Esta região da ferramenta, onde a velocidade de corte é relativamente baixa e, em consequência do ângulo de saída de cavaco fortemente negativo, tem-se uma enorme pressão de contato entre ferramenta e peça, conferindo ao cavaco uma deformação plástica acentuada. O cavaco é, portanto, extrudado para a periferia da fresa e, deste modo, pode-se explicar a textura do fundo do furo observada, principalmente na sua região central (Vide Figura 5.6).

O comportamento das fresas na furação com a velocidade de avanço maior,  $v_f=0,20\text{mm/min}$ , apresentou apenas um desgaste de flanco mais acentuado (Figura 5.27). Observou-se, para este parâmetro, que os mecanismos de desgaste que mais ocorreram foi a adesão e a abrasão.

Figura 5.27 – Fresa após furação de aço inoxidável AISI304L;  $v_f=0,20\text{mm/min}$ .



FONTE: Do autor.

As ferramentas, de um modo geral, apresentaram lascamentos no gume principal e gume secundário (Figura 5.27-2 e Figura 5.27-3). Como afirmado anteriormente, isto se deve a forças de corte excessivas quando o ângulo de quina ou cunha da ferramenta é muito pequeno, conferindo à ferramenta pouca rigidez [33, 34, 55].

Comparando-se os dois processos observa-se que as fresas em ambos sofrem do mesmo mecanismo de desgaste: adesão e abrasão mecânica. Com a velocidade de avanço menor ocorreram mais adesão, abrasão mecânica e lascamentos. Já com a velocidade de avanço maior foi observada maior adesão, principalmente na região central da fresa, e o desgaste de flanco foi mais acentuado.

### 5.7.3 Análise das fresas na furação da liga de alumínio AA6061

Nas imagens das ferramentas empregadas para a furação da liga de alumínio AA6061 observou-se, principalmente, adesão de material da peça sobre a região central da fresa, pequenos lascamentos e desgaste de flanco por abrasão mecânica.

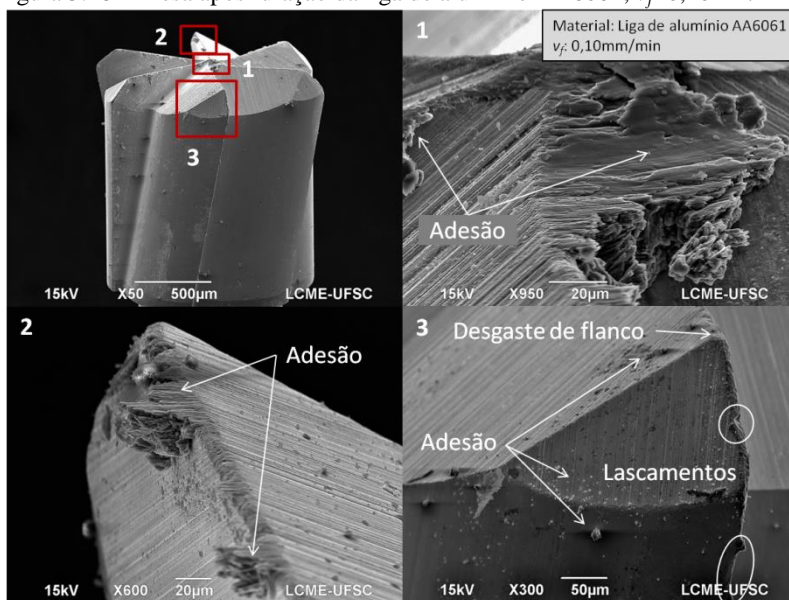
Na furação com velocidade de avanço  $v_f=0,10\text{mm/min}$  foi observada adesão sobre o centro da fresa e sobre o flanco e a face (Figura



5.24-1 e Figura 5.24-2). A ocorrência do caldeamento de cavaco sobre o flanco e a face da ferramenta segue a mesma explicação citada para os dois materiais apresentados anteriormente.

As ferramentas, de um modo geral, apresentaram pequenos lascamentos no gume principal e gume secundário (Figura 5.28-2 e Figura 5.28-3). Isto se deve a forças de corte excessivas quando o ângulo de quina ou cunha da ferramenta é muito pequeno, conferindo à esta pouca rigidez [33, 34, 55]. Como mencionado outrora, nestes lascamentos a linha da fissura segue a direção da força de corte.

Figura 5.28 – Fresa após furação da liga de alumínio AA6061;  $v_f=0,10\text{mm/min}$ .

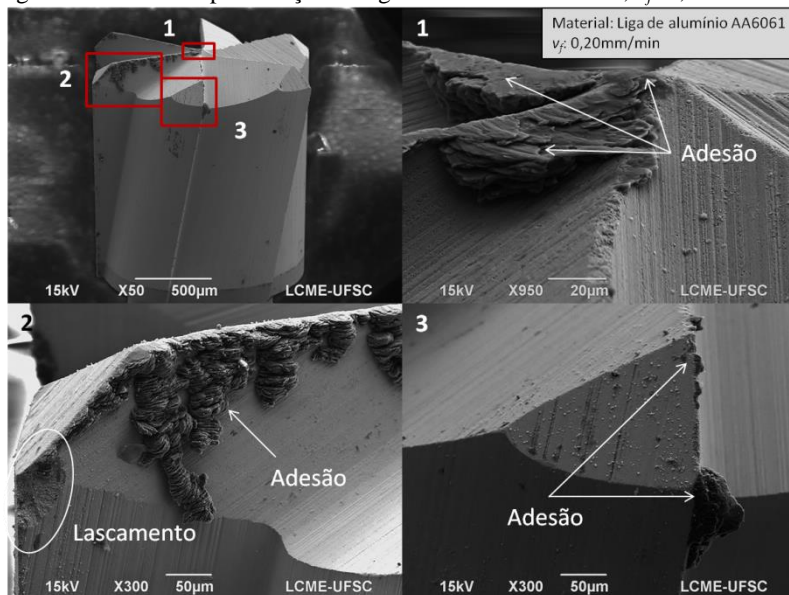


FONTE: Do autor.

O comportamento das fresas na furação com a velocidade de avanço maior,  $v_f=0,20\text{mm/min}$ , apresentou mais adesão e lascamentos, tanto no gume principal como no gume secundário (Figura 5.29). Observou-se, para este parâmetro, que os mecanismos de desgaste que mais ocorreram foi a adesão e a abrasão.



Figura 5.29 – Fresa após furação da liga de alumínio AA6061;  $v_f=0,20\text{mm/min}$ .



FONTE: Do autor.

Comparando-se os dois processos observa-se que as fresas em ambos os casos sofrem do mesmo mecanismo de desgaste: adesão e abrasão mecânica. Com a velocidade de avanço menor ocorreram mais adesão, principalmente na ponta da fresa, abrasão mecânica e pequenos lascamentos. Já com a velocidade de avanço maior foram observados mais e maiores lascamentos no gume principal e gume secundário assim como adesão sobre a face e na ponta da fresa.



## 6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Neste capítulo serão apresentadas as principais conclusões obtidas através da análise dos resultados, como também sugestões para futuros trabalhos.

### 6.1 CONCLUSÕES

No presente trabalho foi analisada a influência da velocidade de avanço sobre a introdução de tensões à peça durante a furação de furos cegos. Também foi realizada uma análise das características destes furos cegos com relação à sua geometria, qualidade do fundo e da parede, com especial destaque à microestrutura e dureza da região adjacente à borda do furo em um plano longitudinal e transversal ao seu eixo. Foi observada também a existência ou não de rebarbas, o tipo e a forma comum dos cavacos produzidos por este processo e o comportamento do desgaste das fresas.

O Teste de Hipóteses realizado para as médias da tensão residual  $\sigma_x$  e  $\sigma_y$  para as ligas de aço ABNT1020 e aço inoxidável AISI304L não indicou a influência da velocidade de avanço sobre o nível de tensões medido. Observou-se, contudo, que o nível de tensões na liga de aço inoxidável AISI304L é maior, sendo em ambos os casos compressivo. Em relação às tensões residuais de cisalhamento  $\tau_{xy}$ , foi observada uma diferença entre as médias calculadas, sendo que ao aumentar-se a velocidade de avanço houve uma diminuição no nível das tensões, permanecendo, entretanto, trativas.

Quanto às tensões residuais  $\sigma_x$  e  $\sigma_y$  na liga de alumínio AA6061, foi observado que a menor velocidade de avanço produz tensões trativas e que, com o aumento da velocidade de avanço, estas passaram a ser compressivas. Com relação às tensões residuais de cisalhamento  $\tau_{xy}$  nenhuma diferença significativa entre as médias foi notada.

Em geral, foram observadas tensões residuais de compressão nos furos usinados com a maior velocidade de avanço em todos os materiais. Para processos de usinagem estas são usualmente desejáveis, todavia, para as técnicas de medição de tensões residuais a ausência de tensões seria o mais cobiçado.

As imagens da parede dos furos produzidos na liga de aço ABNT1020 mostram uma superfície formada por escamas, com aderência de cavacos e marcas do avanço da fresa. Já o fundo do furo, na menor velocidade de avanço, apresenta alguns sulcos, que podem ser pro-

venientes de gume posição na fresa. E o fundo dos furos produzidos pela maior velocidade de avanço apresenta marcas descontínuas, possivelmente decorrentes de vibração.

A parede dos furos produzidos na liga de aço inoxidável AISI304L revelou uma superfície com rugosidade maior que a do aço ABNT1020, formada pela aderência de cavacos, pelo fluxo lateral de material e por marcas do avanço axial da fresa. A maior velocidade de avanço produz qualitativamente um furo com características melhores. Já o fundo do furo apresenta, em geral, marcas descontínuas de esmagamento de material. Pressupõe-se que podem ser produzidas pelo gume posição e pela vibração da fresa.

A rugosidade da parede dos furos produzidos na liga de alumínio AA6061 qualitativamente foi maior que nos dois materiais anteriores, sendo maior na furação com a menor velocidade de avanço. Foi identificada a aderência de cavacos e a presença de sulcos produzidos pela sobreposição de material conformado sobre esta superfície. O fundo do furo apresenta, em geral, uma elevada deformação plástica e acentuado fluxo lateral de cavaco a partir do centro.

As medições de dureza mostram que, para o aço ABNT1020, a dureza média do fundo dos furos sofreu uma diminuição em relação à dureza média do material. Ainda, foi observado que a diminuição da dureza é intensificada com o aumento da velocidade de avanço. Com relação à dureza da lateral dos furos, foi observada sua diminuição somente na velocidade de avanço maior. Para a liga de aço inoxidável AISI304L, ao aumentar-se a velocidade de avanço a dureza média na lateral dos furos aumentou e, na furação com a velocidade de avanço menor, aumentou no fundo dos furos. Por fim, a dureza média na lateral e fundo dos furos produzidos na liga de alumínio AA6061 sofreu uma diminuição em relação à dureza média do material, não sendo influenciada pela velocidade de avanço.

A análise de rebarbas em todos os furos mostrou um aumento gradativo na sua quantidade e tamanho quando comparada entre os materiais na seguinte sequência: aço ABNT1020, aço inoxidável AISI304L e alumínio AA6061. Foi observado que existe uma retirada ou conformação de material na borda do furo decorrente da entrada da ferramenta ao longo do processo de furação do furo cego. Não são possíveis conclusões acerca de como esta ausência de material na borda do furo influencia no resultado da medição.

A análise dos cavacos resultantes da furação da liga de aço ABNT1020 evidenciou que os cavacos têm tipicamente a forma de agulha, sendo que aqueles produzidos pela maior velocidade de avanço

apresentam uma acentuada deformação plástica. No entanto, os cavacos produzidos na furação da liga de aço inoxidável AISI304L assumem a forma de vírgula, sendo dimensionalmente maiores e com acentuada deformação plástica, aqueles produzidos pela maior velocidade de avanço. Por sua vez, cavacos do tipo arrancado foram identificados na furação da liga de alumínio AA6061, sendo dimensionalmente maiores aqueles produzidos pela menor velocidade de avanço.

A análise da geometria do furo comprova a reprodução da geometria dos gumes da fresa no fundo do furo, sendo que esta apresenta um perfil chanfrado. O diâmetro maior, de 1,60mm, é atingido somente a partir do terceiro incremento quando o furo cego conta com uma profundidade na ordem de 150 $\mu$ m. Deste modo, é imprescindível a correção do valor do diâmetro utilizado no cálculo de tensões para os dois primeiros incrementos.

O mecanismo de desgaste mais comum presente nas fresas empregadas na furação da liga de aço ABNT1020 foi a adesão e a abrasão, sendo que a adesão ocorreu de forma mais acentuada na menor velocidade de avanço e a abrasão, na maior velocidade de avanço, onde se observaram também lascamentos de pequenas partes tanto do gume principal como do secundário.

A adesão foi o principal mecanismo de desgaste verificado na furação da liga de aço inoxidável AISI304L com a menor velocidade de avanço. Observaram-se também diversos lascamentos no gume. Já na furação com a velocidade de avanço maior, foi observada acentuada adesão, principalmente sobre a região central da fresa, bem como abrasão mecânica.

Por fim, as fresas usadas na furação com a menor velocidade de avanço durante a usinagem da liga de alumínio AA6061 apresentaram, principalmente, adesão sobre o centro e face da mesma. Porém furando com a maior velocidade de avanço observou-se uma acentuada adesão sobre a face e principalmente sobre o centro da fresa e abrasão mecânica. Foram observados também lascamentos maiores do que na velocidade de avanço menor.

Em linhas gerais, as características dos furos cegos produzidos pelo processo estudado neste trabalho são, usualmente, indesejáveis em componentes produzidas por usinagem. Todavia, se a incerteza associada à furação é suficientemente pequena e aceitável para a medição de tensão residual, o processo de furação e os furos cegos obtidos por este podem ser considerados satisfatórios.

## 6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A seguir, são apresentadas algumas sugestões para trabalhos futuros relacionados à produção de furos cegos relacionados à medição de tensões residuais pelo *Método do Furo Cego*:

- Validar o método de medição da rotação da turbina pneumática através de técnicas ópticas de medição;
- Investigar a velocidade de avanço ou o tempo em que cada incremento de avanço é realizado por meio da aquisição do sinal de força de avanço da fresa ou por um dinamômetro medindo-se a vibração do processo;
- Investigar a influência da retirada ou conformação de material na borda do furo sobre o resultado da medição de tensão residual, principalmente sobre os últimos incrementos;
- Medir a temperatura do processo de furação relacionando-a as alterações de dureza observadas nas bordas dos furos. Investigar a profundidade da camada afetada pelos efeitos térmicos e mecânicos adjacentes à parede do furo e sua relação com as tensões residuais;
- Investigar a incerteza da medição de tensão residual associada ao desgaste da ferramenta ao longo da produção do furo cego;
- Investigar a incerteza da medição de tensão residual resultante da geometria observada no fundo dos furos;
- Realizar ensaios de furação com fresas de geometrias distintas às atuais e comparar seu desempenho e a qualidade dos furos com aqueles produzidos pelo método atual;
- Observar o desempenho de brocas helicoidais na furação de furos cegos e seu desempenho para a medição de tensão residual;
- Investigar a substituição da turbina pneumática por uma furadeira elétrica no equipamento de medição de tensão residual;
- Realizar ensaios de furação com velocidades de rotação menores e com velocidades de avanço maiores;
- Experimentar um sistema que substitua o avanço em pulsos por um avanço linear.

## REFERÊNCIAS

- 1 REIS, F. A. R. da C. **Medição de tensões residuais com indentador instrumentado e interferômetro radial**. 20012. 165 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2012.
- 2 PEIXOTO FILHO, F. T. **Avaliação de Sistemas de Medição de Tensões e Tensões Residuais em Dutos**. 2004. 105 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2004.
- 3 RODACOSKI, M. R. **Medição de tensões residuais com holografia eletrônica**. 1997. 191 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1997.
- 4 HECHT, E. **Optics**. 4 ed. San Francisco: Addison Wesley, 2001. 698 p.
- 5 JONES, R; WYKES, K. **Holographic and Speckle Interferometry**. 2 ed. Cambridge: Cambridge University Press, 1989. 368 p.
- 6 ALBERTAZZI JR, A; VIOTTI, M. Industrial Inspections by Speckle Interferometry: General Requirements and a Case Study. *Proc. SPIE 7389, Optical Measurement Systems for Industrial Inspection VI, 73890G*, v. 7389, 15 p. Junho. 2009.
- 7 Photonita Ltda, Universidade Federal de Santa Catarina. Armando Albertazzi Gonçalves Júnior, Matias Roberto Viotti. **Dispositivo para medição de tensões residuais com interferômetro e sistema de furação integrado**. Int. Cl.: G01N 21/45. PI 1001678-3 A2. 2 jun. 2010, 28 fev. 2012. Instituto Nacional de Propriedade Intelectual, Rio de Janeiro. 12 p.
- 8 KAPP, W. A. **Desenvolvimento de uma roseta óptica difrativa para medição de deslocamentos, deformações, tensões mecânicas e tensões residuais mecânicas**. 2010. 227 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2010.

- 9 FERREIRA, C. C. Inspeção de Equipamentos: Estudo de Caso. Cesar's Ferreira blog. [S.I.], Disponível em: <<http://inspecaoequipto.blogspot.com.br/2013/11/caso-045-ruptura-de-gasoduto-em.html>>. Acesso em: 05 mar. 2014.
- 10 SUTERIO, R. **Medição de tensões residuais por indentação associada à holografia eletrônica**. 2005. 169 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2005.
- 11 ROSSINI, N. S; DASSISTI, M; BENYOUNIS, K. Y; OLABI, A. G. Methods of Measuring Residual Stresses in Components. **Materials & Design**, v. 35, p. 572-588. Março. 2012.
- 12 AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIAL. **ASTM E 837-08<sup>e2</sup>. Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method**. West Conshohocken, 2008. 17 p.
- 13 VIOTTI, M. R; SUTÉRIO, R; ALBERTAZZI JR; A. G; KAUFMANN, G. H. Residual stress measurement using a radial in-plane speckle interferometer and laser annealing: preliminary results. **Optics and Lasers in Engineering**, v. 42, p. 71-84, Julho. 2004.
- 14 MAKINO, A; NELSON, D. V. Residual-stress Determination by Single-axis Holographic Interferometry and Hole Drilling – Part I: Theory. **Experimental Mechanics**, v. 34, p. 66-78, Março. 1994.
- 15 WILLEMANN, D. P. **Desenvolvimento de uma Roseta Óptica para Medição de Tensões e Deformações utilizando Holografia Eletrônica**. 2002. 117 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2002.
- 16 ALBERTAZZI JR, A. G. **CARD3: Avaliação do carregamento em dutos a partir das tensões residuais**. 21 fev. 2013. 96 slides. Apresentação em Power-Point.
- 17 UPSHAW, D. A. **Influence of Drilling Parameters on the Accuracy of Hole-drilling Residual Stress Measurements**. 2011. 75 f.



- Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Texas Tech University, Texas, 2011.
- 18 SCHAJER, G. S. Hole Drilling Residual Stress Measurements at 75: Origins, Advances, Opportunities. **Experimental Mechanics**, v. 50, p. 245-253. Fevereiro. 2010.
  - 19 BOETTGER, J. **Desenvolvimento de um Sistema Portátil para Medições de Tensões Residuais em Campo Utilizando a Holografia Eletrônica e o Método do Furo**. 1998. 194 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1998.
  - 20 NELSON, D; FUCHS, E; MAKINO, A; WILLIAMS, D. Residual-stress Determination by Single-axis Holographic Interferometry and Hole Drilling – Part II: Experiments. **Experimental Mechanics**, v. 34, p. 79-88, Março. 1994.
  - 21 NAWWAR, A. M; SHEWCHUK, J. On the Measurement of Residual-stress Gradients in Aluminum-alloy Specimens. **Experimental Mechanics**. v. 18, p. 269-276. Julho. 1978.
  - 22 NELSON, D. V; MAKINO, A; SCHMIDT, T. Residual Stress Determination Using Hole Drilling and 3D Image Correlation. **Experimental Mechanics**, v. 46, p. 31-38, Fevereiro. 2006.
  - 23 FLAMAN, M. T. Brief Investigation of Induced Drilling Stresses in the Center-hole Method of Residual-stress Measurement. **Society for Experimental Mechanics**, Bethel, v. 22, n. 1, p. 26-30, Janeiro. 1982.
  - 24 NAU, A; SCHOLTES, B. Evaluation of the High-Speed Drilling Technique for the Incremental Hole-Drilling Method. **Experimental Mechanics**, v. 53, p. 531-542, Abril. 2013.
  - 25 DEHMANI, H; SALVATORE, F; HAMDI, H. Numerical study of residual stress induced by multi-steps orthogonal cutting. **CIRP Annals - Conference on Modeling of Machining Operations**, v. 8, p. 299-304, 2013.

- 26 JANG, D. Y; WATKINS, T. R; KOZACZEK, K. J; HUBBARD, C. R; CAVIN, O. B. Surface residual stresses in machined austenitic stainless steel. **CIRP Annals - Conference on Modeling of Machining Operations**, v. 194, p. 168-173, Junho. 1996.
- 27 EE, K. C; DILLON JR, O. W; JAWAHIR, I. S. Finite element modeling of residual stresses in machining induced by cutting using a tool with finite edge radius. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 47, p. 1611-1628, Outubro. 2005.
- 28 OUTEIRO, J. C; UMBRELLO, D; M'SAOUBI, R. Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 46, p. 1786-1794, Novembro. 2006.
- 29 EL-AXIR, M. H. A method of modeling residual stress distribution in turning for different materials. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 42, p. 1055-1063. Julho. 2002.
- 30 KÖNIG, W; KLOCKE, F. **Fertigungsverfahren: Drehen, Fräsen, Bohren**. 8 ed. Berlin: Springer, 2008, 547 p.
- 31 BRINKSMEIER, E; CAMMETT, J. T; KÖNIG, W; LESKOVAR, P; PETERS, J; TÖNSHOFF, H. K. Residual Stresses - Measurement and Causes in Machining Processes. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 31, p. 491-510. 1982.
- 32 MACHADO, Á. R; ABRÃO, A. M; COELHO, R. T; SILVA, M. B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 2 ed. São Paulo: Blucher, 2011. 397 p.
- 33 KÖNIG, W; KLOCKE, F. **Tecnologia da Usinagem com Ferramenta de Corte de Geometria Definida – Parte I**. Traduzido por Prof. Dr. Ing. Walter Lindolfo Weingaertner e Prof. Dr. Eng. Rolf Bertrand Schroeter, do livro "Fertigungsverfahren - Drehen, Bohren, Fräsen". Universidade Federal de Santa Catarina – Florianópolis, 2002.
- 34 TRENT, E. M; WRIGHT, P. K. **Metal Cutting**. 4. ed. Woburn: Butterworth-Heinemann, 2000. 464 p.

- 35 ASTAKHOV, V. P. **Tribology of Metal Cutting**. 1. ed. Great Britain: Elsevier, 2006. 426 p.
- 36 ASM HANDBOOK. **Machining**. ASM International The Materials Information Company, v. 16, 9. ed. 1989.
- 37 RODRIGUES, A. R; OLIVEIRA, F. B; MOREIRA, S. R. S; GALLEGO, J; MATSUMOTO, H; YAMAKAMI, W. J. Efeito da relação entre avanço e raio de aresta na integridade superficial. **Revista Máquina e Metais**, São Paulo: Editora Aranda, Ano 50, n. 576, p. 26-35, jan. 2014.
- 38 SU, J-C. **Residual Stress Modeling in Machining Processes**. 2006. 170f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Georgia Institute of Technology, Georgia, 2006.
- 39 Henriksen, E. K. Residual Stresses in Machined Surfaces. **American Society of Mechanical Engineers**, v. 73, p. 69-76. 1951.
- 40 DAVIM, J. P. **Surface Integrity in Machining**. Berlin: Springer, 2010, 215 p.
- 41 EL-KHABEERY, M. M; FATTOUH, M. Residual stress distribution caused by milling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 29, p. 391-401. 1989.
- 42 SCHULZE, V; AUTENRIETH, H; DEUCHERT, M; WEULE, H. Investigation of surface near residual stress states after micro-cutting by finite element simulation. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 59, p. 117-120, 2010.
- 43 MOHAMMADPOUR, M; RAZFAR, M. R; JALILI SAFFAR, R. Numerical investigating the effect of machining parameters on residual stresses in orthogonal cutting. **Simulation Modelling Practice and Theory**, v. 18, p. 378-389, Março. 2010.
- 44 LIANG, S. Y; SU, J-C. Residual Stress Modeling in Orthogonal Machining. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 56, p. 65-68, 2007.

- 45 MATSUMOTO, Y; HASHIMOTO, F; LAHOTI, G. Surface Integrity Generated by Precision Hard Turning. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 48, p. 59-62, Janeiro, 1999.
- 46 NEUGEBAUER, R; BOUZAKIS, K.-D; DENKENA, B; KLOCKE, F; STERZING, A; TEKKAYA, A. E; WERTHEIM, R. Velocity effects in metal forming and machining processes. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 60, p. 627-650, 2011.
- 47 WIESNER, C. Residual Stresses after Orthogonal Machining of AISI 304: Numerical Calculation of the Thermal Component and Comparison with Experimental Results. **Metallurgical Transactions A**, v. 23A, p. 989-996, Março. 1992.
- 48 OUTEIRO, J. C; PINA, J.C; M'SAOUBI, R; PUSAVEC, F; JAWAHIR, I. S. Analysis of residual stresses induced by dry turning of difficult-to-machine materials. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 57, p. 77-80, 2008.
- 49 MARANHÃO, C; DAVIM, J. P. Residual Stresses in Machining Using FEM Analysis - A Review. **Rev. on Advanced Materials Science**, v. 30, p. 267-272, 2012.
- 50 FUH, K-H; WU, C-F. A residual-stress model for the milling of aluminum alloy (2014-T6). **Journal of Materials Processing Technology**, v. 51, p. 87-105, Abril. 1995.
- 51 BELGASIM, O; EL-AXIR, M. H. Modeling of Residual Stresses Induced in Machining Aluminum Magnesium Alloy (Al-3Mg). **Proceedings of the World Congress on Engineering 2010**, v. II, 6 p. 2010.
- 52 DENKENA, B; BOEHNKE, D; DE LEON, L. Machining induced residual stress in structural aluminum parts. **Production Engineering Research and Development**, v. 2, p. 247-253, Setembro. 2008.
- 53 MARUSICH, T. D; ASKARI, E. Modeling Residual Stress and Workpiece Quality in Machined Surfaces. **Fourth CIRP International Workshop Modeling of Machining Operations**, p. 105-109, 2001.

- 54 STEMMER, C. E. **Ferramentas de corte II**. 3. ed. Florianópolis: Editora UFSC, 2005. 314 p.
- 55 DINIZ, A. E; MARCONDES, F. C; COPPINI, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 4. ed. São Paulo: Artliber, 2003. 248p.
- 56 SANDVIK COROMANT. **Rotating tools: Milling, Drilling, Boring and Tooling Systems**. Manual Técnico, 2012.
- 57 MITSUBISHI MATERIALS. **Ferramentas de torneamento, ferramentas rotativas e Soluções de Fixação**. Catálogo Geral C005Z, 2011-2012.
- 58 KÖNIG, W; KLOCKE, F. **Tecnologia da Usinagem com Ferramenta de Corte de Geometria Definida – Parte II**. Traduzido por Prof. Dr. Ing. Walter Lindolfo Weingaertner e Prof. Dr. Eng. Rolf Bertrand Schroeter, do livro "Fertigungsverfahren - Drehen, Bohren, Fräsen". Universidade Federal de Santa Catarina – Florianópolis, 2002.
- 59 Tool Masters. **Milling Cutters**. Disponível em: < <http://www.tool-masters.com/millingcutters.htm>>. Acesso em: 12 março 2014.
- 60 WYEN, C. **Rounded Cutting Edges and Their Influence in Machining Titanium**. 2011. 218f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Swiss Federal Institute of Technology Zurich, Suíça, 2011.
- 61 STEMMER, C. E. **Ferramentas de corte I**. 6. ed. Florianópolis: Editora UFSC, 2005. 249 p.
- 62 ARAMCHAROEN, A; MATIVENGA, P. T. Size effect and tool geometry in micromilling of tool steel. **Precision Engineering**, v. 33, p. 402-407. 2009.
- 63 DIN 8589-2. **Fertigungsverfahren Spanen Teil 2: Bohren - Einordnung, Unterteilung, Begriffe**. Beuth Verlag GmbH, Berlin, Alemanha, 2003. 12 p.
- 64 CASTILLO, W. J. G. **Furação profunda de ferro fundido cinzento GG25 com brocas de metal-duro com canais retos**. 2005. 134f.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2005.

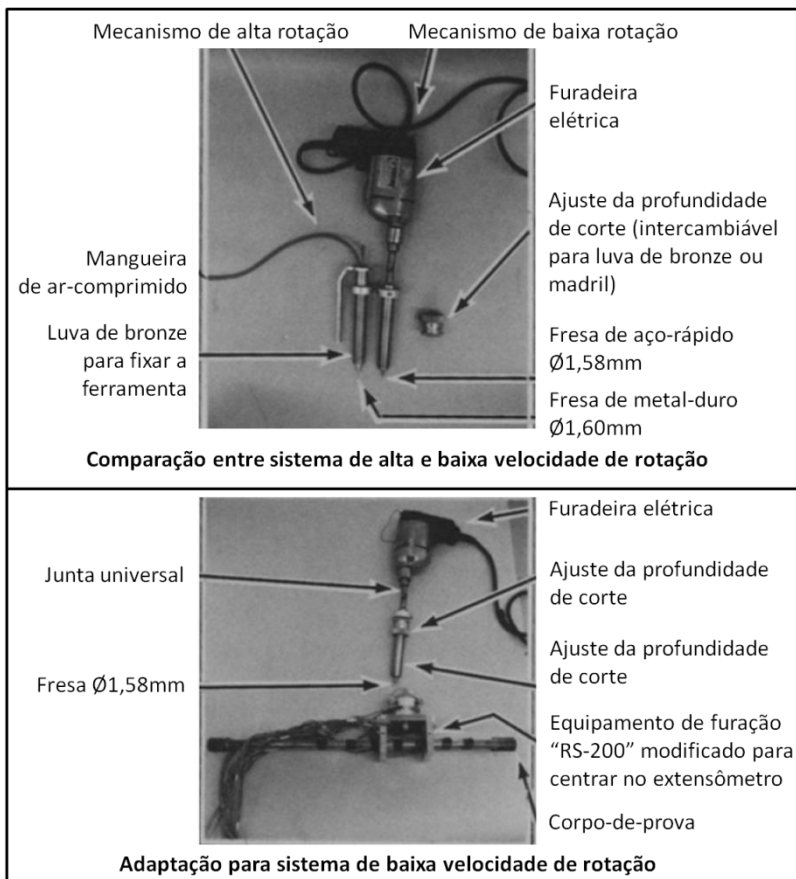
- 65 PEREIRA FILHO, I. D. C. **Monitoramento da furação com brocas helicoidais inteiriças de metal duro**. 2001. 111f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2001.
- 66 DIN 6580. *Begriffe der Zerspantechnik: Bewegungen und Geometrie des Zerspanvorganges*. Beuth Verlag GmbH, Berlin, Alemanha, 1985. 14 p.
- 67 DIN 6581: **Begriffe der Zerspantechnik: Bezugssysteme und Winkel am Schneidteil des Werkzeuges**. Beuth Verlag GmbH, Berlin, Alemanha, 1985. 42 p.
- 68 PAUCKSCH, E. **Zerspantechnik**. 11 ed. Deutschland: Vieweg Verlag, 1996. 404 p.
- 69 BOEIRA, A. M. G. **Modelagem e Simulação das Forças na Furação com Brocas Helicoidais a Partir de Dados Obtidos no Torneamento de Segmentos Cilíndricos**. 2010. 186f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2010.
- 70 SANTOS, S. C; SALES, W. F. **Aspectos Tribológicos da Usinagem dos Materiais**. 1. ed. São Paulo: Artliber Editora, 2007. 246 p.
- 71 GARANT TOOLSCOUT. **Machining Handbook**. 2013. 1096 p.
- 72 PORTO, A. J. V; DUDUCH, J. G; JASINEVICIUS, R. G. SCHROETER, R. B; SILVA, H. A. T. DA; ALMEIDA, R. M. DE; RÚBIO, J. C. C; MONTANARI, L. **Usinagem de ultraprecisão**. 1. ed. São Carlos: RiMa Editora, 2004. 293 p.
- 73 RISSE, K. **Einflüsse von Werkzeugdurchmesser und Schneidkantenverrundung beim Bohren mit Wendelbohrern in Stahl**. 2006. 137 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica),

- Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule, Aachen, Alemanha, 2006.
- 74 SIMONEAU, A; NG, A; ELBESTAWI, M. A. Modeling the effects of microstructure in metal cutting. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 47, p. 368-375, Fevereiro. 2007.
- 75 LEE, D. E; HWANG, I; VALENTE, C.M.O; OLIVEIRA, J.F.G; DORNFELD, D.A. Precision manufacturing process monitoring with acoustic emission. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 46, p. 176-188, 2006.
- 76 SILVA, L. C. DE; MELO, A. C. A. DE; MACHADO, A. R; SILVA, M.B. DA; SOUZA JR, A. M. Application of factorial design for studying the burr behavior during face milling of motor engine blocks. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 31, p. 154-160, 2006.
- 77 PINTO, G. T. DE B. **Análise da Influência da Geometria de Brocas Especiais na Furação de Chapas Finas Aeronáuticas**. 2010. 159 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2010.
- 78 MARTILIANO, S., F. **Estudo da Formação de Rebarbas no Processo de Furação**. 1995. 145 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1995.
- 79 CALLISTER JR., W. D. **Fundamentos da Ciência e Engenharia de Materiais. Uma Abordagem Integrada**. 2. ed. Rio de Janeiro: Editora LTC, 2006. 702 p.
- 80 AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIAL. **ASTM E92-82(2003) Standard Test Method for Vickers Hardness of Metallic Materials**. West Conshohocken, 2003. 9 p.





## ANEXO A – Sistema de furação para altas e baixas velocidades de furação



FONTE: Flaman [23].

## ANEXO B – Comparação dos efeitos de profundidade e de integridade de superfície observados em diferentes processos de remoção de material

Propriedades ou Efeitos	Condição	Profundidade máxima (mm) <sup>(a)</sup>	
		Torneamento/ Fresamento	Furação
Zonas de materiais mecanicamente alterados:			
Deformação plástica	Acabamento <sup>(b)</sup>	0,043	0,020
	Desbaste <sup>(d)</sup>	0,076	0,119
Deformação Plástica de detritos	Acabamento <sup>(c)</sup>	(c)	(c)
	Desbaste	(c)	(c)
Alteração de dureza <sup>(e)</sup>	Acabamento	0,013	0,025
	Desbaste	0,127	0,508
Microfissuras ou macrofissuras	Acabamento	0,013	0,013
	Desbaste	0,038	0,038
Tensão residual <sup>(f)</sup>	Acabamento	0,152	(c)
	Desbaste	0,356	(c)
Zonas de materiais metalurgicamente alterados:			
Recristalização	Acabamento	(c)	(c)
	Desbaste	(c)	(c)
Ataque intergranular	Acabamento	(c)	(c)
	Desbaste	(c)	(c)
Corrosão Seletiva, poços, protuberâncias	Acabamento	0,010	(c)
	Desbaste	0,025	0,076
Transformações metalúrgicas	Acabamento	0,010	0,038
	Desbaste	0,076	0,508
Zonas afetadas por calor ou camadas refundidas	Acabamento	0,003	(c)
	Desbaste	0,025	0,076

FONTE: ASM [36].

<b>Legenda:</b>	
<sup>(a)</sup>	Normal à superfície.
<sup>(b)</sup>	Acabamento, moderado ou baixa condição de tensão.
<sup>(c)</sup>	Não ocorrência ou não esperados.
<sup>(d)</sup>	Desbaste fora do padrão ou condições abusivas.
<sup>(e)</sup>	Profundidade do ponto em que a dureza torna-se inferior à +/- 2 pontos HRC (ou equivalente) de dureza do material em sua granulação (Dureza convertida para dureza Knoop).
<sup>(f)</sup>	Profundidade ao ponto em que a tensão residual torna-se e mantém-se a menos de 140 MPa ou 10% da resistência à tração.

### ANEXO C – Composição química, por elemento, dos materiais

	<b>Aço ABNT 1020</b>	<b>Aço AISI304L</b>	<b>Liga de Alumínio AA6061</b>
Fe	99,1	66,4	0,331
C	0,23	0,03	-
Al	0,041	0,002	95,9
Mn	0,817	1,7	0,065
P	0,016	0,027	-
S	0,012	0,001	-
Si	0,271	0,36	0,592
Cr	0,013	18,08	0,20
Ni	0,008	8,04	-
Mo	0,001	0,20	-
Cu	0,008	0,27	0,265
V, Ti, Nb	0,002	-	-
N	-	0,065	-
Mg	-	-	1,114
Zn	-	-	0,014

FONTE: Callister Jr. [79].

## ANEXO D – Certificado de alívio de tensões aço ABNT1020



Página: 1 Hora: 02:25:00 Data: 26-08-13  
**CERTIFICADO DE TRATAMENTO TÉRMICO**

Nro. 262368

EMPRESA CERTIFICADA ISO 9001/2008

BUREAU VERITAS  
 Certificação



Cliente: 105

TORNEARIA GUNTHER LTDA

Nota do Cliente 4812 Pedido do Cliente  
 Material 1020 Peça SAE 1020  
 Quantidade 21,0000 Peso 3,5500

Especificações  
 Inspeção Inicial

Tratamento:

ALIVIO DE TENSOES

Propriedades Solicitadas	Propriedades Obtidas	Nr. Peças Testadas	Observações
Camada (mm):	Camada (mm):	21,0000	
Dureza:	Dureza: 6/8HRC		
<b>Durômetro:</b> Cód.: 01 DUROMETRO WOLPERT HT 1A Empresa Certificadora: DUROCONTROL Nº Certificado Calibração: CAL-0714.1212.01 Data de Calib.: 12-12-12 Próxima Calib.: 12-12-13		<b>Controle:</b> Controlador: NILTON Data: 26-08-13 Hora: 02:24	

TECNOTEMPERA T. TERMICOS LTDA CNPJ: 04.719.223/0001-64 I.E.: 254.302.661

BR 280 KM45 S/N

CORTICEIRA

CEP: 89270.000

Fone: (47) 3373-3353

Fax:(47) 3373-4230

Versão.: 2.6.3

RRCertTrat

## ANEXO E – Certificado de alívio de tensões aço inoxidável AISI304L



Página: 1 Hora: 02:17:32 Data: 26-08-13  
**CERTIFICADO DE TRATAMENTO TÉRMICO**

EMPRESA CERTIFICADA ISO 9001/2008

Nro. 262367



Cliente: 105	TORNEARIA GUNTHER LTDA
--------------	------------------------

Nota do Cliente 4812 Pedido do Cliente  
 Material ASI 304L Peça INOXIDAVEL  
 Quantidade 24,0000 Peso 4,1000

Especificações  
 Inspeção Inicial

Tratamento: ALIVIO DE TENSOES

Propriedades Solicitadas	Propriedades Obtidas	Nr. Peças Testadas	Observações
Camada (mm):	Camada (mm):	24,0000	
Dureza:	Dureza: 6/8HRC		
<b>Durômetro:</b> Cód.: 01 DUROMETRO WOLPERT HT 1A Empresa Certificadora: DUROCONTROL Nº Certificado Calibração: CAL-0714.1212.01 Data de Calib.: 12-12-12 Próxima Calib.: 12-12-13		<b>Controle:</b> Controlador: NILTON Data: 26-08-13 Hora: 02:17	

TECNOTEMPERA T. TERMICOS LTDA CNPJ: 04.719.223/0001-64 I.E.: 254.302.661

BR 280 KM45 S/N CORTICEIRA CEP: 89270.000 Fone: (47) 3373-3353 Fax: (47) 3373-4230

Versão.: 2.6.3

RRCertTra

# ANEXO F – Certificado de alívio de tensões liga de alumínio AA6061



Página: 1 Hora: 03:19:40 Data: 23-08-13  
**CERTIFICADO DE TRATAMENTO TÉRMICO**

EMPRESA CERTIFICADA ISO 9001/2008

Nro. 262365



Ciente: 105	TORNEARIA GUNTHER LTDA
-------------	------------------------

Nota do Cliente 4812      Pedido do Cliente  
 Material ALUMINIO      Peça ALUMINIO  
 Quantidade 20,0000      Peso 2,2500

Especificações  
 Inspeção Inicial

Tratamento: **ALIVIO DE TENSÕES**

Propriedades Solicitadas	Propriedades Obtidas	Nr. Peças Testadas	Observações
Camada (mm):	Camada (mm):	3,0000	
Dureza:	Dureza: ALIVIO DE TENSÃO S		
<b>Durômetro:</b> Cód.: 01 DUROMETRO WOLPERT HT 1A Empresa Certificadora: DUROCONTROL Nº Certificado Calibração: CAL-0714.1212.01 Data de Calib.: 12-12-12 Próxima Calib.: 12-12-13		<b>Controle:</b> Controlador: JENACIR FREITAS Data: 23-08-13 Hora: 03:19	

TECNOTÊMPERA T. TERMICOS LTDA CNPJ: 04.719.223/0001-64 IE: 254.302.661

BR 280 KM45 S/N

CORTICEIRA

CEP: 89270.000

Fone: (47) 3373-3363

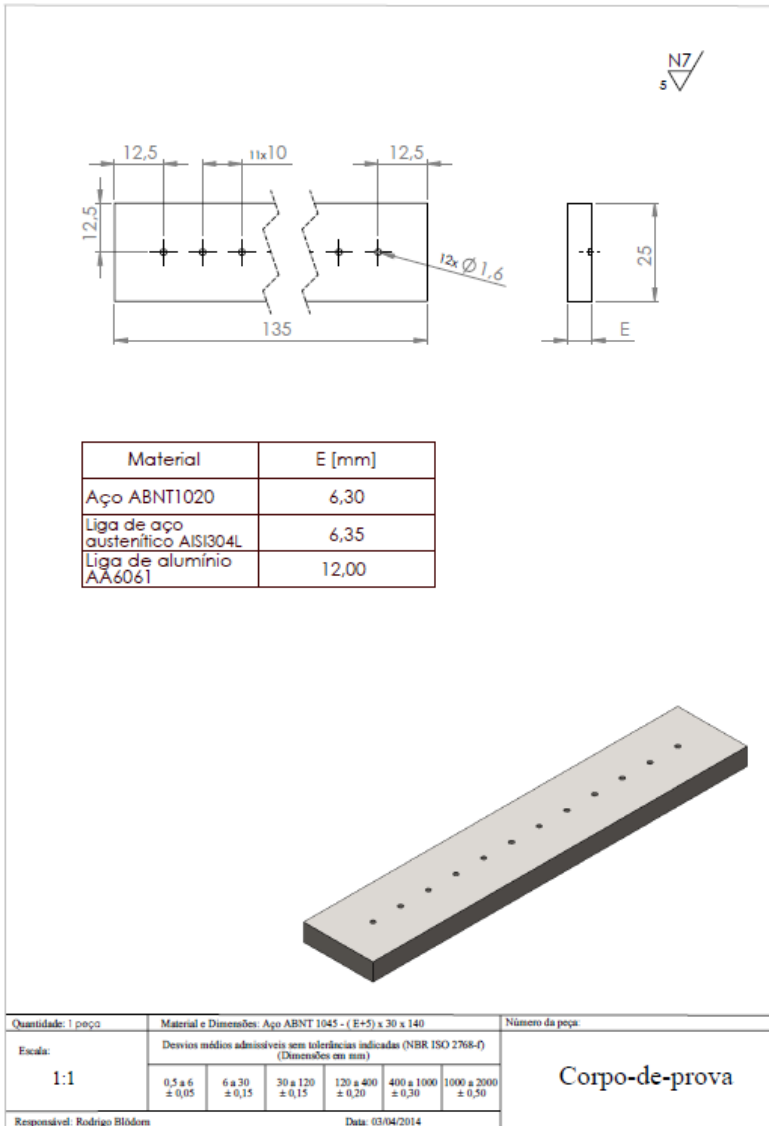
Fax: (47) 3373-4230

Versão: 2.6.3

RRCertTra



APÊNDICE B – Detalhamento do corpo de prova





## APÊNDICE C – Detalhamento do gabarito

