

**UNIVERSIDADE DE CAXIAS DO SUL  
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E TECNOLOGIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA  
MESTRADO PROFISSIONAL**

**EFEITO DO TRATAMENTO DA MICROGEOMETRIA DE BROCAS  
HELICOIDAIS DE METAL-DURO SOBRE A INTEGRIDADE SUPERFICIAL DOS  
FUROS**

**FERNANDO MOREIRA BORDIN**

**CAXIAS DO SUL**

**2013**

**FERNANDO MOREIRA BORDIN**

**EFEITO DO TRATAMENTO DA MICROGEOMETRIA DE BROCAS  
HELICOIDAIS DE METAL-DURO SOBRE A INTEGRIDADE SUPERFICIAL DOS  
FUROS**

Dissertação apresentada ao Programa de Mestrado Profissional em Engenharia Mecânica da Universidade de Caxias do Sul, visando à obtenção de grau de Mestre em Engenharia Mecânica.  
Área de concentração: Projeto e fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Rodrigo Panosso Zeilmann

**CAXIAS DO SUL**

**2013**

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)  
Universidade de Caxias do Sul  
UCS - BICE - Processamento Técnico

B729e Bordin, Fernando Moreira  
Efeito do tratamento da microgeometria de brocas helicoidais de metal-duro sobre a integridade superficial dos furos / Fernando Moreira Bordin, 2013.  
128 f. : il. ; 30 cm

Dissertação (Mestrado) – Universidade de Caxias do Sul, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2013.  
Orientação: Prof. Dr. : Rodrigo Panosso Zeilmann

1. Usinagem. 2. Brocas. 3. Geometria. 4. Acabamento da superfície.  
5. Engenharia Mecânica. I. Título.

CDU : 621.98

Índice para catálogo sistemático:

1. Usinagem	621.98
2. Brocas	621.95
3. Geometria	514
4. Acabamento da superfície	621.7.015
5. Engenharia Mecânica	621

Catalogação na fonte elaborada pela bibliotecária  
Carolina Machado Quadros – CRB 10/2236.

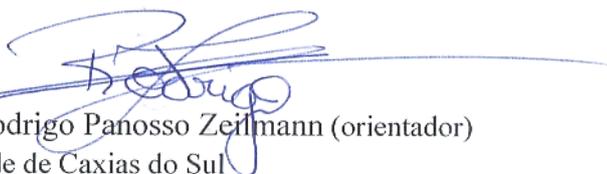
*"Efeito do tratamento da microgeometria de brocas helicoidais de metal-duro sobre a integridade superficial dos furos. "*

**Fernando Moreira Bordin**

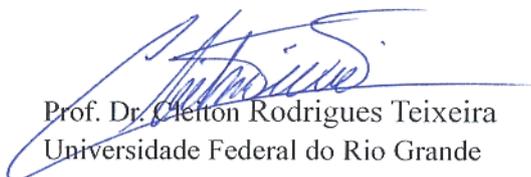
Dissertação de Mestrado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade de Caxias do Sul, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica, Área de Concentração: Projeto e Fabricação.

Caxias do Sul, 22 de agosto de 2013.

Banca Examinadora:



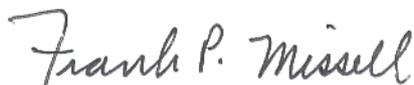
Prof. Dr. Rodrigo Panosso Zeilmann (orientador)  
Universidade de Caxias do Sul



Prof. Dr. Cleiton Rodrigues Teixeira  
Universidade Federal do Rio Grande



Prof. Dr. Carlos Roberto Altafini  
Universidade de Caxias do Sul



Prof. Dr. Frank Patrick Missell  
Universidade de Caxias do Sul

Para meus pais, Ana e Ricardo,  
modelos de dedicação,  
força e perseverança.

## AGRADECIMENTOS

Agradeço em primeiro lugar à minha família, em especial aos meus pais e irmão pelo apoio, carinho e ensinamentos dados ao longo da minha vida.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Rodrigo Panosso Zeilmann, pela orientação, amizade, críticas, por todo ensinamento passado ao longo de todos esses anos de convivência e por me introduzir ao mundo da pesquisa e usinagem.

Ao Prof. Me. Gerson Luiz Nicola pelo auxílio prestado ao longo dessa trajetória, auxílio nos ensaios experimentais, além da amizade e conhecimento compartilhado.

Aos colegas do Grupo de Usinagem da Universidade de Caxias do Sul, em especial ao Me. Eng. Tiago Vacaro, pela amizade, companheirismo e pelo exemplo de integridade.

À Universidade de Caxias do Sul, pela disponibilização dos laboratórios para execução dos ensaios e análises.

Ao técnico do laboratório de prototipagem rápida, Gaston Henrique Rossa, pelo auxílio com a prototipagem dos pinos para fixação dos termopares, além da amizade compartilhada.

Ao técnico do laboratório de ensaios mecânicos, Antônio Agadir de Souza, pelo auxílio no desenvolvimento e testes do sistema de polimento das ferramentas.

À empresa Arwi Representações Comerciais Ltda. e ao Sr. Wilson D'Agostini, pela disponibilização da infraestrutura para a reafiação e tratamento das ferramentas, e ao Sr. Ronald Rodrigues, pela execução da reafiação e tratamento das ferramentas.

A todos que de uma maneira ou outra, contribuíram para a realização deste trabalho, meus sinceros agradecimentos.

## RESUMO

Este trabalho estudou o efeito do tratamento da meso e microgeometria de brocas sobre a integridade superficial. O processo de furação apresenta características que o tornam um processo único sob o ponto de vista das severidades térmicas e mecânicas. De modo a reduzir as severidades observadas no processo e aprimorar a condição de contato peça/ferramenta, vêm sendo aplicados métodos de tratamento de superfícies, que estão apresentando resultados satisfatórios. O furo usinado está sujeito ao severo contato com a ferramenta, especialmente na região da quina da broca, proporcionando condições de atrito e, portanto, geração de calor. A superfície gerada é caracterizada por diversos fenômenos de diferentes naturezas e efeitos, definindo a condição da integridade superficial. Deformações plásticas, transformações de fase, rugosidade, textura, ondulações, alteração do perfil de dureza e tensões residuais são exemplos comuns de alterações observadas após a usinagem. A remoção da aplicação dos fluidos lubrificantes leva a condições mais severas de usinagem sob o ponto de vista térmico, fato que afeta a interação da ferramenta com a superfície usinada. Sob este foco, foram realizados ensaios experimentais com brocas de metal-duro, revestidas com nitreto de titânio alumínio (TiAlN), com quatro configurações de meso e microgeometrias das ferramentas: originais de fábrica, afiada, polimento por esponjas com cerdas abrasivas e tratamento de superfícies de acabamento por arraste. Como análises foram avaliadas a integridade superficial do início e do fim no furo usinado, através da caracterização da rugosidade e textura, da camada afetada e perfil de dureza do material, auxiliados pela medição da temperatura na peça. Resultados apontaram que a condição da geometria da ferramenta, a interação das regiões de contato da ferramenta com o furo e o cavaco gerado durante o processo possuem elevado efeito sobre a rugosidade, textura, temperaturas e deformações plásticas.

**Palavras-chave:** Qualidade na furação. Qualidade no gume. Integridade Superficial.

## ABSTRACT

This work studied the effect of the meso and microgeometry of drills treatment on the surface integrity. The drilling process presents characteristics that render it a unique process under the thermal and mechanical severities viewpoint. In order to reduce the observed severities on process and upgrade the contact condition between tool/workpiece, methods of surface treatment has been applied, that exhibits satisfactory results. The machined hole is subject to the severe contact with the tool, especially on the drill corner, providing a friction condition and, therefore, heat generation. The generated surface is characterized by several phenomena of different natures and effects, defining the surface integrity condition. Plastic deformations, phase transformations, roughness, texture, waviness, alteration of the hardness profile and residual stresses are common examples of alterations observed after the machining. The lubricant fluid removal leads to more severe machining conditions, under the thermal viewpoint, fact that affects the interaction between the tools with the machined surface. In this focus, were performed experimental tests with tungsten carbide tools, coated with aluminum titanium nitride (TiAlN), with four configurations of meso and micrometry of the tools: original of factory, sharpened, polished with abrasive brushes and drag finishing surface treatment. As analysis it was evaluated the surface integrity of the beginning and end of the hole, through the characterization of the roughness and texture, affected layer and material hardness profile, assisted by the temperature on the workpiece. Results showed that the tool geometry condition, interaction of the tool contact regions with the hole and the chip generated during the process have an elevated effect on the roughness, texture, temperature and plastic deformations.

**Keywords:** Drilling quality. Cutting edge quality. Surface integrity.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Distribuição dos processos (a) e tempos de usinagem (b). .....	22
Figura 2 – Aspectos da geometria de uma ferramenta de corte.....	23
Figura 3 – Broca helicoidal com haste cônica. ....	24
Figura 4 – Geometria de uma broca helicoidal. ....	24
Figura 5 – Superfícies convexas geradas e contornos. ....	25
Figura 6 – Ferramentas de corte elementares e representação dos ângulos de corte.....	26
Figura 7 – Modelo equivalente do corte ortogonal de uma broca helicoidal. ....	27
Figura 8 – Formação do cavaco (representação esquemática). ....	27
Figura 9 – Representação esquemática da mecânica do corte nos processos de usinagem.....	28
Figura 10 – (a) formação do cavaco na furação com brocas helicoidais, (b) mecanismo de cisalhamento do cavaco pela ação dos dois gumes. ....	29
Figura 11 – Representação da força de usinagem na furação.....	30
Figura 12 – Distribuição de calor na usinagem de um aço carbono.....	33
Figura 13 – Aspectos a serem considerados na tratamento de gumes.....	36
Figura 14 – Geometrias típicas de tratamento de gumes.....	37
Figura 15 – Processos de tratamento de gumes.....	38
Figura 16 – Diagrama das direções efetivas no processo de acabamento por arraste. ....	39
Figura 17 – Superfície de uma ferramenta revestida antes (a) e após (b) o processo de acabamento por arraste. ....	40
Figura 18 – Princípio do escovamento com filamentos abrasivos de nylon. ....	41
Figura 19 – Suposições teóricas sobre a geometria do gume.....	42
Figura 20 – Zonas de cisalhamento para o gume com raio. ....	43
Figura 21 – Distribuição de temperaturas para diferentes raios de gume. ....	45
Figura 22 – Distribuição de temperaturas para diferentes raios de gume: (a) $r_n = 5 \mu\text{m}$ ; (b) $r_n =$ $27 \mu\text{m}$ ; (c) $r_n = 44 \mu\text{m}$ ; (d) $r_n = 68 \mu\text{m}$ . ....	45
Figura 23 - Textura obtida após fresamento de topo.....	47
Figura 24 – Ilustração dos vários estágios de interação gume e guias/material.....	50
Figura 25 – Representação esquemática do perfil de rugosidade usual. ....	54
Figura 26 – Textura de uma superfície obtida pelo processo de furação: (a) com marcas regulares de passagem da ferramenta; (b) com presença de material aderido (caldeado). ....	55
Figura 27 – Seção esquemática através de uma superfície usinada. ....	56

Figura 28 – Rearranjos atômicos que acompanham uma discordância de aresta à medida que ela se move em resposta a aplicação de uma tensão de cisalhamento.....	57
Figura 29 – Caracterização de uma superfície usinada. ....	58
Figura 30 – Estrutura metálica com destaque da malha: antes (esquerda) e após (direita) o processo de torneamento ortogonal. ....	59
Figura 31 – Movimento de uma discordância à medida que ela encontra um contorno de grão. ....	61
Figura 32 – Três modelos de tensões residuais. ....	63
Figura 33 – Posição das medições de rugosidade no furo.....	66
Figura 34 – Posições de avaliação das amostras após seccionamento. ....	67
Figura 35 – Representação do posicionamento dos termopares e pino no corpo de prova.....	67
Figura 36 - Corpo de prova utilizado nos ensaios. ....	68
Figura 37 – Dimensão e geometria da ferramenta utilizada nos ensaios.....	70
Figura 38 – Configuração proposta das ferramentas utilizadas nos ensaios. ....	71
Figura 39 – Processo de polimento com esponja com cerdas abrasivas das ferramentas utilizadas nos ensaios.....	72
Figura 40 – Ilustração da região de medição da rugosidade na ferramenta. ....	73
Figura 41 – Vista região da quina das ferramentas, face (cima) e guia (baixo): (a) OF; (b) RE; (c) POL; (d) AA.....	77
Figura 42 – Rugosidade mensurada na região da face das ferramentas. ....	78
Figura 43 – Microscopia eletrônica de varredura da face das ferramentas: (a) OF; (b) RE; (c) POL; (d) AA. ....	79
Figura 44 – Perfis de rugosidades para as condições: (a) OF; (b) RE; (c) POL; (d) AA. ....	80
Figura 45 – Comparação das rugosidades mensuradas para o início e fim do furo, a seco. ....	81
Figura 46 – Perfil de rugosidade e textura para a condição OF, início e fim do furo. ....	82
Figura 47 – Micrografia da seção transversal ao início do furo, ferramenta OF.....	83
Figura 48 – Perfil de rugosidade e textura para a condição RE, início e fim do furo. ....	84
Figura 49 – Micrografia da seção transversal ao início do furo, ferramenta RE a seco.....	84
Figura 50 – Perfil de rugosidade e textura para a condição POL, início e fim do furo.....	85
Figura 51 – Perfil de rugosidade e textura para a condição AA, início e fim do furo.....	86
Figura 52 – Comparação das rugosidades mensuradas para o início e fim do furo, com fluido lubrificante.....	87
Figura 53 – Perfil de rugosidade e textura para a condição OF, início e fim do furo. ....	88
Figura 54 – Perfil de rugosidade e textura para a condição RE, início e fim do furo. ....	89

Figura 55 – Perfil de rugosidade e textura para a condição POL, início e fim do furo. ....	89
Figura 56 – Micrografia da seção transversal ao início do furo, ferramenta POL com emulsão. .....	90
Figura 57 – Perfil de rugosidade e textura para a condição AA, início e fim do furo. ....	90
Figura 58 – Temperatura máxima obtida para cada condição testada, a seco e com emulsão.	91
Figura 59 – Comportamento da temperatura em função do tempo, na furação a seco. ....	93
Figura 60 – Comportamento da temperatura em função do tempo, com emulsão. ....	94
Figura 61 – Camada afetada pela usinagem, a seco. ....	95
Figura 62 – Micrografia da seção transversal ao furo, a seco. ....	96
Figura 63 – Camada afetada pela usinagem, com emulsão. ....	97
Figura 64 – Micrografia da seção transversal ao furo, com emulsão. ....	99
Figura 65 – Perfil de dureza por microindentação para as condições OF e RE, a seco, fim do furo. ....	100
Figura 66 – Laudo técnico do material. ....	113
Figura 67 – Centro de usinagem utilizado nos ensaios. ....	115
Figura 68 – Equipamentos utilizados para caracterizar a superfície usinada. ....	115
Figura 69 – Conjunto de equipamentos do sistema de aquisição da temperatura. ....	116
Figura 70 – Equipamento DF-3 Tool. ....	116
Figura 71 – Retífica CNC utilizado para reafiação das ferramentas. ....	116
Figura 72 – Processo de acabamento por arraste das ferramentas a serem utilizadas no ensaio. .....	117
Figura 73 – Montagem dos sensores e blocos para a calibração do sistema de medição de temperaturas. ....	117
Figura 74 – Vista do flanco, face e guia, com os respectivos parâmetros de caracterização da geometria. ....	118
Figura 75 - Certificado de calibração do PT100. ....	119
Figura 76 – Comparativo das rugosidades para cada ferramenta. ....	124
Figura 77 – Comparativo da rugosidade para o furo usinado. ....	125
Figura 78 – Comparativo das temperaturas para cada condição testada. ....	126
Figura 79 – Comparativo para os resultados de camada afetada, de acordo com as diferentes condições. ....	127
Figura 80 – Correlação entre os pontos mensurados de deformação e temperatura. ....	128

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Relação dos furos com as condições ensaiadas.....	65
Tabela 2– Composição química do aço a ser utilizado nos ensaios. ....	68
Tabela 3 – Dureza por macroindentação do aço utilizado nos ensaios. ....	68
Tabela 4 - Número de medições para cada grandeza mensurada de acordo com a variável resultante.....	75
Tabela 5 – Parâmetros mensurados para o flanco, face e guia das ferramentas, de acordo com a geometria.....	118
Tabela 6 – Valores de temperatura mensurados durante a calibração dos termopares. ....	121
Tabela 7 – Valores de batimento para as ferramentas, de acordo com as etapas dos ensaios. .....	122
Tabela 8 – ANOVA para a rugosidade $R_a$ para a ferramenta.....	123
Tabela 9 – ANOVA para a rugosidade $R_z$ para a ferramenta.....	123
Tabela 10 – ANOVA para a rugosidade $R_y$ para a ferramenta.....	123
Tabela 11 – ANOVA para a rugosidade $R_a$ para o furo usinado, a seco.....	124
Tabela 12 – ANOVA para a rugosidade $R_a$ para o furo usinado, com emulsão.....	124
Tabela 13 – ANOVA para os valores de temperatura mensurados.....	125
Tabela 14 – ANOVA para os resultados de deformação, a seco.....	126
Tabela 15 – ANOVA para os resultados de deformação, com emulsão. ....	126
Tabela 16 – Correlação de Pearson para os resultados de deformação e temperatura. ....	127

## LISTA DE SÍMBOLOS

$\alpha$	nível de significância [%]
$\alpha$	ângulo de folga [graus]
$\beta$	ângulo de cunha [graus]
$\gamma$	ângulo de saída [graus]
$\gamma_b$	ângulo do chanfro [graus]
$\gamma_e$	ângulo de saída efetivo [graus]
$\epsilon$	ângulo de quina [graus]
$\eta$	ângulo efetivo de corte [graus]
$\rho$	coeficiente de correlação de Pearson
$\sigma$	ângulo de ponta [graus]
$\varphi$	ângulo do maior ponto do contorno [graus]
$\chi$	ângulo de direção do gume [graus]
$\psi$	ângulo do gume transversal [graus]
$a_p$	profundidade de corte [mm]
$A_\alpha$	flanco da ferramenta
$A_\gamma$	face da ferramenta
$AL_a$	espessura média da camada afetada [ $\mu\text{m}$ ]
$AL_z$	espessura média dos cinco maiores valores de camada afetada [ $\mu\text{m}$ ]
$AL_y$	máxima espessura da camada afetada [ $\mu\text{m}$ ]
$b$	largura do cavaco [mm]
$b_n$	comprimento do chanfro [ $\mu\text{m}$ ]
$b_\gamma$	comprimento do "terrestre" [ $\mu\text{m}$ ]
$d$	diâmetro da ferramenta [mm]
$f$	avanço [mm]
$F$	força de usinagem [N]
$F_{ares}$	força axial resultante [N]
$F_{bn}$	força normal de escovamento [N]
$F_{bs}$	força cisalhante de escovamento [N]
$F_c$	força de corte [N]
$F_f$	força de avanço [N]
$F_N$	força normal [N]

$F_{Na}$	componente axial da força normal [N]
$F_{Nt}$	componente tangencial da força normal [N]
$F_p$	força passiva [N]
$F_R$	força de atrito [N]
$F_{Ra}$	componente axial da força de atrito [N]
$F_{Rt}$	componente tangencial da força de atrito [N]
$h$	espessura de usinagem[mm]
$h_{ch}$	espessura de corte [mm]
$L$	comprimento do filamento [mm]
$l/d$	relação comprimento pelo diâmetro [mm/mm]
$l_e$	comprimento unitário de medição [mm]
$l_m$	comprimento total de medição [mm]
$l_n$	comprimento unitário final de medição [mm]
$l_t$	comprimento de teste [mm]
$l_v$	comprimento unitário inicial de medição [mm]
$M_t$	momento torsor [Nm]
$n_{HA}$	rotação do braço principal [1/m]
$n_w$	rotação da ferramenta [1/m]
$R$	raio da broca [mm]
$R_2$	raio da zona 2 [mm]
$R_3$	raio da zona de indentação [mm]
$R_a$	desvio médio aritmético de rugosidade [ $\mu\text{m}$ ]
$r_h$	raio do cantilever [mm]
$R_{HA}$	raio do planetário [mm]
$r_n$	raio do gume [ $\mu\text{m}$ ]
$r_w$	raio da ferramenta [mm]
$R_y$	profundidade máxima individual de rugosidade [ $\mu\text{m}$ ]
$R_z$	média aritmética das rugosidades singulares [ $\mu\text{m}$ ]
$S$	superfície da peça
$S_\alpha$	comprimento do arredondamento no flanco da ferramenta [ $\mu\text{m}$ ]
$S_\gamma$	comprimento do arredondamento na face da ferramenta [ $\mu\text{m}$ ]
$v_c$	velocidade de corte [m/min]
$v_{res}$	velocidade resultante [m/s]
$v_{RHA}$	velocidade na direção do braço principal [m/s]

$v_{rw}$  velocidade na direção do raio da ferramenta [m/s]  
 $y_b$  profundidade de penetração [mm]

## LISTA DE ABREVIATURAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas	
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>	Instituto Americano de Ferros e Aços
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	óxido de alumínio	
CBN	nitreto cúbico de boro	
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung</i>	Instituto Alemão de Normas
DPT	deformação plástica triangular	
FAN	filamento abrasivo de nylon	
FCE	ferramenta de corte elementar	
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>	Organização Internacional de Padronização
MEV	microscopia eletrônica de varredura	
PCD	diamante policristalino	
SiC	carboneto de silício	
TiN	nitreto de titânio	
ZMA	zona de material alterado	

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>19</b>
<b>1.1</b>	<b>Justificativa .....</b>	<b>19</b>
<b>1.2</b>	<b>Objetivo geral.....</b>	<b>20</b>
<b>1.3</b>	<b>Objetivos específicos.....</b>	<b>20</b>
<b>1.4</b>	<b>Estrutura do trabalho .....</b>	<b>21</b>
<b>2</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>22</b>
<b>2.1</b>	<b>Furação com brocas helicoidais.....</b>	<b>22</b>
<b>2.2</b>	<b>Geometria de brocas helicoidais.....</b>	<b>23</b>
<b>2.3</b>	<b>Formação de superfícies.....</b>	<b>26</b>
<b>2.4</b>	<b>Solicitações na broca .....</b>	<b>30</b>
2.4.1	<i>Esforços na furação.....</i>	30
2.4.2	<i>Temperatura na furação.....</i>	32
<b>2.5</b>	<b>Processos de tratamento de gumes.....</b>	<b>36</b>
2.5.1	<i>Métodos de tratamento de gumes .....</i>	37
2.5.1.1	<i>Tratamento de superfícies por acabamento por arraste .....</i>	39
2.5.1.2	<i>Tratamento de superfícies por escovamento com filamentos de nylon abrasivos.....</i>	40
2.5.2	<i>Influência do tratamento de gumes no processo de usinagem .....</i>	41
<b>2.6</b>	<b>Integridade superficial .....</b>	<b>47</b>
2.6.1	<i>Características superficiais.....</i>	53
2.6.2	<i>Características subsuperficiais .....</i>	56
2.6.2.1	<i>Deformações plásticas .....</i>	56
2.6.2.2	<i>Perfil de dureza.....</i>	60
2.6.2.3	<i>Tensões residuais .....</i>	62
<b>3</b>	<b>METODOLOGIA.....</b>	<b>64</b>
<b>3.1</b>	<b>Introdução .....</b>	<b>64</b>
<b>3.2</b>	<b>Planejamento experimental .....</b>	<b>64</b>
3.2.1	<i>Variáveis de entrada.....</i>	64
3.2.2	<i>Variáveis de saída .....</i>	65
3.2.3	<i>Corpos de prova .....</i>	67
3.2.4	<i>Equipamentos .....</i>	69
3.2.5	<i>Ferramentas .....</i>	70
3.2.5.1	<i>Processo de acabamento por arraste .....</i>	71
3.2.5.2	<i>Processo de polimento com esponja abrasiva .....</i>	71

3.2.5.3	Caracterização das ferramentas .....	72
3.2.6	<i>Calibração do sistema de temperatura .....</i>	74
3.2.7	<i>Batimento das ferramentas.....</i>	74
3.2.8	<i>Análises estatísticas dos resultados.....</i>	75
<b>3.3</b>	<b>Pré-testes.....</b>	<b>76</b>
<b>4</b>	<b>RESULTADOS .....</b>	<b>77</b>
<b>4.1</b>	<b>Tratamento de superfícies nas ferramentas.....</b>	<b>77</b>
<b>4.2</b>	<b>Rugosidade e textura resultante nos furos .....</b>	<b>80</b>
<b>4.3</b>	<b>Temperatura .....</b>	<b>91</b>
<b>4.4</b>	<b>Deformações plásticas .....</b>	<b>95</b>
<b>4.5</b>	<b>Dureza por microindentação .....</b>	<b>99</b>
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>101</b>
<b>6</b>	<b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>102</b>
	<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>103</b>
	<b>ANEXO A – LAÚDO TÉCNICO DO MATERIAL UTILIZADO NOS ENSAIOS .....</b>	<b>113</b>
	<b>ANEXO B – EQUIPAMENTOS .....</b>	<b>115</b>
	<b>ANEXO C – CARACTERIZAÇÃO DAS FERRAMENTAS PÓS TRATAMENTO DE SUPERFÍCIES .....</b>	<b>118</b>
	<b>ANEXO D – CERTIFICADO DE CALIBRAÇÃO DA TERMORRESISTÊNCIA PT100 .....</b>	<b>119</b>
	<b>ANEXO E – CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE MEDIÇÃO DE TEMPERATURA ..</b>	<b>121</b>
	<b>ANEXO F – BATIMENTO DAS FERRAMENTAS .....</b>	<b>122</b>
	<b>ANEXO G – TRATAMENTO ESTATÍSTICO DOS RESULTADOS .....</b>	<b>123</b>

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 Justificativa

Os processos de usinagem, largamente aplicados nas indústrias, têm destaque na maioria dos segmentos de manufatura atual. A alta competitividade do mercado globalizado leva a obter como requerimento primordial, os baixos custos e menores tempos de processo. Entretanto, as condições exigidas à ferramenta tornam o processo cada vez mais severo, o que reduz a vida útil da mesma.

A necessidade de melhoria do desempenho das ferramentas, visando suprir a necessidade do mercado, direciona os fabricantes de ferramentas para uma nova tendência de fabricação: melhoria de ferramentas padrões. Técnicas já difundidas, como a aplicação de revestimentos e a obtenção das mais variadas geometrias da ferramenta, auxiliam na obtenção de ferramentas com maior durabilidade. Inserido nessa visão, está a tratamento de gumes de ferramentas (RODRIGUEZ, 2009).

Mesmo com o avanço das tecnologias de produção, a presença de defeitos na manufatura de ferramentas ainda não foi completamente eliminada (STEPIEN, 2010). Lascamentos micrométricos, imperfeições, rugosidade acentuada na face e flanco, são exemplos de irregularidades ainda comuns, inerentes à fabricação.

A proposta do tratamento de superfícies é a de melhorar a superfície da broca após o processo de fabricação e reduzir os erros de fabricação, atingindo a meso e microgeometrias da ferramenta.

A utilização destes processos vem mostrando resultados satisfatórios quanto à vida da ferramenta, entretanto existem ainda poucos trabalhos focados na integridade superficial relacionado-as aos efeitos do tratamento de gume na furação. Uma integridade superficial desfavorável é resultado de diversos fatores, entre os quais, o desempenho das ferramentas de corte durante os processos, o qual pode afetar a formação da superfície através de maiores severidades térmicas e/ou mecânicas.

A integridade superficial é uma característica inerente ao material processado pelos processos de fabricação. A caracterização desta superfície vai desde a parte mais superficial do componente, como a rugosidade e textura, até a camada mais interna do material, que contém muitas vezes efeitos de deformações plásticas, camadas afetadas termicamente, alterações de dureza, tensões residuais, mudanças de fase, entre outros (TURKOVICH e FIELD, 1981).

Aliada a essas condições, a severidade apresentada pelo processo de furação acaba por auxiliar no aparecimento destes efeitos, que por muitas vezes, não são removidos por processos posteriores de acabamento.

A furação possui algumas particularidades que tornam o processo único, especialmente na questão térmica e mecânica. O calor gerado pelo confinamento da ferramenta no material, geometria única da ferramenta que propicia altos desgastes a ferramenta, distribuição inadequada do calor, cavaco confinado ao furo, auxiliam para o aumento das temperaturas e desse modo, podem alterar a integridade superficial do componente (KÖNIG e KLOCKE, 1997).

A furação representa uma grande parte de todos os processos de usinagem. Estima-se que um componente manufaturado pode possuir até mesmo centenas a milhares de furos em sua construção (LÓPEZ DE LACALLE et al., 2011).

Desse modo, a necessidade da compreensão do processo de preparação do gume, da caracterização, da avaliação dos efeitos e compreensão da extensão dos danos causados por este processo sob a integridade superficial de peças manufaturadas é de grande valia para melhoria dos processos, ferramentas e do produto.

## **1.2 Objetivo geral**

O presente trabalho teve por objetivo estudar e compreender o efeito do estado do gume das ferramentas sob a superfície e subsuperfície produzida pela usinagem.

## **1.3 Objetivos específicos**

Os seguintes objetivos específicos foram alcançados:

- a) compreender as variáveis que afetam na integridade superficial pelo processo de furação;
- b) estudar e compreender métodos usuais de caracterização da integridade superficial;
- c) aplicar e avaliar dois métodos de tratamento de superfícies em brocas de metal-duro; tal como o acabamento por arraste e o polimento com esponja com cerdas abrasivas;
- d) avaliar a rugosidade e textura dos furos usinados com ferramentas tratadas em comparação a ferramentas não-tratadas;
- e) avaliar a camada afetada pela furação com ferramentas tratadas e não tratadas; e

- f) avaliar o perfil de dureza da subsuperfície do furo usinado com ferramentas tratadas e não tratadas.

#### **1.4 Estrutura do trabalho**

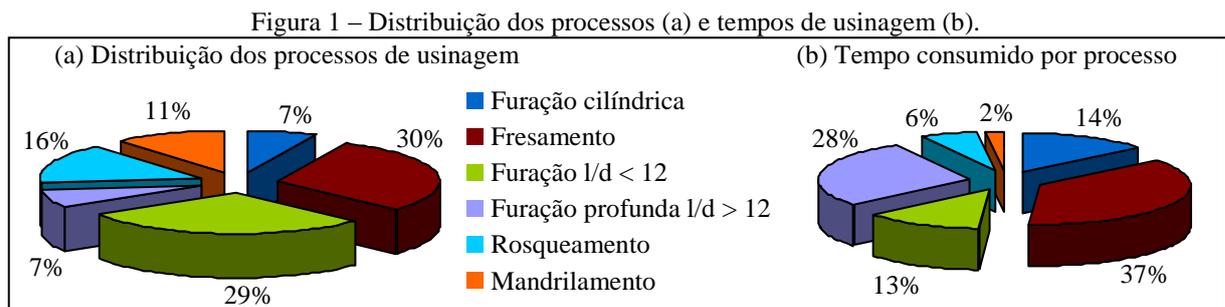
Para atender os objetivos propostos, o trabalho foi dividido na fundamentação teórica (capítulo 2) acerca dos objetivos. Focando-se após (capítulo 3), na metodologia para alcançar os objetivos, com os materiais e métodos a serem experimentalmente testados. O capítulo 4 apresenta os resultados obtidos de acordo com os ensaios realizados, juntamente com a discussão da literatura. No capítulo 5 são apresentadas as conclusões do trabalho, com base nos objetivos propostos, contendo também sugestões para trabalhos futuros.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 Furação com brocas helicoidais

Segundo a norma NBR 6175, o processo de usinagem por furação é um processo mecânico destinado à obtenção de furo geralmente cilíndrico em uma peça, com auxílio de uma ferramenta geralmente multicortante. Para tanto, a ferramenta ou peça rotacionam, e simultaneamente a, ferramenta ou peça se deslocam segundo uma trajetória retilínea, coincidente ou paralela ao eixo principal de rotação da máquina.

O processo de furação compreende cerca de 30% de todos os processos de manufatura por usinagem (LÓPEZ DE LACALLE et al., 2011), além de um extenso tempo de processo. A figura 1 referencia as participações do processo de furação na usinagem.



Fonte: Adaptado de López de Lacalle et al. (2011).

Como todo e qualquer processo de usinagem, a furação conta com algumas particularidades, que tornam o processo único, e dificultam muitas vezes sua compreensão e efeitos para o conjunto ferramenta/peça/máquina-ferramenta, conforme citado por König e Klocke (1997):

- velocidade de corte varia de um valor máximo na periferia até o valor zero no seu centro;
- dificuldade no transporte do cavaco para fora da cavidade;
- distribuição não adequada de calor na região de corte;
- desgaste acentuado nas quinças; e
- atrito das guias na parede do furo.

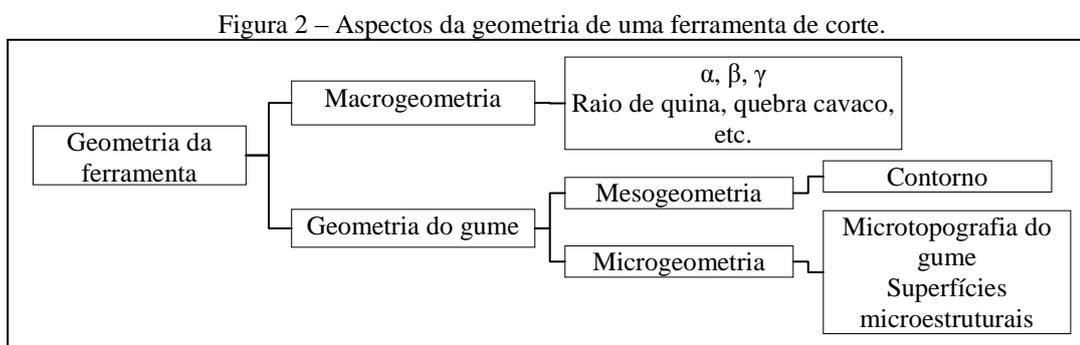
Dentre as ferramentas empregadas nos processos de furação, as brocas helicoidais são aquelas que têm uma maior importância, pois são as principais ferramentas utilizadas para a fabricação de furos cilíndricos na furação em cheio, ou para aumentar o diâmetro de furos existentes (KÖNIG e KLOCKE, 1997).

Existem aproximadamente 150 formas diferentes de afiação de brocas e uma série de perfis específicos, desenvolvidos para diferentes materiais. Com isso tentam-se garantir uma qualidade e um desempenho adequados da furação nas mais diversas tarefas.

Existe um grande investimento para o desenvolvimento de métodos analíticos que permitam aperfeiçoar as solicitações mecânica a que uma broca é submetida. Para tal é necessário o conhecimento da geometria da cunha da broca e da cinemática do processo de furação, bem como do efeito dos fatores que influenciam o comportamento do processo (KÖNIG e KLOCKE, 1997; STEMMER, 2005).

## 2.2 Geometria de brocas helicoidais

A geometria de uma ferramenta de corte tem um efeito significativo nos parâmetros de entrada e saída de um processo de usinagem (SAMBHAV et al., 2012). Segundo Rodriguez (2009) e Rech (2006), a geometria de uma ferramenta de corte pode ser dividida em: macro, meso e microgeometria. Figura 2 apresenta os aspectos da geometria de corte.



Fonte: Adaptado de Rodriguez, 2009.

A macrogeometria define ângulos de corte, raios de quina, quebra-cavacos e outras superfícies funcionais e características geométricas relacionadas ao escoamento do cavaco, refrigeração e lubrificação (RODRIGUEZ, 2009; RECH, 2006).

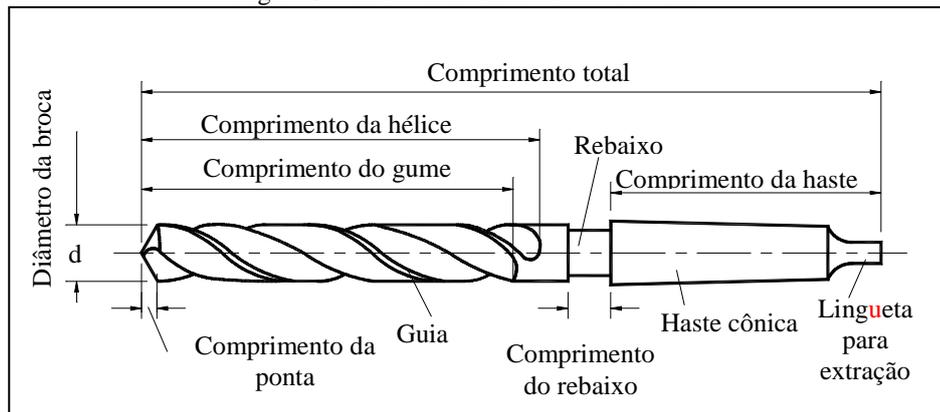
Na mesogeometria são considerados os contornos correspondentes à superfície convexa do gume gerada por processos de tratamento de gumes, em uma ordem de magnitude de 1 a 100  $\mu\text{m}$  (RODRIGUEZ, 2009; RECH, 2006).

E por fim, microgeometrias incluem a microtopografia do gume e a microtopografia das superfícies (flanco e face) nas redondezas do gume, em magnitudes inferiores a 1  $\mu\text{m}$  (RODRIGUEZ, 2009; RECH, 2006).

A meso e microgeometrias foram por muito tempo, pouco consideradas pelos fabricantes de ferramentas, por causa da falta de processos de manufatura para obter geometrias precisas, confiáveis e repetíveis (RECH, 2006).

No que se refere à macrogeometria, de modo simplificado, uma broca helicoidal é composta de uma haste e uma parte cortante (figura 3). Somente uma análise mais detalhada é capaz de revelar a complexidade geométrica de uma broca, principalmente em sua ponta.

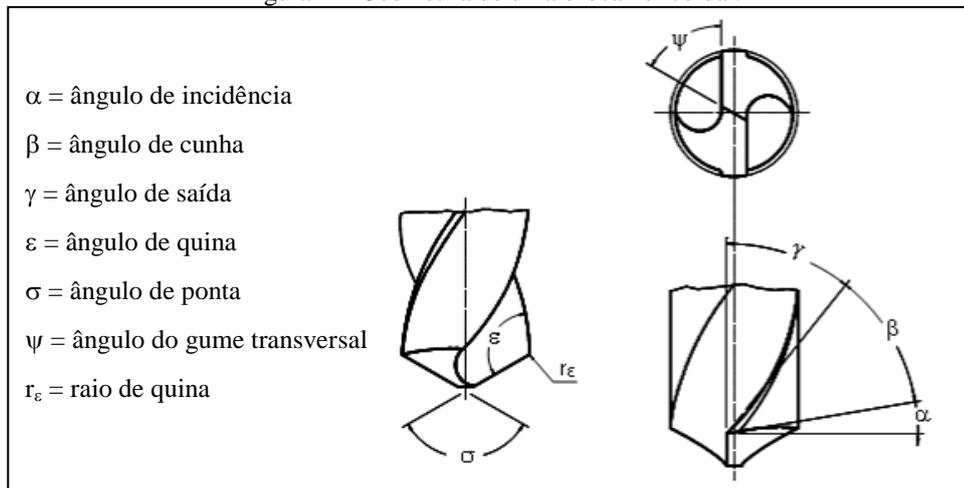
Figura 3 – Broca helicoidal com haste cônica.



Fonte: Adaptado de DIN 1412.

Segundo a construção de uma broca helicoidal, os gumes principais se mostram no sentido do avanço, e o gume transversal torna-se uma parte integrante do gume principal. Contudo, em decorrência do ângulo de saída negativo nesta região, o gume transversal praticamente não apresenta um corte e sim deforma o material plasticamente e o extruda em direção do gume principal (figura 4) (KÖNIG e KLOCKE, 1997).

Figura 4 – Geometria de uma broca helicoidal.



Fonte: Adaptado de König e Klocke (1997).

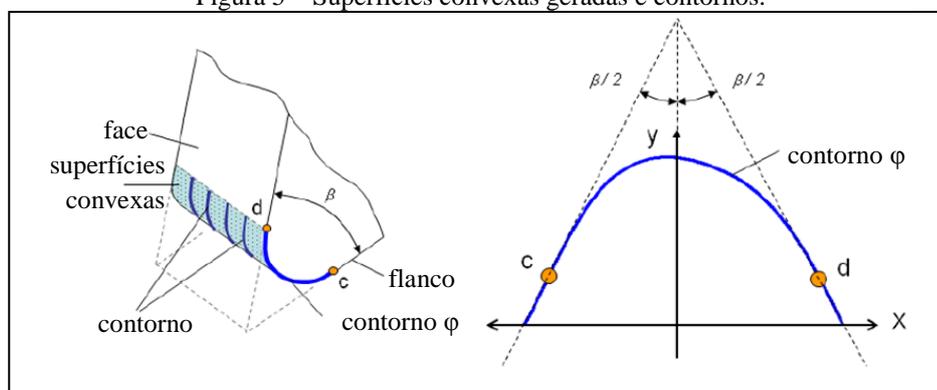
A forma e o ângulo de hélice da broca definem o ângulo de saída  $\gamma$ , que não é constante ao longo do gume principal e apresenta o seu valor máximo na quina da broca e diminui no sentido de centro da broca, tornando-se negativo na passagem para o gume transversal (KÖNIG e KLOCKE, 1997; WATSON, 1985a).

Outra particularidade é a de que o gume principal não passa pelo centro da ferramenta, desse modo a inclinação do gume até o raio varia de acordo com o aumento do raio (WATSON, 1985a).

A mesogeometria do gume é representada pelos contornos nos quais descrevem a superfície convexa. A geometria dos contornos é geralmente expressa como arredondamentos do gume. A observação de um típico contorno permite observar que em geral esse contorno não possui forma de um arco circunferencial, e desse modo, a descrição de arredondamento para referenciar-se ao raio foi utilizada como apenas em termos nominais (RODRIGUEZ, 2009).

A mesogeometria do gume tem uma profunda influência na mecânica da formação do cavaco, com importantes implicações na integridade das superfícies geradas (YUSSEFAN et al., 2010). A figura 5 ilustra a representação do contorno da ferramenta.

Figura 5 – Superfícies convexas geradas e contornos.



Fonte: Adaptado de Rodriguez (2009).

A quantificação das irregularidades da microtopografia da superfície do gume é considerada entalhamento, do termo em inglês *notchedness*. É originada durante a fabricação, por fatores associados ao substrato do material, para o caso de ferramentas de metal-duro (estrutura metalográfica, tamanho dos carbonetos, propriedades mecânicas e térmicas) (RODRIGUEZ, 2009).

A topografia do gume é caracterizada por saliências e reentrâncias, apresentando diversas características desde microlascamentos, entalhes, marcas de rebolo proveniente da

fabricação, formando um complexo encontro da face e flanco, gerados pelos processos de fabricação (STEPIEN, 2010).

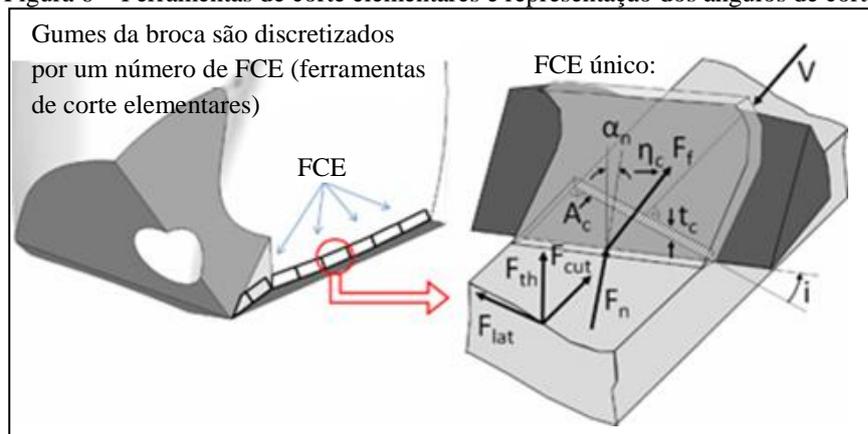
### 2.3 Formação de superfícies

A geometria de uma broca é complexa. Cada região da ferramenta possui ângulos de corte específicos que variam continuamente em sua extensão. A consequência é a modificação do fenômeno de corte ao longo do gume principal (GUIBERT et al., 2009).

Os modelos de remoção de material usuais baseiam-se no modelo de corte ortogonal desenvolvido por Merchant (1945). No caso da furação, uma ampliação desses modelos é usualmente utilizada para representar e simplificar o processo com maior precisão. No gume a ação de corte é um processo de usinagem oblíquo, com ângulos de saída e inclinação variando ao longo do mesmo (WATSON, 1985b; KE et al., 2005; WU e HAN, 2009; ABELE e FUJARA, 2010).

O material removido por cada gume pode ser considerado com o somatório de um número finito de elementos individuais, as ferramentas de corte elementares (FCE), cada qual representando uma porção do modelo de corte ortogonal, tendo uma geometria e parâmetros de corte homogêneos (figura 6) (WATSON, 1985b; KE et al., 2005; WU e HAN, 2009; ABELE e FUJARA, 2010).

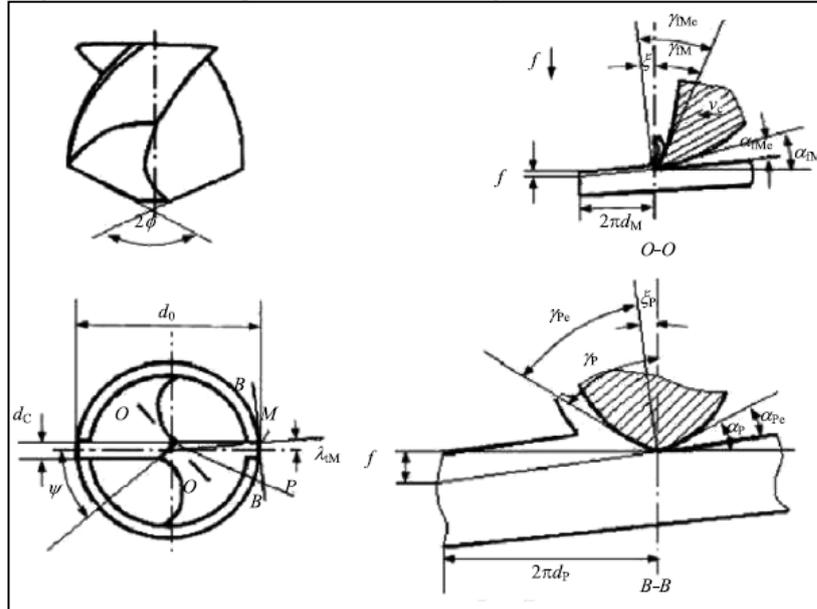
Figura 6 – Ferramentas de corte elementares e representação dos ângulos de corte.



Fonte: Adaptado de Abele e Fujara, (2010).

No centro do gume transversal, o material é substancialmente deformado plasticamente por extrusão. O gume principal, o qual é responsável pela maioria da remoção do material, possui ângulos de saída positivos e variáveis, associados com a velocidade de corte variável (GUIBERT et al., 2009). A figura 7 ilustra esta representação do modelo.

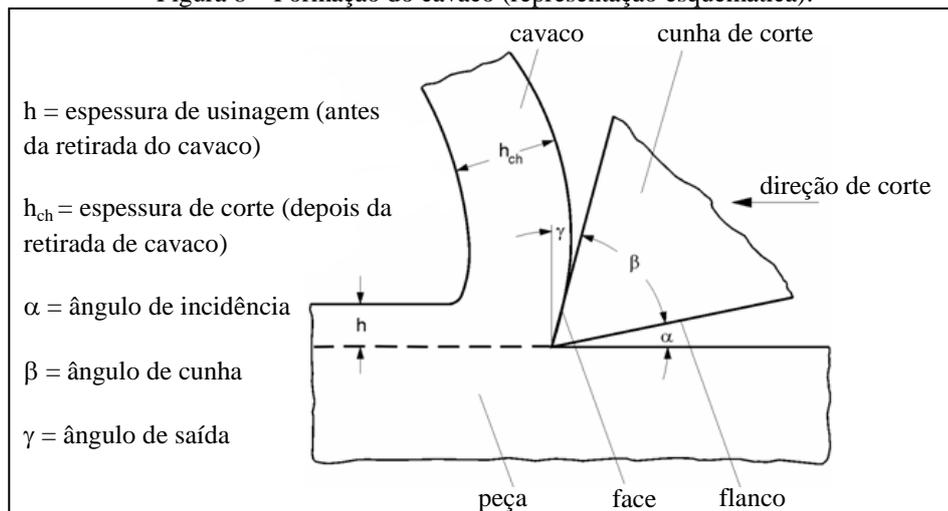
Figura 7 – Modelo equivalente do corte ortogonal de uma broca helicoidal.



Fonte: Wu e Han (2009).

No início do corte, a cunha da ferramenta penetra no material da peça, que se deforma elástica e plasticamente. Após ultrapassar a tensão de cisalhamento máxima do material, este começa a escoar. Devido à forma da cunha de corte, o material escoado toma a forma de cavaco, que desliza sobre a face da ferramenta, conforme ilustra a figura 8.

Figura 8 – Formação do cavaco (representação esquemática).

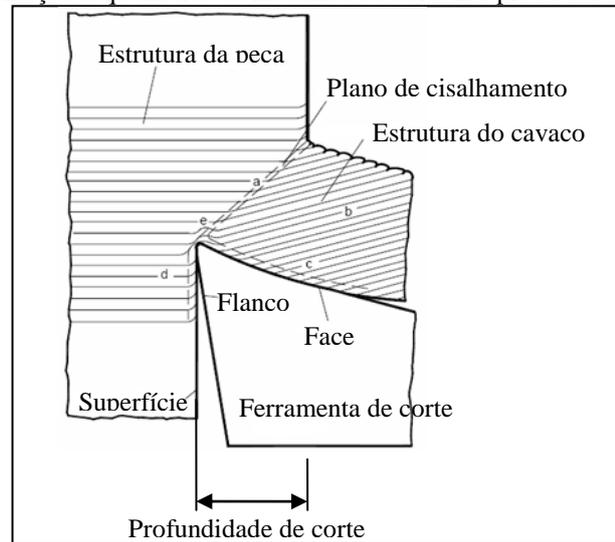


Fonte: Adaptado de König e Klocke (1997).

No caso da furação, a espessura de corte  $h$  é dada pelo avanço por gume  $f_z$ , e a direção de corte apresentada é um vetor resultante entre a rotação da ferramenta e o avanço axial, na direção do eixo da ferramenta.

A interação entre ferramenta de corte/peça é de grande relevância para o entendimento da formação de superfícies. Essa relação é representada esquematicamente na figura 9, a qual remete à mecânica do corte básica.

Figura 9 – Representação esquemática da mecânica do corte nos processos de usinagem



Fonte: Adaptado de König e Klocke (1997).

A configuração estrutural na peça (a) passa, por cisalhamento (zona de cisalhamento) para a configuração estrutural do cavaco (b). Na usinagem de materiais frágeis pode ocorrer uma deformação plástica na região de cisalhamento que leva à separação do material. Se o material tem, no entanto, uma capacidade de deformação maior, então a separação só ocorre imediatamente à frente do gume, na região (e).

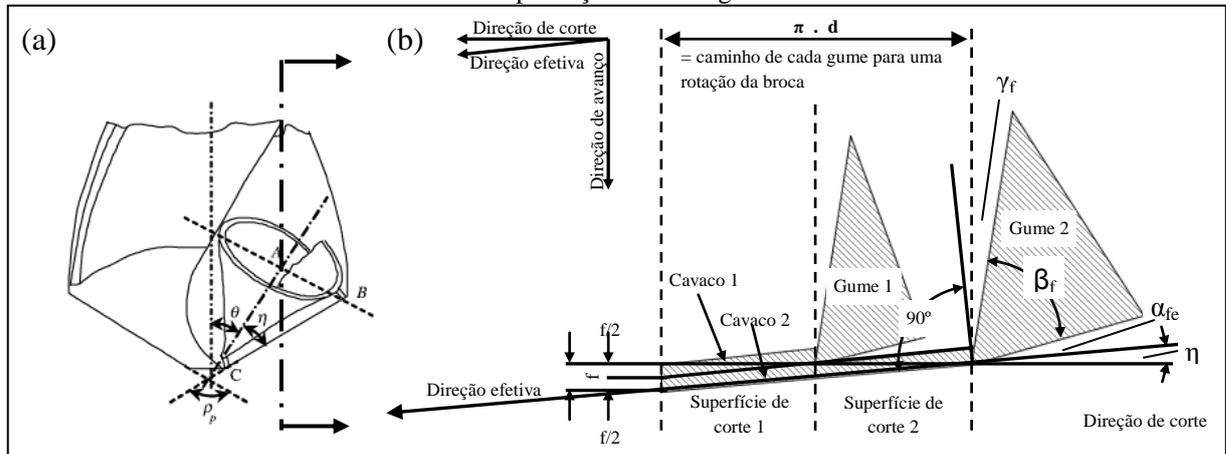
A solicitação de tração, simultânea à aplicação de uma pressão vertical sobre a ferramenta e em combinação com as temperaturas elevadas, leva às deformações na camada superficial da superfície de corte do cavaco (c) e na superfície de corte (d).

No deslizamento sobre as superfícies da ferramenta formam-se superfícies-limites (c) que também sofrem deformações plásticas complementares. Essas regiões de escoamento apresentam uma textura de deformação paralela à face da ferramenta, dando a impressão de escoamento viscoso com grau de deformação extremamente elevado (KÖNIG e KLOCKE, 1997).

O cavaco em escoamento, dependendo da geometria do ângulo de saída da ferramenta e do material a ser usinado, impacta na formação de diferentes tipos de cavaco. No modelo de corte ortogonal, o cavaco possui uma formação uniforme ao longo do gume transversal. Mas ao se tratar da furação, Ke et al. (2005) apontaram algumas diferenças na remoção e formação

do cavaco (figura 10), em relação aos outros processos de geometria definida, como o fresamento e torneamento:

Figura 10 – (a) formação do cavaco na furação com brocas helicoidais, (b) mecanismo de cisalhamento do cavaco pela ação dos dois gumes.



Fonte: Adaptado de Ke et al. (2005); König e Klocke (1997).

- A formação do cavaco não está completa quando o material removido deixa o gume. O cavaco será ainda mais deformado como resultado da interação do mesmo com o canal da ferramenta e parede do furo.
- A direção do escoamento do cavaco é restrita pela diferença de velocidade de corte ao longo do gume. Uma vez que a velocidade de corte é mais lenta na região próxima ao centro da ferramenta (gume secundário ou transversal) que na região da periferia (quina da ferramenta), cavacos iniciais são em forma de cone e tendem a escoar para o centro da ferramenta.
- A interação cavaco/canal da ferramenta é um efeito combinado da geometria da ponta da ferramenta (ângulo de ponta) e a geometria do canal da ferramenta (ângulo de hélice). Além disso, esta interação altera a deformação do cavaco após ele deixar o gume, resultando em diferentes comprimentos e formas de cavaco.

A superfície resultante da remoção de material, isto é, a formação da parede do furo em si, é resultado então da ação da periferia do gume principal (quina) removendo o material e em parte, da ação tribológica da guia da ferramenta, associado ao movimento de avanço efetivo do processo, de acordo com a rotação da ferramenta e do avanço axial (Kwong et al., 2009).

Desse modo, tem-se que a região de maior influência sobre a formação da parede da cavidade na furação é a periferia da ferramenta, caracterizando saliências e reentrâncias na superfície do furo.

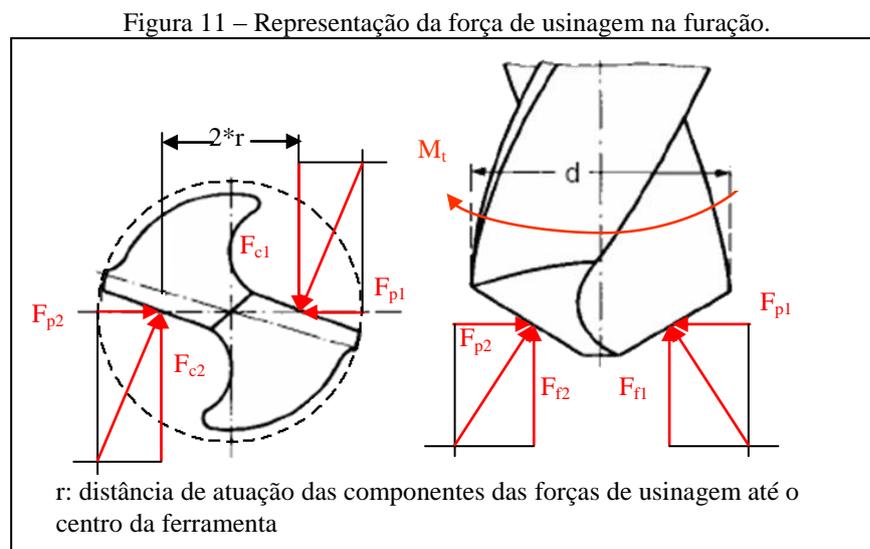
## 2.4 Solicitações na broca

Conforme descrito anteriormente, a furação com brocas helicoidais possui alguns fatores que tornam o processo severamente único. Esses fatores influenciam diretamente as solicitações mecânicas, representadas pelas forças de usinagem, e as solicitações térmicas, representada pela temperatura e geração de calor na usinagem.

As solicitações têm influência direta sobre o desgaste do ferramental e, principalmente, sobre a integridade superficial do furo gerado. Desse modo, é de grande interesse o conhecimento e entendimento das forças de usinagem e temperatura na furação.

### 2.4.1 Esforços na furação

O conhecimento dos esforços na usinagem é um requerimento essencial, por estar diretamente relacionado com o projeto da máquina-ferramenta, da ferramenta, consumo de potência, vibrações, precisão da peça, entendimento da mecânica de corte, qualidade da superfície, entre outros aspectos (YALDIZ e ÜNSAÇAR, 2005). A representação das forças de usinagem, em uma broca helicoidal, pode ser visualizada na figura 11.



Fonte: Adaptado de König e Klocke (1997).

Todos os elementos de uma broca estão sujeitos a certas forças na furação. Decompondo a força resultante na usinagem em cada parte do gume, verificam-se três forças:  $F_c$ ,  $F_p$  e  $F_f$ , agindo em direções mutuamente perpendiculares entre si. As forças horizontais  $F_p$ , atuando em ambos os gumes, são consideradas contrabalanço entre si.

De modo que a ferramenta penetra no material, uma força de avanço  $F_f$  é imposta pela peça, a qual é aplicada pela máquina devendo vencer a soma das forças de resistência agindo ao longo do eixo da ferramenta. Outras forças que compõem a força de avanço são: força devido ao escoamento do cavaco  $F_e$ , força contrária a penetração da ferramenta na peça  $F_a$  e a força aplicada sobre o gume transversal  $F_{gt}$  (KARABAY, 2007).

Sabe-se que a força de avanço na furação se concentra em torno de 70 a 80% no gume transversal, onde o material é extrudado e direcionado para ser removido pelos gumes principais. Essa porção da força é variável devido à geometria da broca. (HAMADE et al., 2006).

Em seu estudo, Hamade et al. (2006), utilizando diversos pré-furos, mostrou que a força de avanço era a contribuição de três forças: gume principal, atrito das guias da ferramenta com a parede do furo e a força devido ao gume transversal.

A força de corte  $F_c$  é a resistência ao corte, agindo sobre o gume da ferramenta, contraria ao movimento de corte.

É reconhecido que o torque é gerado principalmente devido à ação cortante dos gumes. Dessa maneira, relaciona-se o torque à força de corte (HAMADE et al., 2006).

A medição das forças de avanço, de corte e o torque, é um dos mais comuns métodos utilizados para monitorar o processo por causa da sensibilidade à condição da vida da ferramenta (ERTUNC e OYSU, 2004).

Com relação à interação com o material, tendo em vista que a dinâmica geral do processo de usinagem e as respostas metalúrgicas são fortemente influenciadas pelas forças de corte e pelo mecanismo de formação do cavaco, as forças de corte podem representar um resumo do que ocorre nos limites da zona plástica. Elas têm uma ligação direta com as propriedades do material em termos de tensão/taxa de deformação e temperatura local (DEONÍSIO, 2004).

Sabe-se que os esforços mecânicos são responsáveis pela deformação da subsuperfície do material, ocasionando deformações plásticas que também originam tensões residuais compressivas (ULUTAN e OZEL, 2011).

A tensão de cisalhamento proveniente da força de corte gera uma movimentação das discordâncias na rede cristalina do material. A grande movimentação de discordâncias por sua vez impacta deformações plásticas no material. Maiores forças e conseqüentemente, tensões, aumentam as deformações (CALLISTER, 2008).

Devido à maior densidade de discordâncias provenientes da deformação plástica, as deformações levam a uma dificuldade de movimentação das discordâncias, de acordo com a natureza repulsiva das interações entre as mesmas. Desse modo ocorre um endurecimento superficial e das camadas inferiores do material, alterando o perfil de dureza do material (CALLISTER, 2008; ULUTAN e OZEL, 2011).

#### *2.4.2 Temperatura na furação*

Dentre os vários fatores que afetam diretamente as condições de trabalho entre a ferramenta e a peça, a temperatura na ferramenta é um fator que limita bastante a produtividade das operações de usinagem. Principalmente quando são desenvolvidas altas temperaturas durante o processo de corte, às quais afetam extremamente o desempenho das ferramentas de corte, responsáveis em grande parte pela produtividade destas operações (MACHADO et al., 2001; ABUKHSHIM et al., 2006).

A temperatura gerada durante os processos de corte é principalmente influenciada pelos parâmetros de usinagem, propriedades do material da peça e ferramenta, e outros fatores externos, como os fluídos lubrificantes e métodos de aplicações (BAGCI e OZCELIK, 2007; YILDIZ e NALBANT, 2008).

A maioria da energia mecânica requerida para o processo de corte do metal é convertida em calor no qual é transferida para o cavaco, para a peça e para ferramenta de corte. Um completo campo ferramenta-temperatura é pré-requisito para estudar a mecânica do corte básica (CHEN, 1996).

A potência consumida na usinagem dos metais é quase que completamente convertida em calor próximo ao gume da ferramenta (MELO et al., 2003; SATO et al., 2007; CHEN, 1996). O calor é gerado na zona primária de deformação, no plano de cisalhamento, devido ao trabalho plástico e a ruptura do material. O aquecimento desta zona leva às altas temperaturas, e desse modo, reduzindo a resistência do material e permitindo grandes deformações.

O calor também provém da zona secundária de deformação quando o cavaco é deformado na face de saída, devido ao deslizamento e ao atrito, podendo fluir para a ferramenta. Na zona terciária, a interface entre a superfície de folga da ferramenta e superfície

usinada também gera calor sob efeito do atrito (BRANDÃO et al., 2008; RECH, 2006; ABUKHSHIM et al., 2006; NAYEBI et al., 2008).

Foi verificado que aproximadamente 80-90% do calor gerado é transferido para o cavaco enquanto 10-15% do calor vai para a ferramenta e peça (CHANG, 2007). O aumento da temperatura na ferramenta de corte é devido principalmente ao calor gerado na zona secundária de deformação, mas a zona primária também contribui para esse aumento.

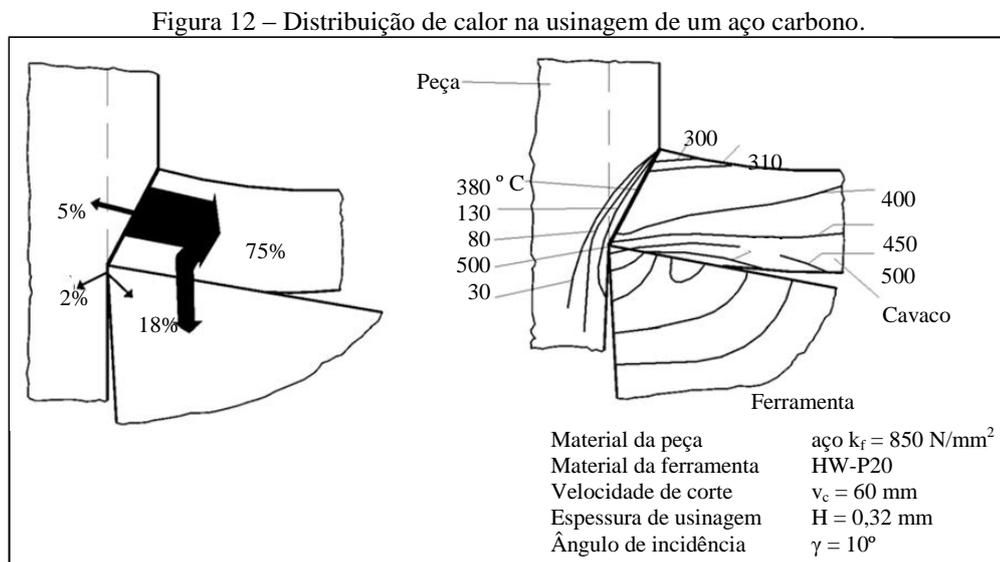
Para cada ferramenta de corte elementar (FCE), a geração de calor no plano de cisalhamento afeta a temperatura do cavaco no plano de cisalhamento e o fluxo de calor na face da ferramenta (BONO e NI, 2006).

O calor gerado na região primária de deformação flui por condução para o cavaco e posteriormente para a ferramenta pela zona de contato cavaco-ferramenta (ABUKHSHIM et al., 2006).

É aceito que a temperatura na zona de cisalhamento e na interface peça/ferramenta aumenta com a velocidade de corte e com o avanço, e diminui com o aumento do ângulo de incidência da ferramenta. As temperaturas são mais elevadas para materiais mais resistentes, pois a taxa de trabalho plástico é maior, e as temperaturas máximas não ocorrem no gume, mas sim dentro da zona de cisalhamento primária (VERNAZA-PEÑA et al., 2002).

Para aços, temperaturas em torno de 400-500 °C são típicos na zona primária de cisalhamento, e temperaturas superiores a 1000 °C são usuais na interface da ferramenta (NAYEBI et al., 2008).

De modo a exemplificar o calor e as temperaturas geradas nos processos de usinagem, a figura 12 representa a distribuição de temperatura e calor.



Fonte: Adaptado de König e Klocke (1997).

Em aplicações tribológicas, como no caso de dois corpos em deslizamento e contato, altas temperaturas superficiais, podem ter as seguintes conseqüências: fusão superficial, oxidação e desgaste, instabilidades termoelásticas na zona de contato, deterioração de filmes sólidos resultando na exposição do material base e adesão subsequente de material entre as superfícies, ignição de um dos corpos em contato e falha termomecânica, como trincas térmicas e empenamento (KOMANDURI e HOU, 2001).

Comparado com os outros processos de usinagem, o calor gerado durante a furação é especialmente crítico porque a furação é um processo enclausurado, no qual a ferramenta está realizando o corte internamente à peça.

Desse modo, as temperaturas nas ferramentas tendem a serem maiores na furação do que em qualquer outro processo em condições similares. A temperatura gerada na furação tem uma influência crítica sobre a vida da ferramenta e qualidades superficial da peça (WU e HAN, 2009; SHEN et al., 1997; MATSUMURA et al., 2010).

O fluxo de calor e temperaturas gerados nesse processo tem sido reconhecido com fatores que influenciam do desempenho de ferramentas. Durante a furação, altos fluxos de calor são impostos na região do gume das ferramentas, decorrentes do contínuo contato na interface ferramenta/cavaco, podendo levar a até mesmo, falha catastrófica do ferramental (HUANG et al., 2007).

As temperaturas na furação são particularmente importantes, visto que os cavacos permanecem em contato com a ferramenta por um período relativamente longo no furo. Temperaturas de corte nos processos de furação afetam significativamente ambas, a vida da ferramenta e o estado metalúrgico da superfície usinada (CHUNG, 2005).

Trabalhos como o de Ueda et al. (2007) apontaram que a temperatura no gume aumenta com o a velocidade de corte e avanço. A distribuição da temperatura no gume aumenta quando a posição do gume é afastada do eixo central da ferramenta, e é máxima na periferia, aonde as velocidades de corte são máximas.

Em contrapartida, Bono e Ni (2006) modelaram, em seu estudo, o fluxo de calor gerado no plano de cisalhamento e o na face da ferramenta. A temperatura apresentada pelo modelo mostrou que o fluxo de calor no gume transversal é maior do que nos gumes principais, fenômeno relacionado ao intenso trabalho de deformação presente no gume transversal.

Outro fator que deve ser levado em consideração é aplicação de fluídos de corte. Como alternativa de redução da temperatura de corte, fluídos lubrificador-refrigerantes são aplicados sobre a ferramenta, auxiliando na manutenção da temperatura. Entretanto, devido à

dificuldade de penetração do fluido na região de corte, maiores profundidades de usinagem sofrem maiores influências da temperatura (DHAR et al., 2007).

Além disso, as vantagens causadas pelos fluidos lubrificantes e refrigerantes vem sendo questionadas ultimamente, devido aos diversos problemas ambientais que eles causam. Quando manuseados inapropriadamente, fluidos lubrificantes e refrigerantes podem agredir o solo e água, causando grandes impactos ambientais (DHAR et al., 2007).

A temperatura em processos de furação pode ser medida através do uso de termopares incorporados à ferramenta ou ao material usinado, do uso de simulação com métodos de Elementos Finitos, de pirômetros de radiação infravermelha e de tintas térmicas (BAGCI e OZCELIK, 2006 b; KALIDAS et al., 2001; OZCELIK e BAGCI, 2006; HUANG et al., 2007; KOMANDURI e HOU, 2001; WU e HAN, 2009; SHEN et al., 1997).

O uso de câmeras térmicas ainda é inadequado para medição de temperatura nas operações de furação, pois a região de corte é interna na peça. De modo auxiliar, em função das alterações sofridas pela ferramenta e peça após a usinagem decorrentes das altas temperaturas, outros métodos de medição de temperaturas em brocas têm sido desenvolvidos, tendo como base as alterações nas propriedades do material: a medição de dureza por microindentação, o uso de microscopia eletrônica de varredura e a medição de energia dispersiva de raios-X (LI e SHIH, 2007).

O histórico da temperatura é diretamente relacionado com a qualidade da peça, podendo afetar a precisão dimensional devido ao dano causado na subsuperfície e introdução de tensões residuais. De outro modo, se propriamente controlada, o calor do processo pode ser usado para produzir efeitos de endurecimento superficial desejado (DAVIES et al., 2007).

De acordo com as propriedades do material usinado, a elevação das temperaturas pode levar a diversos efeitos na integridade superficial do material. O exemplo disso são os próprios tratamentos térmicos, que objetivam a alteração nas propriedades do material através do aumento controlado da temperatura.

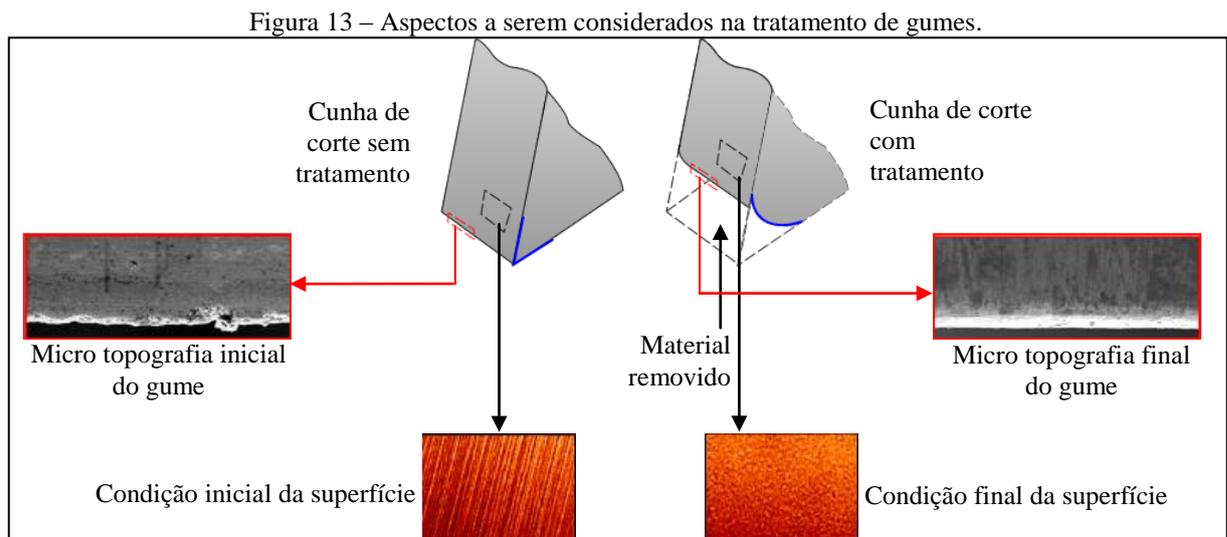
O material torna-se mais menos resistente à medida que as temperaturas se elevam, facilitando alguns efeitos na superfície e subsuperfície, tais como deformações plásticas e indução de tensões residuais trativas (WU e HAN, 2009; CALLISTER, 2008; SADAT et al., 1991).

A temperatura também é responsável pela transformação de fases dos materiais. Essas fases podem conter propriedades mecânicas superiores ou até mesmo inferiores, de acordo com o gradiente de temperaturas obtido e tempo de exposição da superfície (CALLISTER, 2008; DEONÍSIO, 2004).

Temperaturas elevadas influenciam também nas tensões residuais do material, visto que, o aumento do tamanho de grão propiciado por maiores temperaturas, levam ao aparecimento de tensões trativas no material (CALLISTER, 2008; SADAT et al., 1991).

## 2.5 Processos de tratamento de gumes

Tratamento de gumes consiste em gerar uma geometria do gume e modificar a micro topografia, e até mesmo alterar a rugosidade e textura das superfícies da ferramenta (face e flanco) na cunha de corte. Consequencia disso é a redução dos defeitos do gume e reforço do mesmo, a fim de aprimorar o desempenho e a confiabilidade da ferramenta de corte e a qualidade da peça usinada (RODRIGUEZ, 2009; BOUZAKIS et al., 2009a). A figura 13 exemplifica a tratamento de gumes.



Fonte: Adaptado de Rodriguez (2009).

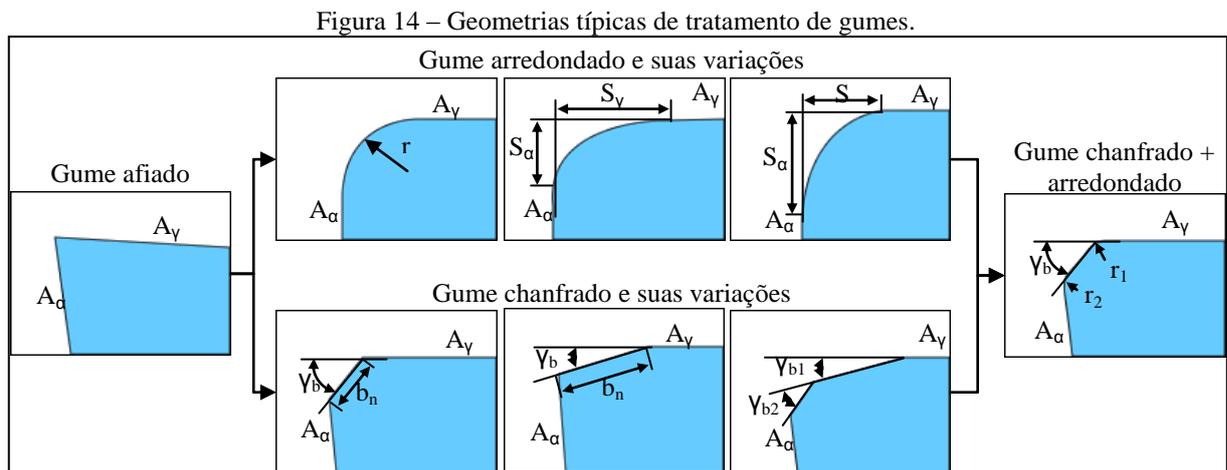
Funcionalmente, um dos principais objetivos do tratamento de gumes é a de redução de lascamentos no gume e criar um arredondamento e/ou chanfro na cunha de corte, que determina em uma melhora de estabilidade durante o corte (BIERMANN e TERWEY, 2008; KARPUSCHEWSKI et al., 2009). Pode-se citar, além disso: redução de defeitos no gume, reforço da cunha de corte, aumento da vida de ferramenta e preparação da superfície da ferramenta para a aplicação de revestimentos (RODRIGUEZ, 2009).

A preparação da superfície da ferramenta vem encontrando aplicação não somente na melhoria da adesão dos revestimentos, mas também no aprimoramento tribológico das

interfaces de contato. Esse processo é chamado de texturização da superfície e baseia-se na criação de microgeometrias nas superfícies de contato (HUANG et al., 2012).

Os parâmetros a serem levados em conta no momento da escolha da geometria mais adequada para a aplicação são as seguintes: condição inicial do gume, tipo de processo de usinagem, parâmetros dos processos, efeito do tamanho e/ou aspectos de microusinagem, material da peça, material da ferramenta (substrato), macrogeometria da ferramenta e revestimento (RODRIGUEZ, 2009).

Outros parâmetros levam em conta a escolha adequada da geometria a ser reproduzida, tornando-se essencial para obtenção de ganhos devido a esses processos. Tratando-se de geometrias, distinguem-se duas principais: gume chanfrado e arredondado. A partir destas duas geometrias, diversas outras podem ser geradas, conforme a figura 14 indica.



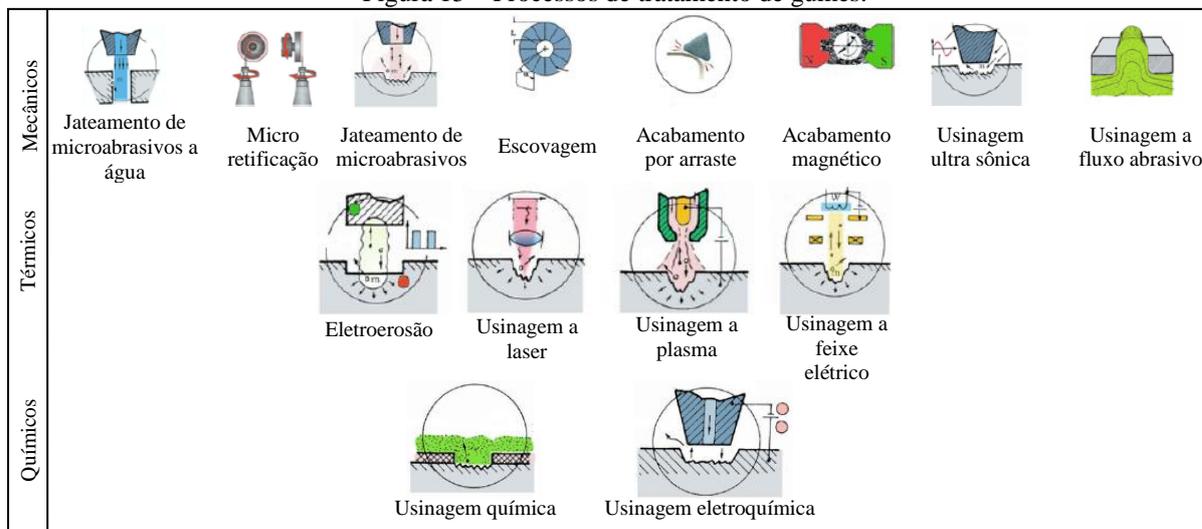
Fonte: Adaptado de Rodriguez (2009).

### 2.5.1 Métodos de tratamento de gumes

Existe uma ampla gama de processos que podem ser aplicados para se obter uma geometria definida na ferramenta. Esses processos têm por objetivo remover material sistematicamente para alcançar a geometria específica do gume e topografia requerida, além da modificação das superfícies funcionais nas redondezas do gume. Esses processos devem atender, acima de tudo, precisão e repetição (RODRIGUEZ, 2009).

Existem diferentes processos tecnológicos para o tratamento de gumes de ferramentas, cada qual utilizando uma fonte de energia diferente para a remoção de material. Eles podem ser agrupados em: processos mecânicos, térmicos e químicos. A figura 15 ilustra os diversos tipos de métodos, dentre cada tipo de energia utilizada na remoção.

Figura 15 – Processos de tratamento de gumes.



Fonte: Adaptado de Rodriguez (2009).

Podem-se apontar, de acordo com a literatura existente, que os processos mais utilizados são os que utilizam energia mecânica. De todos os tipos ilustrados, a usinagem com jato de microabrasivos é o processo mais usual (Al-ZKERI et al., 2009; BIERMANN e TERWEY, 2008; BIERMANN et al., 2012; BOUZAKIS et al., 2000, 2002, 2003, 2005a, 2005b, 2009a, 2009b, 2012; HEO et al., 2011; RECH, 2006; RECH et al., 2005), seguido pelos processos de polimento, que podendo ser divididos em magnéticos, mecânicos ou termoquímicos (CHEUNG et al., 2008; KARPUSCHEWSKI et al., 2009; MURAKAWA et al., 1996), usinagem por fluxo abrasivo (RECH, 2006; RECH et al., 2005;), acabamento por arraste (RISSE, 2006) e usinagem por eletroerosão (YUSSEFAN et al., 2010).

Entretanto, poucos trabalhos focando o efeito dos tratamentos de superfícies em brocas. Dentre os autores citados anteriormente, somente Biermann e Terwey (2008), Biermann et al. (2012), Cheung et al. (2008), Karpuschewski et al. (2009) e Risse (2006) realizaram ensaios de furação. Desse modo, verifica-se uma importante oportunidade da avaliação dos efeitos dos tratamentos de superfície de brocas.

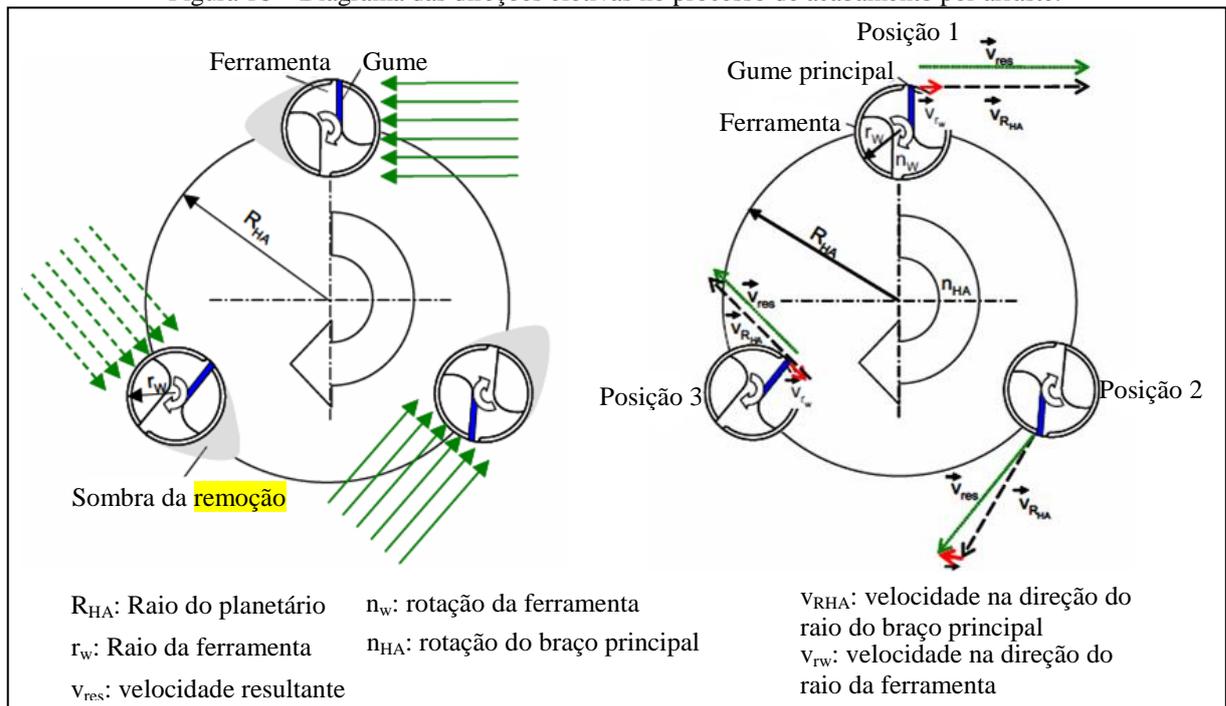
No presente estudo, foram escolhidos dois processos de tratamento de superfícies: acabamento por arraste e polimento com esponjas com cerdas abrasivas. Esses métodos foram escolhidos em virtude da disponibilidade de equipamentos e facilidade de aplicação, além da pouca literatura existente acerca dos mesmos.

### 2.5.1.1 Tratamento de superfícies por acabamento por arraste

Também conhecido como retificação por arraste ou acabamento por deslizamento, este processo tem como base a imersão da ferramenta em meio abrasivo, contendo diversos elementos cerâmicos com granulometrias conhecidas, utilizadas de acordo com o arredondamento de gume ou polimento requerido. A ferramenta é deslocada através do meio, sofrendo a ação abrasiva dos grãos (OTEC, 2008).

As máquinas mais modernas utilizam um sistema planetário, em que a ferramenta fixada para realizar o tratamento, gira em torno do seu eixo enquanto a máquina faz com que a ferramenta realize o movimento de translação. Através desta combinação de movimentos, o processo resulta em um tratamento uniforme de todas as áreas da ferramenta (RISSE, 2006; OTEC, 2008). A figura 16 ilustra as direções e movimentos realizados durante o processo de acabamento por arraste.

Figura 16 – Diagrama das direções efetivas no processo de acabamento por arraste.



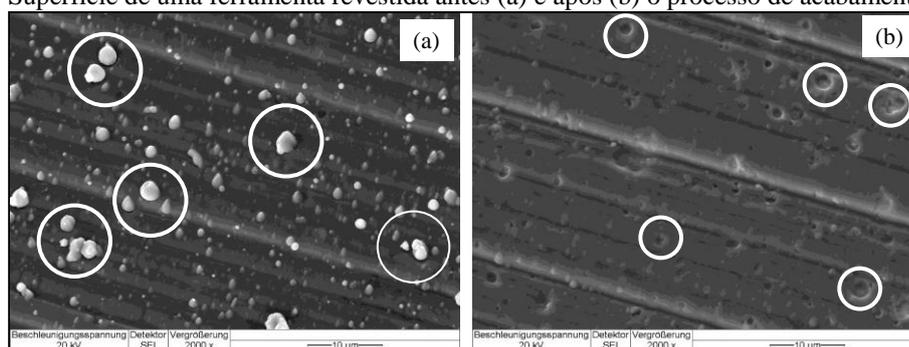
Fonte: Adaptado de Risse (2006).

O gume principal considerado (marcado em azul) e os vetores (destacados em verde) indicam a direção eficaz de remoção promovido pelo meio no gume principal. A ferramenta rotaciona e translada no sentido escolhido (neste caso horário), deslocando-se através do meio abrasivo, e dessa forma, sofrendo ação dos grãos. Devido à cinemática do processo, a ferramenta passa por uma fase que não existe remoção de material do gume principal da

ferramenta, localizado na região de sombra de remoção. Durante esta fase, não existe a ação dos grãos. No caso do gume considerado, os vetores pontilhados indicam esta condição de não remoção. (RISSE, 2006).

Quando utilizado sobre superfícies revestidas, esse processo, se controlado de maneira adequada, remove o aglomerado de material resultante de um revestimento não uniforme da superfície, conforme ilustrado na figura 17 (OTEC, 2008).

Figura 17 – Superfície de uma ferramenta revestida antes (a) e após (b) o processo de acabamento por arraste.



Fonte: OTEC (2008).

As regiões circuladas em branco, na figura 17a, representam pontos de acúmulo de revestimento após os processos de deposição, e as regiões grifadas em branco, na figura 17b, representam pontos onde este acúmulo foi removido pelo processo de acabamento por arraste.

#### 2.5.1.2 Tratamento de superfícies por escovamento com filamentos de nylon abrasivos

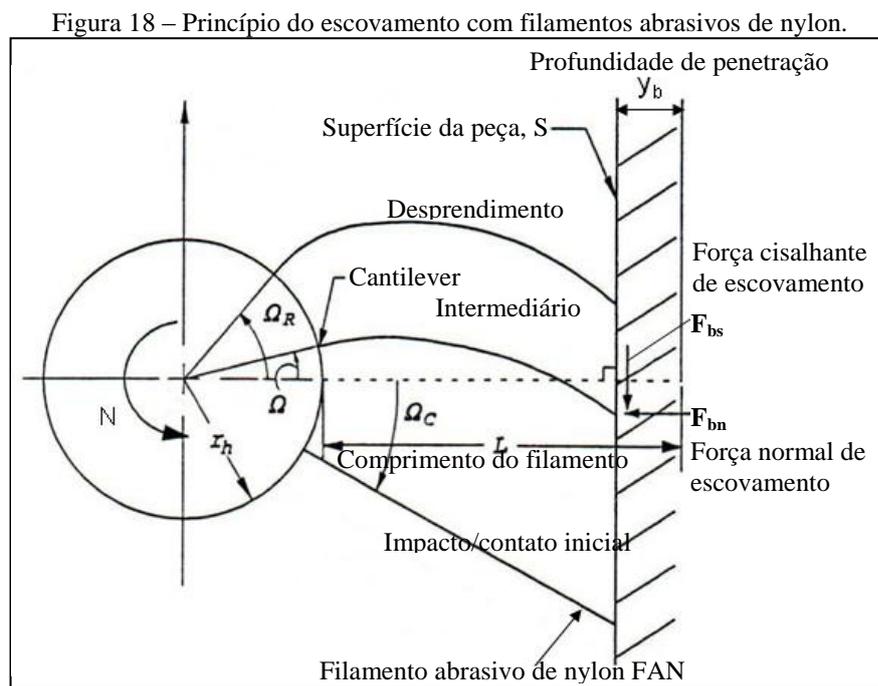
Processo de escovamento com filamentos de nylon abrasivos (FNA) é utilizado em aplicações envolvendo requisitos específicos de raios de gumes, e aprimoramento do acabamento superficial. Os FNA não operam como discos de rebolo ou como produtos abrasivos revestidos.

Durante o uso, novos grãos abrasivos são constantemente expostos a medida que o nylon desgasta contra a superfície. Isto auxilia em uma eficiente escovação através da vida da escova. Escovas de FNA removem somente pequenas parcelas de material, e melhoram o acabamento superficial (RODRIGUEZ, 2009; OVERHOLSER et al., 2003).

Entretanto, pouco se sabe sobre os mecanismos envolvidos durante a remoção de material por esse processo, devido à grande dificuldade de modelagem da complexa interação

que ocorre na interface do filamento/peça (RODRIGUEZ, 2009; OVERHOLSER et al., 2003; BASSET et al., 2012).

O contato entre o filamento e a superfície plana é realizado de modo ortogonal (orientação perpendicular), em três diferentes posições: local inicial, intermediário e de desprendimento. A força total de usinagem exercida pela ponta do filamento na superfície da peça pode ser decomposta em suas componentes: normal ( $F_n$ ) e cisalhante ( $F_s$ ) (OVERHOLSER et al., 2003). A figura 18 ilustra o princípio do processo de escovamento.



Em conjunto com a utilização de filamentos de nylon, grãos abrasivos comumente utilizados são o carboneto de silício ( $\text{SiC}$ ) e óxido de alumínio ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ). Alternativas são CBN (nitreto cúbico de boro) e PCD (diamante policristalino) (RODRIGUEZ, 2009).

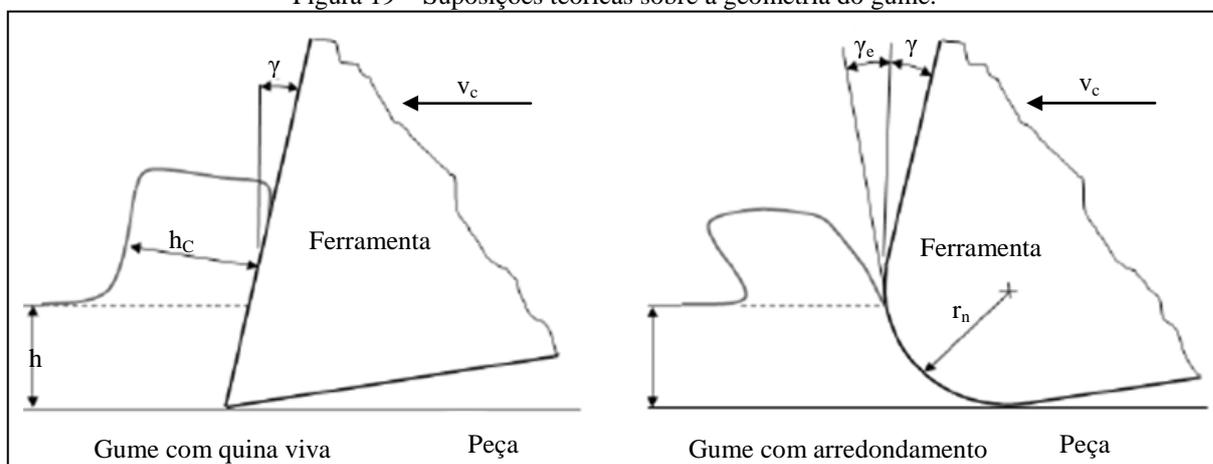
### 2.5.2 Influência do tratamento de gumes no processo de usinagem

Um número considerável de trabalhos experimentais e teóricos demonstrou que o raio e/ou chanfro do gume podem afetar os aspectos fundamentais da mecânica do corte na usinagem, afetando as forças de corte, distribuição de temperaturas, desgaste de ferramentas, vida de ferramentas e qualidade da superfície (RODRIGUEZ, 2009; CHEUNG et al., 2008 apud HUGHES et al., 2004; BOUZAKIS et al., 2003; THIELE e MELKOTE, 1999; FANG e WU, 2005; ÖZEL et al., 2005; RANGANATH et al., 2007; RISSE, 2006).

Esses efeitos, conseqüentemente, afetam a formação e escoamento do cavaco, integridade superficial da peça e a resistência ao desgaste da ferramenta (BIERMANN et al., 2012).

Quando se considera a mecânica do corte na usinagem de aços, pode assumir-se, teoricamente, que a modificação da geometria de corte, altera o mecanismo de corte do gume. De acordo com Rodriguez (2009) e Biermann et al. (2012), quando a magnitude da espessura do cavaco não cisalhado ( $h$ ) for comparável ao raio da ferramenta ( $r_n$ ), o ângulo de saída efetivo ( $\gamma_e$ ) é sempre negativo. Isto ocorre independentemente do ângulo nominal de saída ( $\gamma$ ) ser positivo, negativo ou neutro, conforme a figura 19 ilustra.

Figura 19 – Suposições teóricas sobre a geometria do gume.



Fonte: Adaptado de Rodriguez (2009).

Quando se trabalha com baixos avanços (no caso da furação) ou menores profundidades de corte (torneamento e fresamento), existem um aumento do efeito de *ploughing*.

*Ploughing* ou sulcamento significa que a maioria do material, que é dirigido ao arredondamento/chanfro do gume principal, é plasticamente empurrado para os lados, com a remoção resumindo-se a pequenas rebarbas, que são escoadas lateralmente ou simplesmente compactadas (BIERMANN et al., 2012; MANJUNATHAIAH e ENDRES, 2000; GONÇALVEZ, 2009).

Segundo Gonçalves (2009), quando a espessura do cavaco alcança valores menores que  $1 \mu\text{m}$ , a tensão de cisalhamento no material a ser cortado e na ferramenta aumenta tornando-se extremamente elevada, o que pode acelerar o processo de desgaste da ferramenta. A razão para ocorrência deste fenômeno é que com espessuras nominais de cortes menores que  $1 \mu\text{m}$ , a distribuição de discordâncias móveis nos cristais (no caso dos metais) aproxima-

se de zero e as forças de corte terão que vencer as grandes forças das ligações atômicas dentro do cristal.

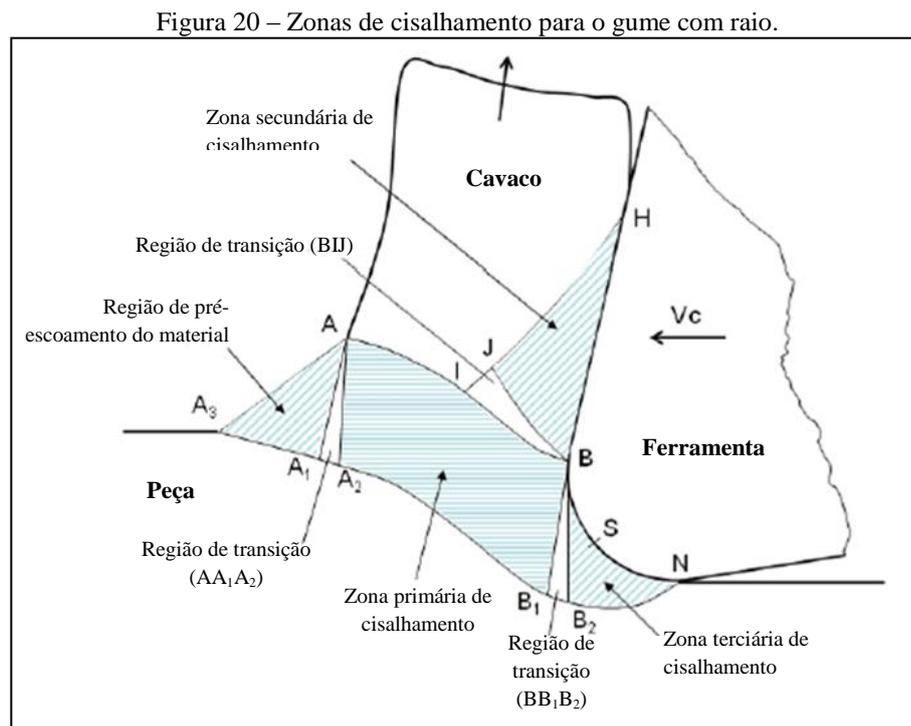
Da mesma forma, um ângulo de saída muito negativo, que implica em elevadas tensões compressivas à frente da ferramenta, poderá até suprimir o mecanismo de formação do cavaco. Para uma dada condição de corte, existe um ângulo de saída negativo crítico para a ferramenta abaixo do qual o mecanismo predominante será o sulcamento (*ploughing*).

O sulcamento pode, desta maneira, ser resultante de um ângulo de saída muito negativo ou de um ângulo de saída negativo “efetivo”, o qual existe quando o raio do gume é da ordem da profundidade de corte no corte ortogonal.

Quanto maior a deflexão e compressão do material da peça, causado pelo sulcamento, maiores serão os efeitos sobre as variáveis do processo, como cargas mecânicas e qualidade da superfície (BIERMANN et al., 2012; MANJUNATHAIAH e ENDRES, 2000).

Considerando-se o processo de furação, devido às simplificações utilizadas para a modelagem da mecânica do corte neste processo através das FCE, teoricamente, pode ser atribuída à mesma implicação da mecânica do corte no corte ortogonal, como foi observado por Shatla et al. (2001) e Kim et al. (1999).

Em termos de zonas de cisalhamento, a mecânica do corte para gumes com geometrias arredondadas foi proposta por Rodriguez (2009) apud Fang et al. (2003), conforme ilustra a figura 20.



Fonte: Adaptado de Fang et al. (2003) apud Rodriguez (2009).

Tal modelo assume que a deformação do cavaco ocorreria na zona de cisalhamento [AIBB<sub>1</sub>A<sub>2</sub>A<sub>1</sub>A<sub>3</sub>A] em vez de uma zona de lados paralelos ou em um plano de corte único (modelo do cisalhamento usual, proposto por Merchant (1945)).

No que relaciona às forças de corte, Kim et al. (1999) observaram que, conforme o raio do gume aumenta, as forças principais e de avanço também aumentam. O mesmo pode ser dito quando se considera a geração de um chanfro no gume, conforme constatado por Shatla et al. (2001) no torneamento ortogonal de um aço AISI H13 (46 HRc). Segundo o autor, as forças de avanço aumentam com o aumento do raio do gume até se aproximar a magnitude da força de corte. No caso de chanfro no gume, a força de avanço geralmente aumenta com o aumento do ângulo e da largura do chanfro.

Nos ensaios realizados, Shatla et al. (2001) observaram que à medida que o ângulo do chanfro varia de 10° até 40° e os raios aumentam, as solicitações mecânicas aumentam.

Risse (2006), na furação de um aço DIN Ck45E+N (similar ao ABNT 1045) com ferramentas de metal-duro, observou na comparação de ferramentas com e sem gume arredondado, que a força de avanço e torques é maior para ferramentas com preparação do gume. Ainda o autor esquematizou as diferenças das componentes da força quando se compara uma ferramenta perfeitamente afiada com uma ferramenta com gume arredondado. No modelo proposto, representam-se novas componentes da força, no sentido axial e normal, que podem contribuir para um aumento da força de usinagem resultante nas respectivas direções.

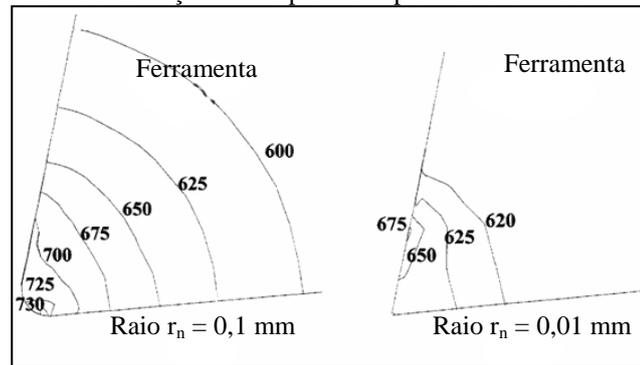
Biermann e Terwey (2008) avaliaram o efeito do tratamento de gumes na furação de um aço AISI 1045, utilizando brocas helicoidais de metal-duro, com revestimento de nitreto de titânio (TiN) e preparadas com o processo de jateamento de um meio cerâmica (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, F220) imerso em água, com diversas configurações de tratamento. Segundo os autores, o ligeiro arredondamento na área gume transversal resultou em maiores forças de avanço. Além da influência do projeto do gume na força de avanço, existe também o efeito da força de corte resultante, consistindo da força de corte e passiva. Os vetores são ortogonais ao atual perfil de corte. As direções da força de corte são quase idênticas.

Cheung et al. (2008), na furação de um aço para moldes e matrizes DIN 40CrMnNiMo8-6-4, com brocas helicoidais de aço-rápido M2, preparadas com polimento magnético (raios  $r_n = 24$  e  $48 \mu\text{m}$ ), obtiveram resultados discordantes. De acordo com os autores, a ferramenta sem preparação do gume obteve os menores valores de forças de avanço em comparação às ferramentas com preparação dos gumes. Foi atribuído a este

comportamento o escoamento facilitado do cavaco e menor atrito com da guia com a parede do furo, o que contribuiu para um menor vetor resultante da força de avanço.

Em relação à geração de calor e temperaturas, Kim et al. (2003) no corte ortogonal de um aço SM20C (equivalente a ABNT 1020), com ferramentas com diferentes raios de gume (0,01; 0,05 e 0,1 mm), concluíram que o aumento do raio da ferramenta causa uma mudança na distribuição de temperaturas na mesma, particularmente a localização da temperatura máxima, como a figura 21 ilustra.

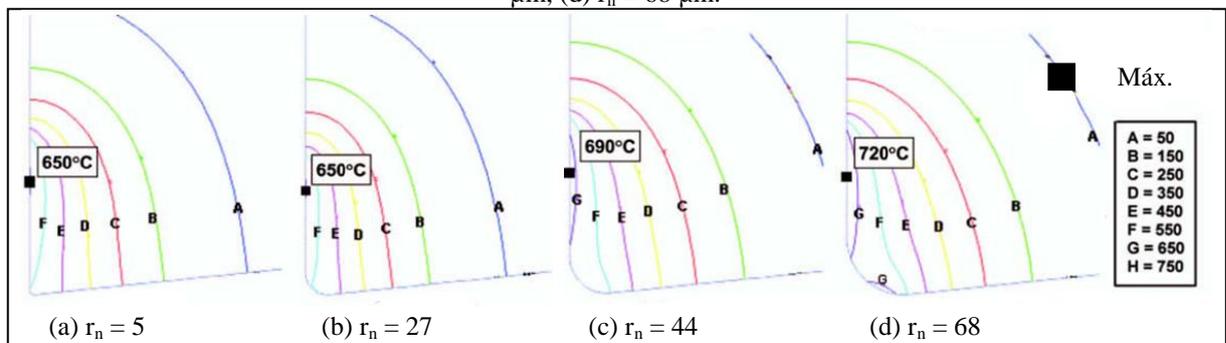
Figura 21 – Distribuição de temperaturas para diferentes raios de gume.



Fonte: Adaptado de Kim et al. (2003).

Al-Zkeri et al. (2009), em resultados semelhantes, observaram através na simulação com elementos finitos e comparação com resultados experimentais no torneamento ortogonal de um aço AISI 4142, que as temperaturas aumentam de acordo com o aumento do raio do gume  $r_n$ . Além disso, observaram que existe um deslocamento do gradiente de temperaturas conforme o raio da ferramenta aumenta. A figura 22 ilustra os resultados obtidos pelos autores.

Figura 22 – Distribuição de temperaturas para diferentes raios de gume: (a)  $r_n = 5 \mu\text{m}$ ; (b)  $r_n = 27 \mu\text{m}$ ; (c)  $r_n = 44 \mu\text{m}$ ; (d)  $r_n = 68 \mu\text{m}$ .



Fonte: Al Zkeri et al. (2009).

Com a alteração das forças de usinagem e geração de calor, provenientes da modificação da mecânica do corte e geração do cavaco, era de se esperar que a integridade da superfície se modifique (RODRIGUEZ, 2009).

Trabalhos como os de Biermann et al. (2012), na furação com brocas de um gume, observaram que a rugosidade aumentou conforme o raio da ferramenta aumentava. Já nos resultados observados por Risse (2006), os valores de rugosidade mensurados para a comparação de ferramenta tratada e não tratada não se mostraram diferentes, com valores de rugosidade semelhantes.

Biermann e Terwey (2008), na furação de aço ABNT 1045 com brocas helicoidais de metal-duro com diferentes níveis de arredondamento de gume (sem, ligeiramente e severamente arredondados), observaram que a rugosidade  $R_z$  era superior para ferramentas sem tratamento de superfícies, seguido pelas condições de ligeiro arredondamento e por último, com menor rugosidade, a condição de severo arredondamento do gume.

Cheung et al. (2008), na furação de um aço DIN 40CrMnNiMo8-6-4 com ferramentas de aço-rápido M2, com diferentes níveis de arredondamento do gume (sem, 24 e 48  $\mu\text{m}$ ). Os autores observaram que a rugosidade  $R_a$  é menor para a condição intermediária ( $r_n = 24 \mu\text{m}$ ), e possui valores similares para as ferramentas sem e com raio do gume de 48  $\mu\text{m}$ .

Coelho et al. (2004), no torneamento de uma liga de INCONEL 718 com ferramentas cerâmicas afiadas e com raio de gume ( $r_n = 13 - 38 \mu\text{m}$ ), observaram que a rugosidade  $R_a$  das superfícies são estatisticamente similares para as diferentes condições da microgeometria do gume.

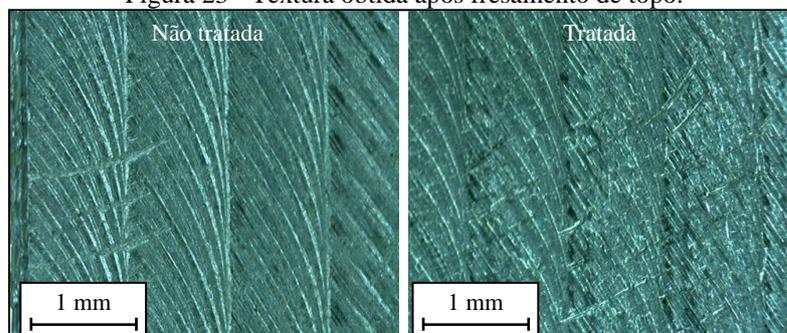
Chen et al. (2006) reportaram que, no torneamento de um aço AISI H13, as tensões residuais principais geradas após a usinagem foram maiores e mais profundas para ferramentas chanfradas do que arredondadas. As tensões observadas pelos autores eram todas de natureza compressiva.

Já para o caso do fresamento, Denkena et al. (2012) observaram que superfícies com menores raios de gumes geram menores tensões residuais do que ferramentas com maiores raios. As tensões observadas para as condições testadas foram de natureza trativa.

Zeilmann et al. (2013), no fresamento de topo de um aço ABNT P20, com fresas de aço-rápido de topo reto com e sem tratamento de superfícies, identificaram que a rugosidade obtida com ferramentas não possuem variação estatística, dado a dispersão dos valores. Os autores observaram ainda que, para a textura, ferramenta não tratada gerou marcas de passagem da ferramenta melhor definidas que a ferramenta tratada.

Segundo os autores, isso se deve ao fato de que, com o arredondamento do gume gerado pelo tratamento, há um aumento do raio do gume e da área de contato entre o gume e a superfície, o que tende a ocasionar um rebaixamento das cristas geradas pela passagem da ferramenta. A figura 23 ilustra a superfície obtida com ferramentas tratadas e não tratadas.

Figura 23 - Textura obtida após fresamento de topo.



Fonte: Zeilmann et al. (2013).

Ainda, os autores verificaram as características subsuperficiais do material. Ferramentas tratadas obtiveram menor espessura de camada afetada, que segundo Zeilmann et al. (2013), foi decorrente da melhor distribuição dos esforços no gume tratado, levando a uma menor geração de atrito e calor e, conseqüentemente, das deformações plásticas.

## 2.6 Integridade superficial

De acordo com Field (1973), o conceito de integridade superficial é um senso técnico que define como sendo a condição inerente ou aprimorada de uma superfície produzida por processos de usinagem ou outras operações de geração de superfícies.

A integridade superficial é um termo utilizado para caracterizar a qualidade das superfícies usinadas, e que afeta as condições de funcionamento e confiabilidade de componentes mecânicos, principalmente aqueles sob condições de carga térmica e mecânica.

A integridade superficial descreve as alterações produzidas na camada superficial durante a usinagem, incluindo os efeitos nas propriedades do material e o desempenho da superfície em serviço, principalmente componentes estruturais que são submetidos a altas tensões estáticas e dinâmicas (JAVIDI et al., 2008).

Os processos de usinagem induzem e afetam várias características da integridade superficial. Esses atributos podem ser agrupados como: (a) características topográficas tais como texturas, ondulações e rugosidade; (b) propriedades mecânicas afetadas tais como tensões residuais e dureza; e (c) microestrutura cristalina, transformações de fase, tamanho e

forma de grão, inclusões, etc. Essas alterações da superfície são consideradas em cinco grupos: propriedades mecânicas, térmicas, metalúrgicas, químicas e elétricas (ULUTAN e OZTEL, 2011; FIELD, 1973; DEONÍSIO, 2004; TURKOVICH e FIELD, 1981).

As alterações mecânicas aparecem sob forma de: deformações plásticas resultantes de trabalhos a quentes ou a frio; rasgos e emendas e defeitos do tipo de trincas; alterações de dureza; trincas macro e microscópicas; tensões residuais distribuídas na camada superficial. No caso das alterações metalúrgicas, cita-se: transformações de fases; tamanho e distribuição de granulação; tamanho e distribuição de precipitação; inclusões estranhas no material; geminação (agrupamento de dois ou mais cristas); recristalização; martensita não temperada ou supertemperada. Alterações químicas são responsáveis pela corrosão intergranular; dissolução preferencial de microcomponentes; contaminação; fragilização por absorção química de elemento como o hidrogênio e o cloro; cavidades ou erosão seletiva. Alterações térmicas geram: zona afetada pelo calor; material refundido ou depositado; partículas espirradas ou metal refundido depositado na superfície; material resolidificado. E por último, alterações elétricas introduzem: mudanças de condutividade; mudanças magnéticas; aquecimento ou superaquecimento resistivo (TURKOVICH e FIELD, 1981).

Durante o processo de usinagem, a superfície gerada sofre solicitações mecânicas e térmicas que podem alterar de forma significativa as características da superfície e abaixo da mesma (WHITEHOUSE, 2000). Como resultado, tem-se uma superfície caracterizada por irregularidades geométricas, alterações microestruturais e deformações plásticas na subsuperfície, as quais, por sua vez, podem gerar alterações de propriedades mecânicas do material e tensões residuais (CHE-HARON e JAWAID, 2005; WYATT e BERRY, 2006). Esses defeitos na integridade superficial podem gerar problemas de funcionalidade e comprometer a durabilidade do componente usinado. A resistência à falha de um componente depende muito de sua qualidade superficial (SCHWACH e GUO, 2006; SEEMIKERI et al., 2008).

Trincas geralmente iniciam na superfície do material, devido ao fato de as camadas superficiais estarem expostas às cargas de trabalho, e sua formação e propagação em geral é devida à qualidade superficial gerada durante a usinagem (JAVIDI et al., 2008).

O acabamento sofre a influência de vários parâmetros de usinagem, incluindo a geometria da ferramenta de corte, a geometria da peça, o comportamento dinâmico da máquina-ferramenta, as condições de corte, o material da peça e o material da ferramenta.

O emprego correto dos parâmetros de corte é um fator determinante na formação da textura (rugosidade, ondulações e ranhuras de avanço da ferramenta de corte). Por meio de

uma adequada caracterização da qualidade superficial e da compreensão dos elementos que exercem influência sobre a mesma, é possível melhorar o desempenho dos componentes fabricados, e assim evitarem falhas e reduzir os custos globais de manufatura. (COSTA et al., 2006; FARIAS, 2009; LU, 2008; ZEILMANN et al., 2006).

No entanto, a formação da superfície usinada é complexa e de difícil compreensão, principalmente em condições severas de usinagem, pois se constitui numa função das características físicas e propriedades mecânicas da superfície do material, e da variação desses elementos durante a usinagem (JAVIDI et al., 2008; VASHISTA e PAUL, 2009).

A superfície de uma peça tem dois aspectos importantes que devem ser definidos e controlados. O primeiro aspecto refere-se às irregularidades geométricas na superfície topográfica, e o segundo as alterações metalúrgicas da camada subsuperficial (OLIVEIRA, 2006).

Tais alterações geram diferentes propriedades tecnológicas que exercem grande influência no desempenho de uma peça técnica, principalmente no que diz respeito à sua vida útil (BASAVARAJAPPA et al., 2007).

A intensidade desses efeitos depende da interação da energia mecânica e térmica gerada durante o processo de remoção de material e das propriedades do material da peça de trabalho (ROSARIO, 2006). Essa interação das energias, por sua vez, é influenciada por diversos parâmetros relativos ao processo de usinagem empregado (DABADE, 2007).

Entre as possíveis alterações observadas na camada superficial de peças usinadas estão as mudanças nas propriedades físicas como tensão residual, dureza e microestrutura das camadas superficiais, em decorrência do efeito combinado do calor e da deformação plástica do material sob a ação da ferramenta de corte (STEMMER, 2005; DEVILLEZ et al., 2011; AXINTE e DEWES, 2002).

As alterações provocadas pela usinagem possuem um peso fundamental sobre o desempenho funcional dos componentes usinados (GRIFFITHS, 2001). As elevadas exigências requeridas por diversos componentes mecânicos levam à necessidade de analisar a integridade superficial.

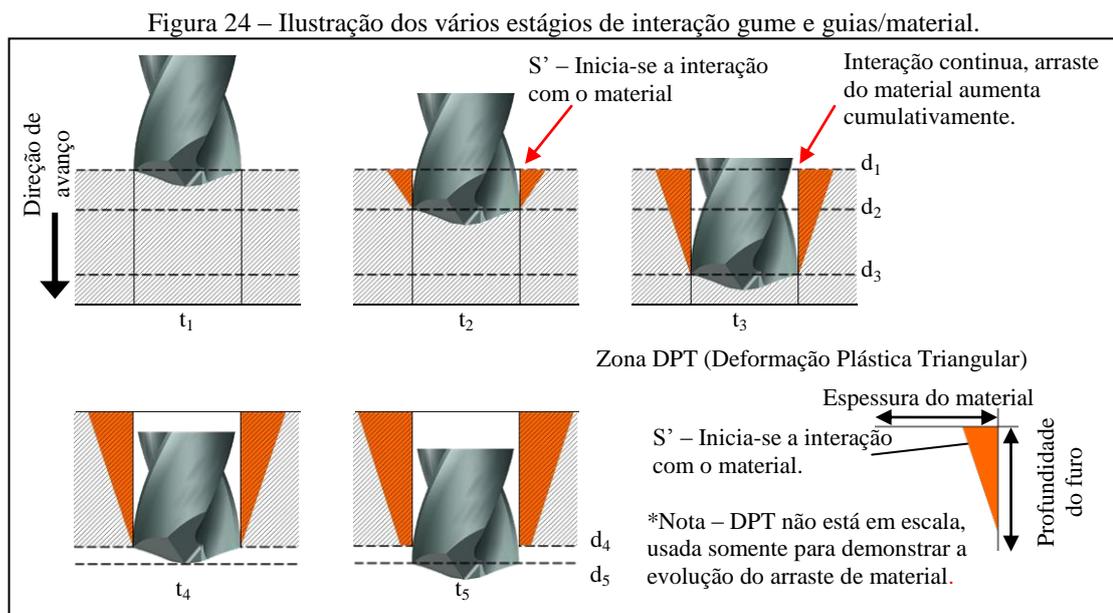
A redução da resistência ao cisalhamento do material, influenciada pelo aumento de temperatura, faz com que as tensões compressivas geradas pelo cisalhamento aumentem. Desse modo, falhas são removidas da superfície usinada (PAWADE, et al., 2007; ULUTAN e ÖZEL, 2011).

A furação é um dos mais importantes processos de manufatura e é, em alguns segmentos industriais a exemplo do aeroespacial, a última operação realizada. Quando

combinada com o fato de que os furos amplificam as tensões em qualquer aplicação, é criada uma demanda significativa por melhores integridades superficiais e segurança na alta produção (SHARMAN et al., 2008).

A integridade superficial na furação, devido às particularidades do processo, é alvo de grandes severidades térmicas e mecânicas. O contínuo atrito da guia da ferramenta sobre a superfície gerada, além do atrito do próprio cavaco confinado entre o canal da ferramenta e o furo, diferenças de velocidades que afetam a distribuição de calor, variações na geometria de corte ao longo do gume que afetam a distribuição das forças, são exemplos das severidades encontradas no processo, que acarretam severos danos superficiais e subsuperficiais (KÖNIG e KLOCKE, 1997).

A fim de avaliar a interação da geometria da ferramenta durante esse processo, Kwong et al. (2009) dividiram o mecanismo de corte na interface guia e quina/material em diferentes estágios ( $t_1 - t_5$ ), conforme ilustra a figura 24.



Fonte: Adaptado de Kwong et al. (2009).

No primeiro estágio da furação, a ponta da ferramenta entra em contato com a superfície da peça e começa a aumentar a área de contato com os gumes principais. Quando os gumes principais entram totalmente na peça no tempo  $t_1$ , a quina da ferramenta começa a interagir com a superfície do material (na profundidade do material  $d_1$ ). Até  $t_1$ , não ocorre deformação radial (arraste de material) causado somente pela quina e guia ( $S'$ ).

No tempo  $t_2$ , a broca progride profundamente na peça e área total de contato entre a guia/quina ( $S'$ ) e a superfície da peça aumenta proporcionalmente com o tempo de corte.

Durante este estágio, a interação guia e quina/peça pode causar deformação do material da superfície no sentido radial (sentido de corte) pelo mecanismo de arraste. A extensão da interação é dependente do tempo em que a guia da ferramenta está em contato com a superfície do material (paredes do furo) e a intensidade do fenômeno de atrito.

Conseqüentemente o material próximo a entrada do furo é exposto por um período mais longo em contato com a guia do que a saída do furo, permitindo maiores acumulações de arraste de material. Desse modo, uma distribuição da "deformação plástica triangular" (DPT) pode ser utilizada para descrever o volume de material arrastado causado pela interação guias (S')/peça a qualquer tempo durante a operação de furação. A extensão do cisalhamento nesta zona pode ser limitada se este exceder um valor crítico, levando à fraturas locais de material.

Com o incremento da profundidade de furação até  $d_3$  no tempo  $t_3$ , a zona de DPT se estende nos sentidos axiais e radiais a uma taxa proporcional ao tempo total de corte, provido que o contato entre as guias e a peça é mantido ao longo da profundidade do furo.

Quando os gumes principais da broca saem da peça no tempo  $t_4$ , a profundidade completa do furo experimenta a interação quina/peça e espera-se que a zona de DPT se estenda através de toda a profundidade do furo.

Durante o período da passagem da ferramenta, no tempo  $t_5$ , o único contato entre a broca e a peça é com a guia e quina, pois os gumes principais já realizaram todo o furo até o fim. Neste tempo, a deformação e geração de calor causando as deformações plásticas persistirem até mesmo após as quinas da broca saírem do furo na profundidade  $d_4$ .

Essas considerações tomadas por Kwong et al. (2009), em comparação aos resultados experimentais obtidos, mostraram-se concordantes na furação de uma liga de níquel CG RR1000 com ferramentas de metal-duro, a uma profundidade equivalente ao diâmetro da ferramenta.

Aliado a isto, a constante necessidade do aprimoramento da integridade superficial e melhor desempenho funcional dos componentes manufaturados vêm agindo como uma força no desenvolvimento de novos métodos de produção e processos de manufatura de alto desempenho.

Hoje, novas capacidades nos processos de usinagem e engenharia de alta produção permitiram a miniaturização da manufatura do componente. Isto por sua vez requer a utilização de técnicas avançadas de caracterização da superfície para ter acesso à natureza das alterações produzidas em pequenas camadas da superfície usinada. Progresso significativo vem sendo realizado na avaliação da integridade superficial em componentes usinados ao longo das últimas décadas (JAWAHIR et al., 2011).

A caracterização das superfícies e subsuperfícies usinadas contam com desde técnicas ópticas (microscopia ótica) até técnicas de caracterização por magnetização (ruído magnético de Barkhausen, inspeção por partículas magnéticas, entre outros), passando por técnicas que utilizam feixe de elétrons (MEV, EDS, difração de raios-X, entre outros) (LUCCA et al., 1998). O quadro 1 apresenta as diferentes técnicas de caracterização da integridade superficial.

Quadro 1 – Diversos tipos de métodos de caracterização da integridade superficial.

<b>Ótica de retroespalhamento</b>	<b>Acústicas</b>
Difração ótica	Emissão acústica de sensoriamento
Interferometria speckle	Microscopia acústica quantitativa
Espalhamento de luz polarizada	Microscopia eletrônica de varredura acústica
Microscopia de luz polarizada	Microscopia fotoacústica
Microscopia de reflexão interna total	Superfície de espalhamento de Brillouin
<b>Fototérmicas</b>	<b>Feixe de elétrons</b>
<b>Espectroscopia Raman</b>	MEV – Microscopia eletrônica de varredura
<b>Varredura por Sonda</b>	XTEM – Microscopia Eletrônica de Transmissão Transversal
Microscopia de força por sonda Kelvin	LEED – Difração de elétrons de baixa energia
Microscopia de força eletrostática	RHEED – Reflexão e difração de elétrons de alta energia
Fotoluminescência de digitalização campo próximo	HREELS – Espectroscopia de perda de energia de elétrons de alta resolução
Microscopia ótica de varredura de campo próximo	<b>Feixe de íons</b>
Microscopia de varredura de capacitância	Espectrometria de retroespalhamento de Rutherford
<b>Espalhamento de raios-X</b>	Canalização de Íons
Difração de raios-X	<b>Espectroscopia de Luminescência</b>
Difração de raios-X de duplo eixo (alta resolução)	Luminescência catódica
Mapeamento recíproco do espaço	Fotoluminescência
Difração de raio-X de triplo eixo	<b>Magnéticas</b>
Topografia de raios-X único cristal	Efeito Barkhausen (RMB)
Topografia de raios-X de duplo eixo	Técnicas micromagnéticas
Topografia de raios-X de triplo eixo	Testes de fuga em campo magnético
Incidência rasante de difração de raios-X	Inspeção magnética de partículas
Incidência rasante topografia de raios-X	<b>Microindentação/Nanoindentação</b>
Incidência rasante refletividade de raios-X	

Fonte: Adaptado de Lucca et al.(1998).

Dentre entre os métodos apresentados, os que encontram maior aplicação são a microscopia ótica, microscopia eletrônica de varredura, ensaios de dureza por micro/nano indentação, ruído magnético de Barkhausen e difração de raios-X.

Sendo assim, de modo a entender melhor a integridade da superfície gerada pelo processo de furação, é necessário então o conhecimento das características superficiais e subsuperficiais de um furo e as técnicas usuais utilizadas para a caracterização do mesmo.

### 2.6.1 Características superficiais

A superfície de um furo, como foi apresentada anteriormente, é resultado dos movimentos combinados de avanço e rotação da ferramenta. No que diz respeito às características superficiais de um furo, cita-se: rugosidade e textura.

Todo objeto é definido por uma ou mais superfícies. Na fabricação de peças não é possível produzir superfícies ideais. As superfícies de uma peça são se observadas ao microscópio, dotadas de regiões com maiores ou menores planicidades. Essas superfícies são definidas como sendo rugosidade da peça, mesmo que, num aspecto macroscópico, pareçam perfeitamente lisas (KÖNIG e KLOCKE, 1997).

O desvio total entre a superfície real e a superfície ideal de projeto é definido como “desvio de forma” que, para uma distinção mais fina é dividido em seis ordens, desde desvios grosseiros até desvios finos, conforme König e Klocke (1997):

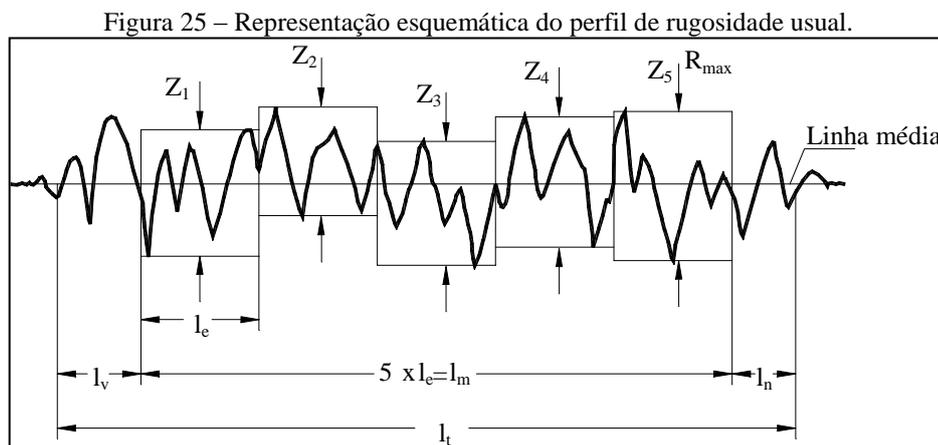
- a) 1ª ordem: Desvio de forma;
- b) 2ª ordem: Ondulações;
- c) 3ª ordem: Ranhuras;
- d) 4ª ordem: Estrias, picos;
- e) 5ª ordem: Estrutura do material; e
- f) 6ª ordem: Estrutura reticulada do material.

Os efeitos de 3, 4 e 5ª ordens caracterizam a rugosidade usinada. É usual, no caso dos processos de usinagem, encontrar a superposição de todas as ordens de efeitos.

A avaliação da rugosidade se dá, usualmente, através de um apalpador mecânico. Este percorre a superfície de amostragem, registrando através de uma ponteira o perfil da superfície. O registro da rugosidade é feito utilizando unidades de comprimento distintas, chamadas *cut-offs*. O comprimento selecionado do *cut-off*, juntamente com várias técnicas de filtros elétricos, permite a medição de cada um dos componentes separadamente (NICOLA, 2008).

Existem inúmeros parâmetros de avaliação da rugosidade, mas é de usual costume escolher 2 a 3 que, dependendo da superfície a ser medida e exatidão, podem apresentar resultados satisfatórios. Segundo a norma DIN 4782, o comprimento de teste  $l_t$  é dividido em 7 comprimentos unitários de medição, sendo que o primeiro  $l_v$  e último  $l_n$  comprimentos são descartados, restando apenas 5 comprimentos unitários de medição  $l_e$  contidos em um comprimento total de medição.

A ABNT utiliza o sistema da linha média M, na qual uma linha imaginária no comprimento total de medição ( $l_m$ ) paralela à direção do perfil é denominada linha média. Esta linha é posicionada de tal maneira que a soma das áreas do perfil acima e abaixo dela seja a mesma (figura 25).



Fonte: Adaptado de König e Klocke (1997).

Os sistemas de medição de rugosidade, baseados no critério da linha média podem ser agrupados em três classes (OLIVEIRA, 2006):

$R_a$ , rugosidade média: é a média aritmética dos valores absolutos das ordenadas de afastamento ( $Y_i$ ), dos pontos do perfil de rugosidade em relação à linha média, dentro do comprimento de medição total ( $l_m$ ).

$R_z$ : corresponde à média aritmética dos cinco valores de rugosidade parcial. Rugosidade parcial ( $Z_i$ ) é a soma dos valores absolutos das ordenadas dos pontos de maior afastamento, acima e abaixo da linha média, existentes no comprimento de amostragem.

$R_y$ : corresponde à distância vertical entre o pico mais alto e vale mais profundo no comprimento de medição unitário ( $l_e$ ). Na Figura 25, pode-se observar o que o pico mais alto está no  $Z_2$  e o vale mais profundo encontra-se no  $Z_5$ . A distância de ambos configura a profundidade total da rugosidade  $R_{m\acute{a}x}$  ou  $R_y$ .

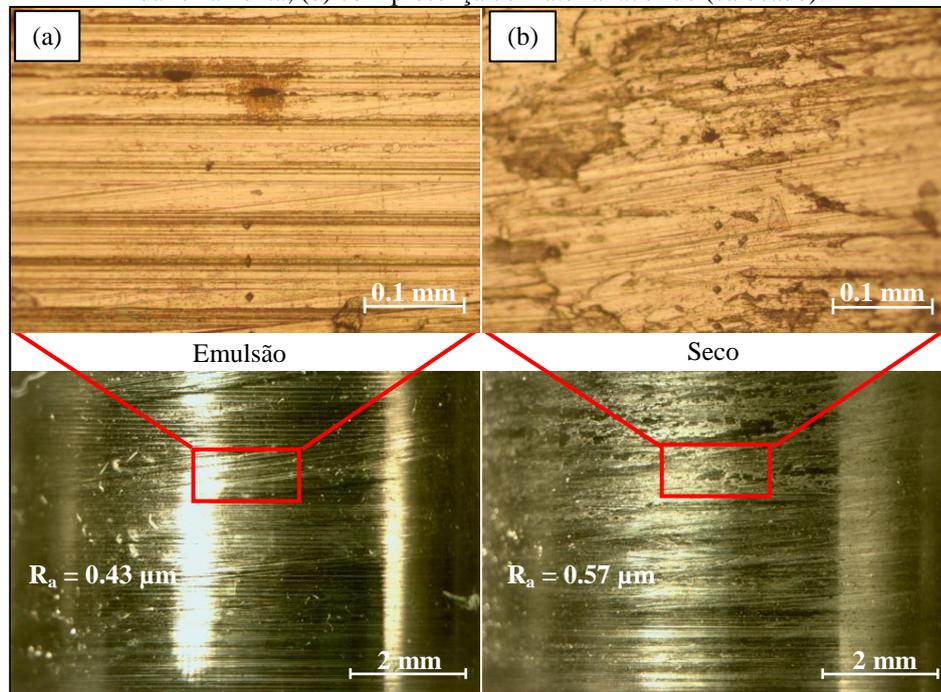
A rugosidade de superfícies usinadas pode ser atribuída a duas causas primordiais: 1) raias ou marcas de avanço, decorrentes da ferramenta; 2) fragmentos do gume postigo aderidos na peça durante o processo de formação do cavaco, também chamado de caldeamento (STEMMER, 2005).

Desse modo, a superfície do furo idealmente apresentaria apenas as marcas bem definidas do gume agindo sobre a superfície, entretanto, devido à interação das guias e

escoamento do cavaco, à rugosidade na furação apresenta-se irregular e com significativa variação em seu perfil.

Associado também a formação do furo, o atrito gerado na interface cavaco/furo é de grande importância para o entendimento no mecanismo de geração de superfícies. Devido à natureza de sua formação e mudanças ao longo da profundidade do furo, os efeitos da condição tribológica do cavaco/parede do furo alteram a superfície formada, de modo a introduzir marcas, material aderido e outras irregularidades. A figura 26 ilustra a superfície de um furo obtido pelo processo de furação.

Figura 26 – Textura de uma superfície obtida pelo processo de furação: (a) com marcas regulares de passagem da ferramenta; (b) com presença de material aderido (caldeado).



Fonte: Adaptado de Zeilmann et al., 2012.

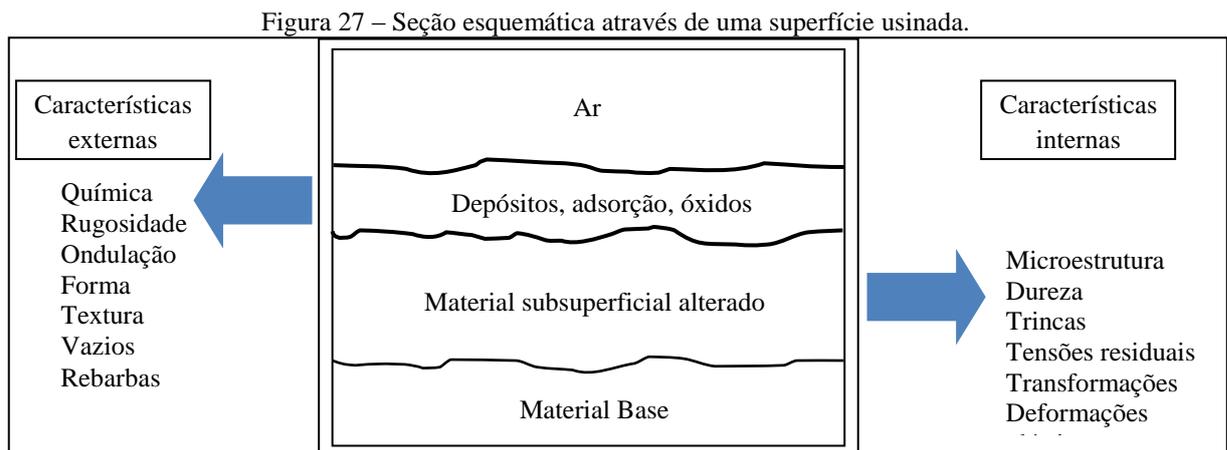
O material aderido sobre a superfície, comumente chamado de caldeamento, é proveniente do escorregamento do cavaco recém cisalhado, que desliza pela região da periferia da ferramenta (quina) em vez da face (NICOLA et al., 2010). Esse material, devido às altas temperaturas na furação, é plastificado sobre a superfície, gerando um aspecto escamado/deformado. De acordo com as propriedades dos materiais usinados, a adesão deste material pode vir a influenciar a integridade superficial do furo usinado.

### 2.6.2 Características subsuperficiais

O conhecimento da camada abaixo da superfície é de grande importância na manufatura, visto que pode afetar diretamente a vida do componente em serviço. O material processado sofre efeitos adversos, ao qual alteram suas características.

Usualmente, as alterações são de origens mecânicas, térmicas, químicas, elétricas ou metalúrgicas. Como alterações citam-se: deformações plásticas, alterações de dureza na borda do material usinado, transformações de fase, tensões residuais, zonas afetadas termicamente, entre outros.

Griffiths (2001) denominou as zonas ou regiões afetadas pelos processos de usinagem de zonas de material alterado ZMA, ou *altered material zones AMZ*. A superfície obtida pode ser então definida e dividida em três regiões distintas, conforme ilustra a figura 27.



Fonte: Adaptado de Griffiths (2001).

Por motivos de complexidade, serão abordados apenas as principais características subsuperficiais avaliadas nos processos de usinagem: deformações plásticas, perfil de dureza e tensões residuais; relatadas em função da grande aplicabilidade e facilidade de interpretação frente aos fenômenos existentes na usinagem. Além disso, serão abordados os métodos de avaliação mais usuais, como a microscopia ótica e dureza por micro/nanoindentação .

#### 2.6.2.1 Deformações plásticas

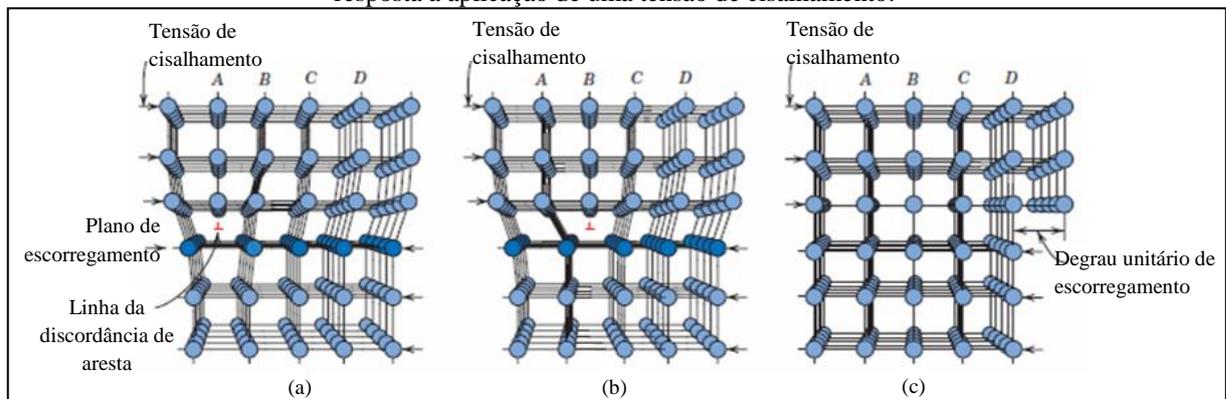
A maior ameaça à integridade superficial vem das deformações plásticas do material durante o processo de usinagem, e, portanto é essencial o estudo dos efeitos dessas deformações. Sabe-se que essas deformações são causadas e/ou auxiliadas por muitos

aspectos tais como parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço, profundidade de corte), parâmetros de ferramenta (ângulo folga, raio do gume, forma, revestimento, desgaste), e características do material (material, tamanho de grão) (ULUTAN e ÖZEL, 2011).

A estrutura cristalina do material, o tamanho de grão, a composição química, as inclusões e as impurezas são os principais parâmetros de influência na resposta de deformação. Esta resposta se manifesta no movimento de deslocamento subsuperficial. O deslocamento interage com todos os tipos de defeitos, contornos de grão e vazios. Esses mecanismos constituem a base para o entendimento do endurecimento por deformação e fratura na maioria dos materiais (DEONÍSIO, 2004).

Considerando os diversos tipos de discordâncias encontrados no material, a deformação plástica corresponde ao movimento de grandes números de discordâncias. Quando a tensão de cisalhamento é aplicada conforme indicado (figura 28a), o plano A é forçado para a direita; isso, por sua vez, empurra as partes superiores dos planos B, C, D, e assim por diante, nessa mesma direção.

Figura 28 – Rearranjos atômicos que acompanham uma discordância de aresta à medida que ela se move em resposta a aplicação de uma tensão de cisalhamento.



Fonte: Callister (2008).

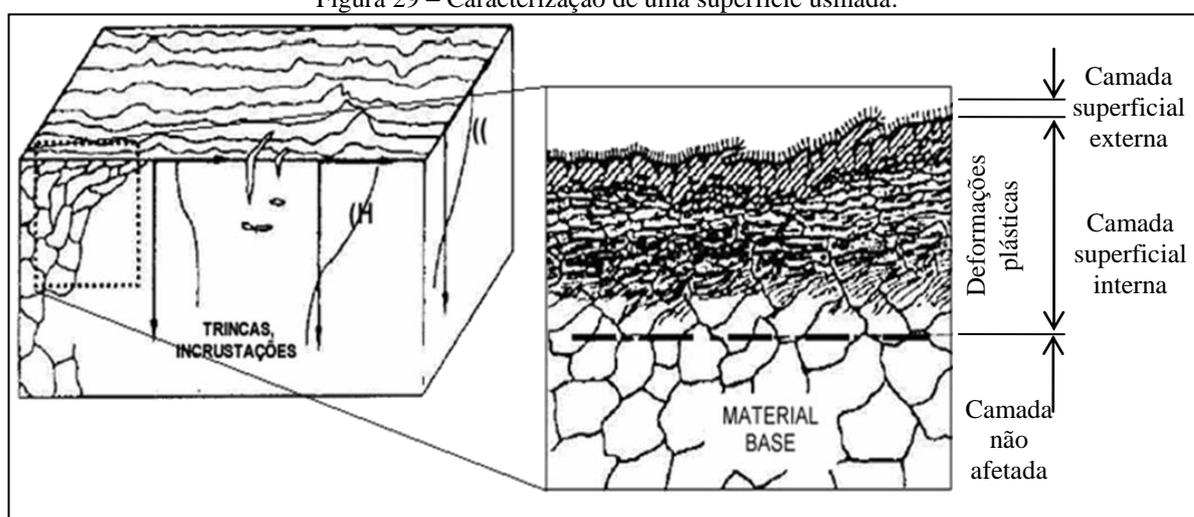
Se a tensão de cisalhamento aplicada possui magnitude suficiente, as ligações interatômicas do plano B são rompidas ao longo do plano de cisalhamento e a metade superior do plano B se torna o semi-plano adicional, à medida que o plano A se liga com a metade inferior do plano B (figura 28b). Esse processo se repete subsequentemente para outros planos, de tal modo que o semi-plano adicional, mediante degraus discretos, se move da esquerda para a direita por meio de sucessivas e repetidas quebras de ligações e deslocamentos de semi-planos superiores através de distâncias interatômicas. Antes e após o movimento de uma discordância através de alguma região específica do cristal, o arranjo

atômico encontra-se ordenado e perfeito; é tão somente durante a passagem do semi-plano adicional que a estrutura da rede é rompida (CALLISTER, 2008).

Em usinagem, a tensão de cisalhamento é aplicada pela cunha de corte durante o cisalhamento do material sob a forma de cavaco, dando origem, às deformações sob a superfície usinada.

As deformações plásticas, desse modo, são decorrentes de todos os processos de fabricação na qual haja contato mecânico entre a peça e a ferramenta. A figura 29 representa a superfície usinada e o seu efeito sobre a superfície e subsuperfície.

Figura 29 – Caracterização de uma superfície usinada.



Fonte: Adaptado de Bethke (1995).

Distinguem-se três principais regiões: camada superficial externa, como o próprio nome diz é a superfície externa, resultado aparente da usinagem e que representa a textura e rugosidade do material usinado; camada superficial interna, região onde se observa deformações plásticas decorrentes do movimento de corte promovido pela ferramenta; e camada não afetada, representando o material base, o qual não sofreu ação do processo, retendo as propriedades originais do material antes da usinagem.

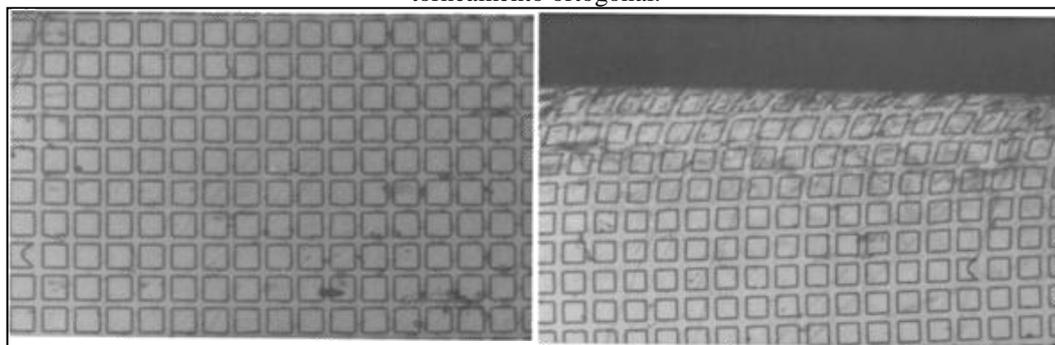
Se a deformação por cisalhamento da superfície é severa, os grãos adjacentes à superfície podem se tornar fragmentados até uma extensão na qual nenhuma estrutura pode ser determinada, chamada de camada branca por deformação plástica. Se a deformação proceder, podem ocorrer trincas (GRIFFITHS, 2001).

No processo de corte dos metais ocorre uma série de deformações plásticas não homogêneas na superfície usinada que originam tensões residuais. As deformações plásticas são causadas pelos efeitos térmicos e pelos esforços mecânicos da ferramenta de corte agindo

sobre o material. Desta forma, a deformação plástica se deve a dois eventos: um mecânico, que gera tensões residuais de compressão, e um térmico, que gera tensão residual de tração (ARUNACHALAM et al., 2004; WEINERT, 1999; ULUTAN e OZEL, 2011).

Sadat et al. (1991) demonstraram, através de análises experimentais e numéricas, o fenômeno de deformação plástica no torneamento ortogonal. Em seus experimentos, os autores usinaram uma malha, com forma e geometrias precisas, radialmente em um corpo de prova cilíndrico, pelo processo de usinagem a jato de água e submeteram essa superfície ao processo de torneamento. O resultado foi a deformação da malha, que pode ser observada na figura 30.

Figura 30 – Estrutura metálica com destaque da malha: antes (esquerda) e após (direita) o processo de torneamento ortogonal.



Fonte: Sadat et al. (1991).

As ocorrências de deformações plásticas não são geralmente consideradas um problema de integridade superficial. São difíceis de mensurar e observar visto que ocorrem principalmente na subsuperfície do material num período curto de tempo e um espaço estreito do material da peça. O principal efeito das deformações plásticas é o endurecimento da superfície da peça por encruamento em decorrência das severidades térmicas e mecânicas influentes no processo (ULUTAN e OZEL, 2011).

A análise mediante microscopia óptica é um meio importante e econômico para fazer uma rápida avaliação da subsuperfície dos componentes usinados, na tentativa de caracterizar as mudanças que ocorrem na microestrutura do material (ROSARIO, 2006).

Além da microscopia óptica, é necessário o emprego de outras técnicas especiais para estudar alguns dos fenômenos que acontecem numa camada subsuperficial, dentro das quais podem ser mencionadas a microscopia eletrônica de varredura (MEV) e a microscopia por força atômica (camadas nanométricas abaixo da superfície) (ROSARIO, 2006).

Os métodos por microscopia envolvem freqüentemente, o seccionamento transversal à superfície a ser avaliada, muitas vezes impactando na perda do componente. A visualização só

pode ser realizada de acordo com a preparação metalográfica da superfície, com preparação das amostras e ataque químico a fim de revelar a microestrutura.

A avaliação da profundidade das deformações é feita de maneira visual e empírica, não seguindo nenhuma norma padrão de avaliação.

#### 2.6.2.2 Perfil de dureza

Dureza é a medida da resistência de um material a uma deformação plástica localizada (por exemplo, uma pequena impressão ou risco). Os primeiros ensaios de dureza eram baseados em minerais naturais, com escala construída unicamente em função da habilidade de um material em riscar outro mais macio (CALLISTER, 2008).

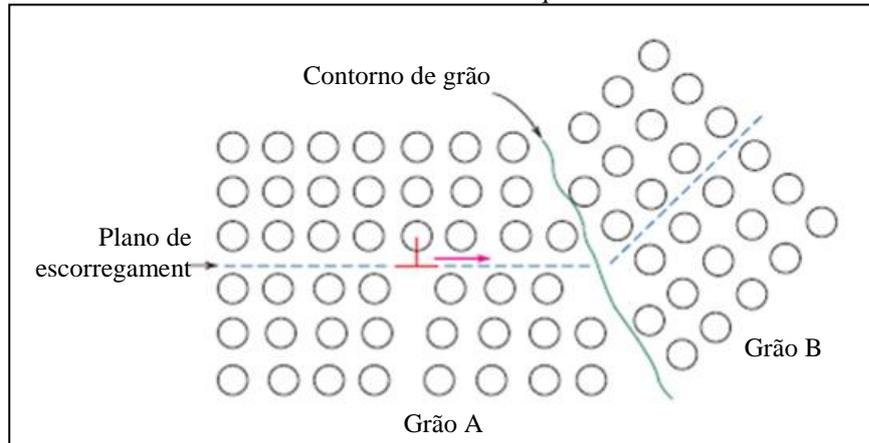
O material, de forma macro, possui um perfil de dureza uniforme e homogêneo, e em escalas microscópicas, a dureza do material varia de acordo com a fase em avaliação. Entretanto, no o processo de usinagem, altera-se o perfil usual da dureza do material.

A dureza do material após a usinagem foi verificada como sendo maior na superfície do material do que através da profundidade do mesmo, onde o calor e efeitos de tensões são neutralizados no material base. Isto é uma evidência do encruamento durante a usinagem e uma camada compressiva (ULUTAN e OZEL, 2011).

As alterações do perfil de dureza provenientes da modificação das propriedades e características da superfície usinada são utilizadas para caracterizar alterações na integridade.

Usualmente, os fenômenos encarregados por esta alteração de dureza estão relacionados ao encruamento do material ou à mecanismos de aumento de resistência pela redução de tamanho de grão. O encruamento é o fenômeno pelo qual um metal dúctil se torna mais duro e mais resistente quando ele é submetido a uma deformação plástica. De modo contrário, os efeitos de recuperação, recristalização e crescimento de grão agem de forma a reduzir a resistência do material. O tamanho dos grãos, ou diâmetro médio do grão, em um metal policristalino influencia as suas propriedades mecânicas (CALLISTER, 2008). A figura 31 ilustra o mecanismo de aumento de dureza por deformação plástica.

Figura 31 – Movimento de uma discordância à medida que ela encontra um contorno de grão.



Fonte: Callister (2008).

Durante a deformação plástica, o escorregamento ou movimento de discordâncias deve ter lugar através desse contorno comum, digamos, do grão A para o grão B. O contorno do grão atua como uma barreira ao movimento das discordâncias devido a dois motivos: 1º) como os dois grãos possuem diferenças de orientações, uma discordância que passa do grão A para dentro do grão B terá que alterar a sua direção de movimento; 2º) a desordenação atômica dentro de um contorno de grão vai resultar em uma descontinuação de planos de escorregamento de um grão para outro. Conseqüentemente, a distância média de separação entre as discordâncias diminui — as discordâncias são posicionadas mais próximas umas das outras. Na média, as interações de deformação discordâncias-discordâncias são repulsivas. O resultado líquido ou global é tal que o movimento de uma discordância é dificultado pela presença de outras discordâncias (CALLISTER, 2008).

A avaliação do perfil de dureza se dá através de ensaios de dureza, geralmente com indentadores de dimensões micrométricas, mas existem ainda ensaios com indentadores nanométricos, que visam melhor caracterizar o perfil de dureza do material.

Geralmente um teste de dureza consiste em pressionar um indentador de geometria e propriedades mecânicas conhecidas no material de teste. A dureza do material é quantificada usando uma variedade de escalas que direta ou indiretamente indicam a pressão de contato envolvida na deformação da superfície de teste (ASM, 2004a).

Os indentadores podem ser: esféricos (Brinell), piramidais (Vickers e Knoop) ou cônicos (Rockwell). Nos testes Brinell, Vickers e Knoop, a dureza é um valor da carga suportada pela unidade de área da indentação, expressada em kilogramas por milímetro quadrado (kgf/mm<sup>2</sup>). Nos testes Rockwell, a profundidade da indentação a uma carga

prescrita é determinada e convertida para um número de dureza (sem unidades de medida), que é inversamente proporcional a profundidade (ASM, 2004a).

### 2.6.2.3 Tensões residuais

Qualquer processo de usinagem induz, além de alterações morfológicas e estruturais, tensões residuais na superfície e subsuperfície do material usinado que, dependendo de sua magnitude e sinal, podem ser benéficas ou prejudiciais para a vida em serviço da peça usinada. As tensões residuais são geradas pela combinação dos fatores térmicos e mecânicos (NAVAS et. al, 2008).

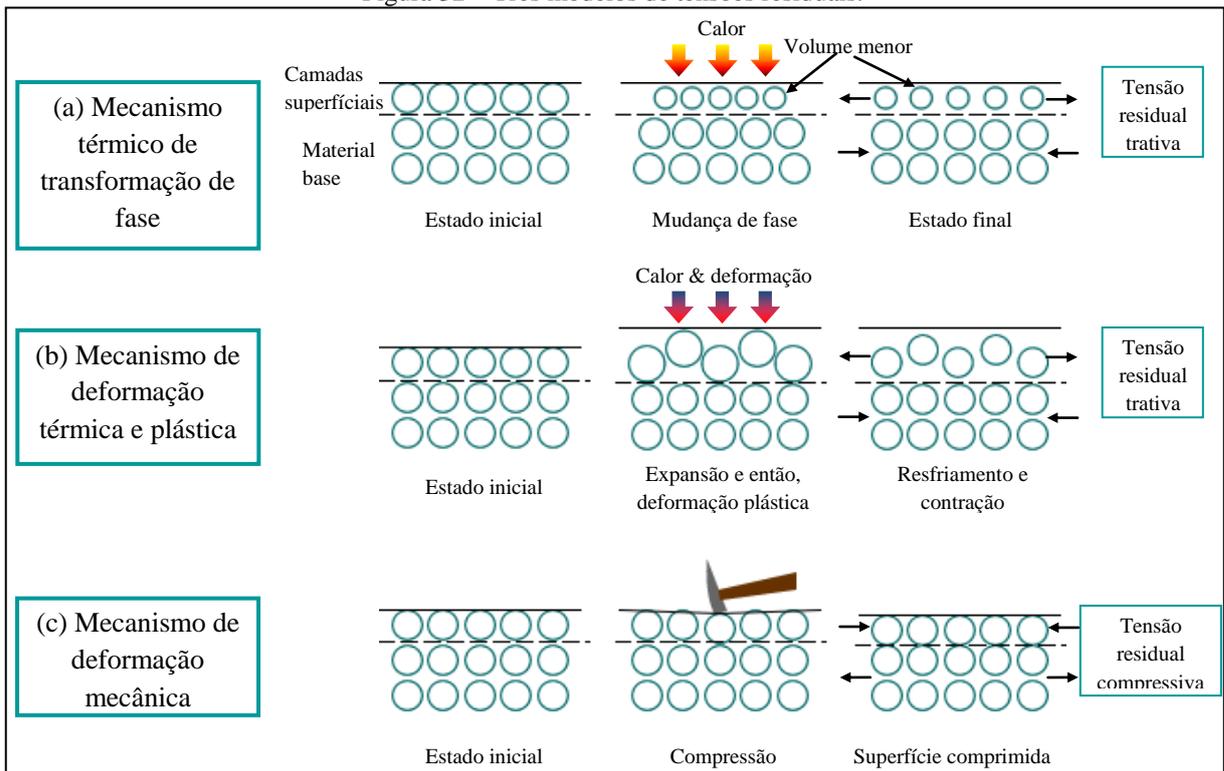
Tensões residuais são classificadas em três tipos: macroscópicas (1ª ordem), pseudo-macroscópicas (2ª ordem) e microscópicas (3ª ordem). Macrotensões são homogêneas no volume de vários grãos e causam deformações uniformes apreciáveis da rede cristalina na região em que atuam. Em geral são as que despertam maiores interesses aos problemas relacionados com a engenharia, em função de sua ação sobre os materiais. Atuam na escala de alguns tamanhos de grãos (NAVAS et al., 2008; DEONÍSIO, 2004).

Mecanismos de geração de tensões residuais podem ser, de forma simplista, representados por três modelos: transformações térmicas de fase, deformações plásticas mecânicas/térmicas e transformações plásticas mecânicas, que podem ser observados na figura 32. Esses mecanismos ajudam na compreensão das alterações subsuperficiais.

No primeiro modelo, figura 32a, a tensão residual é causada por uma mudança de volume. Se a mudança de fase causa uma diminuição no volume, como mostrado, a camada superficial quer contrair, entretanto, o material base subjacente resiste a este efeito. O resultado é que a superfície fica sobre tensão. Este exemplo produz tensões residuais trativas.

Caso contrário, se a transformação de fase causa um aumento de volume, a tensão residual será compressiva. Este é o caso de tratamentos térmicos convencionais em aços. No segundo modelo, figura 32b, o evento unitário calor causa expansão da camada superficial e esta expansão é aliviada (enquanto o calor é mantido) por fluxo plástico, o qual é restrito à camada superficial. Quando o calor é removido, a camada superficial contrai, resultando em uma tensão residual trativa. No terceiro modelo, figura 32c, a tensão residual é compressiva porque a camada superficial é compactada por alguma forma de ação mecânica. Não há nenhum efeito de calor (GRIFFITHS, 2001).

Figura 32 – Três modelos de tensões residuais.



Fonte: Adaptado de Griffiths (2001).

Desse modo, deformações plásticas induzem uma tensão residual compressiva em uma superfície usinada, juntamente com tensões trativas no interior do material. É a tensão compressiva na superfície que previne iniciação e propagação de trincas (SONG, 2010).

## 3 METODOLOGIA

### 3.1 Introdução

Neste capítulo são apresentadas as metodologias experimentais realizadas, planejamento, equipamentos, ferramentas e materiais utilizados, além dos procedimentos para a avaliação dos resultados.

### 3.2 Planejamento experimental

Para a avaliação de superfícies produzidas pelo processo de furação nas diferentes condições propostas, os ensaios foram definidos para a realização de furos com quatro condições das ferramentas, com variação da meso e microgeometrias, realizadas sob um corpo de prova com dimensões definidas.,

#### 3.2.1 Variáveis de entrada

Na furação, o número de variáveis que influencia o processo é muito grande. Desse modo, como o objetivo do trabalho foi a compreensão e caracterização da integridade da superfície e efeito da meso e microgeometria das ferramentas, foram mantidos alguns parâmetros tecnológicos constantes. A velocidade de corte e avanço foi mantida constante, com valores de  $v_c = 40$  m/min e  $f = 0,10$  mm.

Os furos foram realizados em um corpo de prova fixado a  $0^\circ$  em relação à mesa da máquina, em uma morsa.

Duas condições de aplicação de fluídos lubrificador-refrigerantes foram utilizadas: seco e fluído em abundância (emulsão), a fim de observar o efeito da redução da temperatura sobre a integridade.

Os furos foram realizados em cheio, sem utilização de qualquer pré-furo, a fim de obter os efeitos de todo o processo sobre a integridade da superfície; furação direta, sem a realização de qualquer tipo de ciclo quebra cavaco ou similar, tendo em vista que o recuo da ferramenta durante o ciclo poderia de alguma maneira interferir na superfície gerada.

A profundidade dos furos foi de 25,5 mm (3 x diâmetro da ferramenta = 8,5 mm), e de acordo com a geometria do corpo de prova, é considerado não passante (furação cega). A

distância entre furos foi de 25,5 mm (3 x diâmetro da ferramenta). Foram utilizados dois corpos de prova, um para cada etapa dos ensaios.

Foram ensaiadas quatro condições da meso e microgeometria das brocas:

- a) ferramenta com a geometria original de fábrica (codificação OF);
- b) afiação da ferramenta original de fábrica, segundo a norma DIN 6537K (codificação RE);
- c) afiação da ferramenta mais o processo de polimento com esponja com cerdas abrasivas (codificação POL); e
- d) afiação conforme a norma mais aplicação do processo de acabamento por arraste (codificação AA).

Em função da limitação do número de ferramentas, os ensaios foram divididos em duas etapas: I, que contemplava a utilização das ferramentas nas condições OF e POL; e II, que contemplava a utilização das ferramentas nas condições RE e AA. A tabela 1 relaciona a condição da geometria da ferramenta e condição de aplicação do fluido de corte com a etapa do ensaio.

Tabela 1 - Relação dos furos com as condições ensaiadas.

Furo	Broca	Geometria	Fluído	Etapa I (OF e POL)	Etapa II (RE e AA)
1	a*	OF	seco	ok	-
2	a*	OF	seco	ok	-
3	b	POL	seco	ok	-
4	c	POL	seco	ok	-
5	d	POL	emulsão	ok	-
6	e	POL	emulsão	ok	-
7	f**	OF	emulsão	ok	-
8	f**	OF	emulsão	ok	-
9	g	AA	seco	-	ok
10	h	RE	seco	-	ok
11	i	RE	seco	-	ok
12	j	AA	seco	-	ok
13	k	AA	emulsão	-	ok
14	l	AA	emulsão	-	ok
15	m	RE	emulsão	-	ok
16	n	RE	emulsão	-	ok

\*: mesma ferramenta utilizada para realização da réplica dos furos

\*\* : mesma ferramenta utilizada para realização da réplica dos furos

Fonte: O autor.

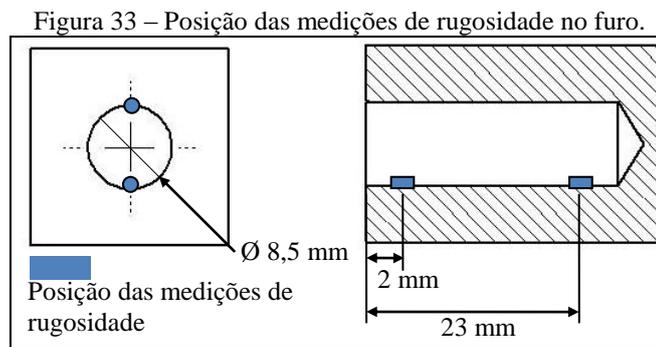
### 3.2.2 Variáveis de saída

Como variável dependente do processo, foi utilizado o critério da integridade superficial, avaliada através da medição da camada afetada, dureza por microindentação,

rugosidade e textura. Além desses parâmetros, como variável auxiliar foi medida durante a realização dos furos as temperaturas na parede do furo.

Os parâmetros de rugosidade e textura avaliados foram  $R_a$ ,  $R_z$  e  $R_{z1max} = R_y$ , segundo a norma ISO 1997, mensurados no início e fim do furo, a uma distância de aproximadamente 2 mm e 23 mm, equivalendo a 10 e 90% da profundidade total, a fim de evitar os efeitos de acelerações e desacelerações providos pela máquina-ferramenta. Além disso, os valores foram mensurados para duas posições radiais no furo, 0 e 180° (figura 33).

De acordo com os ensaios realizados no Grupo de Usinagem da Universidade de Caxias do Sul, os valores de rugosidade obtidos anteriormente para as ferramentas na condição conforme recebido do fabricante, aproximaram-se de  $R_a = 2 \mu\text{m}$ , desse modo, escolheu-se como parâmetro de medição *cut-off* = 0,8 mm, com 5 intervalos de medição.



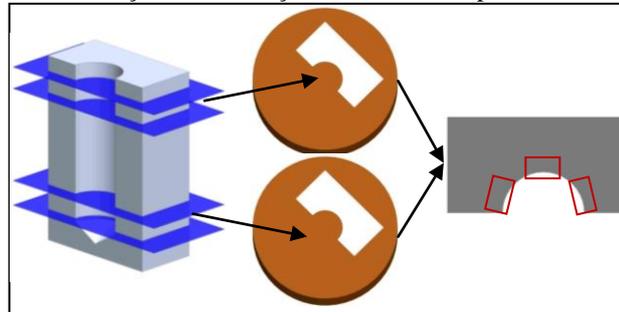
A microestrutura do material foi avaliada conforme as posições definidas anteriormente para a rugosidade, com a preparação das amostras (embutimento, lixamento e polimento), com posterior ataque com reagente de Teepol, por um tempo de 3 minutos, e visualização por microscopia ótica. Foi verificada a presença de deformações plásticas, sendo mensurados três parâmetros de espessura das alterações:  $AL_a$ ,  $AL_z$  e  $AL_y$ . Esses parâmetros indicam respectivamente a camada afetada média, camada afetada média dos cinco valores máximos e camada afetada máxima, que podem ser correlacionadas com os parâmetros de rugosidade:  $R_a$ ,  $R_z$  e  $R_y$ .

Em conjunto a avaliação metalográfica, foi caracterizado o perfil de dureza por microindentação. Os valores de dureza foram mensurados seguindo a norma NBR NM ISO 6507-1, até obter-se um perfil homogêneo e em acordo com a dureza do material base.

Tanto a microestrutura quanto a dureza do material foram avaliadas na seção transversal do furo, em três posições ao longo da borda do mesmo, através do seccionamento da superfície furada, com a utilização de um disco circular de corte. Considera-se, com base

em análises anteriores, que o efeito do disco de corte sobre a microestrutura é ínfimo, sendo desconsiderado na medição. A figura 34 ilustra esquematicamente as distintas posições e regiões das análises de camada afetada.

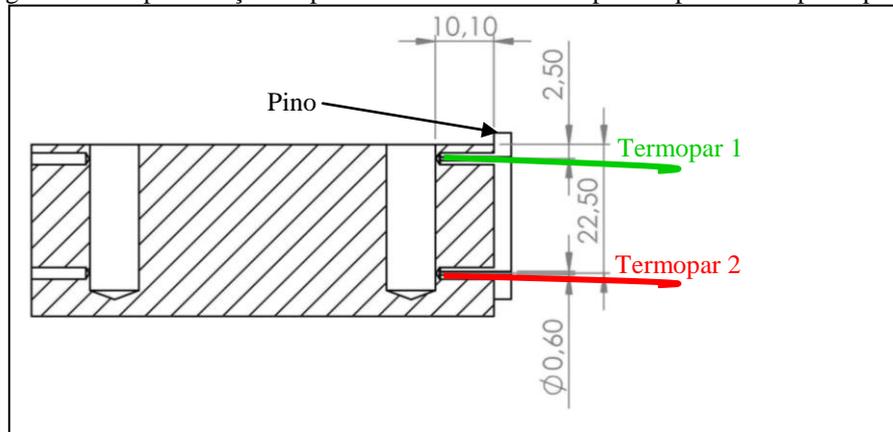
Figura 34 – Posições de avaliação das amostras após seccionamento.



Fonte: O autor.

Para as medições de temperatura, dois termopares tipo K foram utilizados, posicionados a uma distância de 0,10 mm da parede do furo, nas posições ilustradas pela figura 35. Os termopares foram fixos ao corpo de prova utilizando um pino bipartido, obtido através do processo de prototipagem rápida.

Figura 35 – Representação do posicionamento dos termopares e pino no corpo de prova.



Fonte: O autor.

### 3.2.3 Corpos de prova

O material do corpo de prova utilizado foi o aço ABNT P20, muito utilizado nas indústrias de moldes e matrizes de injeção de plásticos. O material foi temperado e revenido a uma temperatura de aproximadamente 600 °C. Tabela 2 ilustra a composição química do aço de acordo com a análise de espectrometria.

Tabela 2– Composição química do aço a ser utilizado nos ensaios.

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al
0,458	0,333	1,953	0,023	0,010	1,844	0,231	0,708	0,001
Co	Cu	Nb	Ti	V	W	Sn	Fe	
0,100	0,010	0,059	0,001	0,010	0,031	0,009	94,219	

Fonte: LAUDO TÉCNICO UCS (2012).

A dureza do material, medida em quatro faces distintas e conforme a norma NBR NM ISO 6508-1/09, apresenta valores conforme a tabela 3.

O corpo de prova possui dimensões de 120 mm x 80 mm x 30 mm, com faces retificadas para garantir um melhor posicionamento e planicidade na fixação na máquina ferramenta. Esse aço apresenta uma estrutura martensítica revenida, com algumas regiões de ferrita e cementita esferoidal.

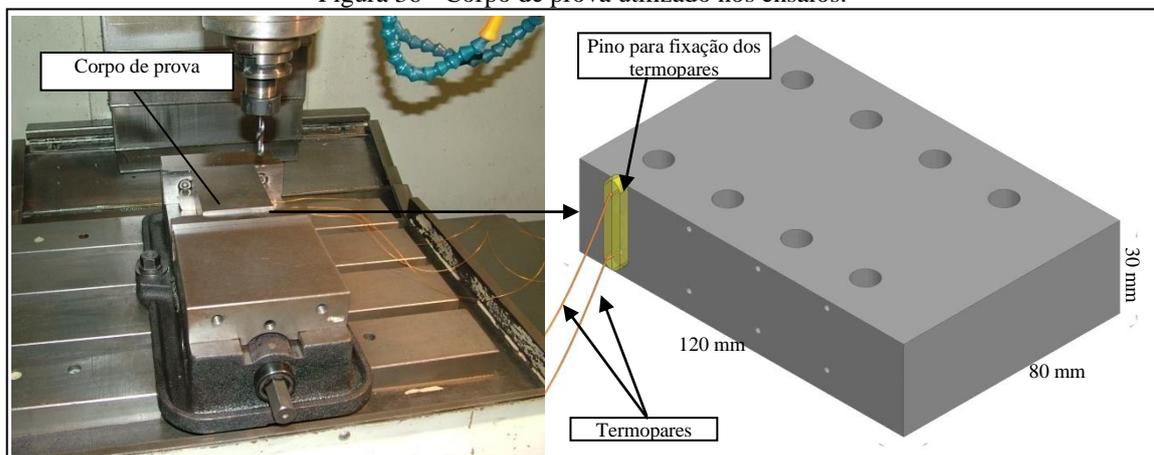
Tabela 3 – Dureza por macroindentação do aço utilizado nos ensaios.

	Dureza [HRc]				
	1	2	3	4	5
Face 1	36	37	36	37	36
Face 2	36	36	36	35	36
Face 3	36	36	35	36	35
Face 4	36	35	36	35	36
Média	35,85				
Desvio padrão	0,59				
Incerteza	0,13				

Fonte: LAUDO TÉCNICO UCS (2012).

As inclusões são do tipo globular de óxidos, com tamanhos entre 8 e 12  $\mu\text{m}$ , conforme Metals Handbook (2004). O ANEXO A apresenta o laudo técnico do material. O corpo de prova foi fixo na morsa da máquina, estando paralelo com a mesma, conforme a figura 36.

Figura 36 - Corpo de prova utilizado nos ensaios.



Fonte: O autor.

### 3.2.4 Equipamentos

A máquina usada nos experimentos é um centro de usinagem CNC marca Dyna Myte, modelo DM 4500, com uma potência de 4,5 kW e rotação máxima no eixo árvore de 6000 rpm. A máquina-ferramenta situa-se no bloco D, no centro integrado de manufatura CIM, nas dependências da Universidade de Caxias do Sul.

Para as análises de rugosidade foi utilizado um rugosímetro portátil da marca Mitutoyo, modelo SJ-301, com capacidade para aquisição e construção do perfil de rugosidade gerado e resolução de 0,01  $\mu\text{m}$  e raio da ponta do apalpador de diamante (*stylus*) de 5  $\mu\text{m}$  e conicidade de 90°.

A imagem da textura foi obtida com auxílio de um estereoscópio binocular de medição universal, da marca Entex, modelo TNE-10B, com ampliações variando de 5 a 90x, com uma câmera CCD acoplada e software em conjunto a um computador, para aquisição de imagens.

As imagens metalográficas foram obtidas com auxílio de um microscópio ótico, da marca Nikon com câmera CCD, modelo Epiphot 200, com ampliações máximas de 1000x e as medições de deformação foram mensuradas com o auxílio do *software* Imagine.

As medições de dureza por microindentação foram realizados com auxílio de um microdurômetro, da marca Shimadzu Mitutoyo, modelo HMV-2, cargas de 0,025 kgf. As distâncias entre indentações e a partir da borda da amostra foram de 20  $\mu\text{m}$ , segundo a norma NBR NM ISO 6507-1.

A caracterização das ferramentas após a aplicação da preparação dos gumes de ferramentas foi realizada com o auxílio de microscópio eletrônico de varredura, marca Shimadzu Mitutoyo, modelo SSX-550 e do estereoscópio binocular, da marca Entex, modelo TNE-10B.

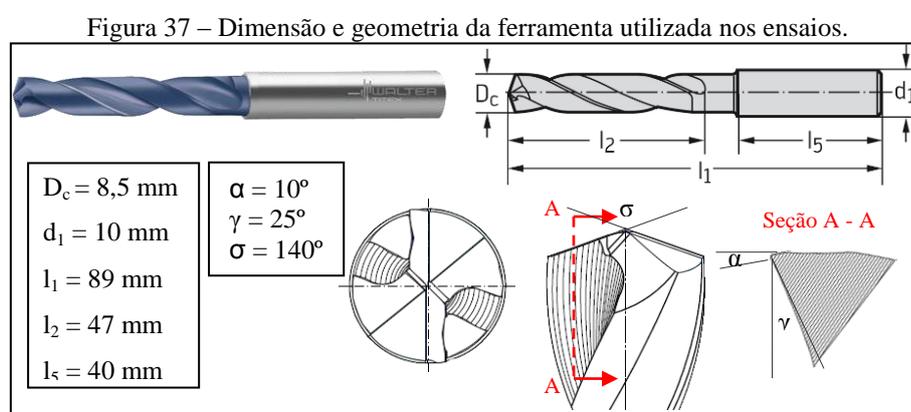
Para as medições de temperatura, foram usados dois sensores termopares tipo K (cromel-alumel,  $d = 0,60 \text{ mm}$ ), em conjunto com o condicionador A/D Scanner 5100, da marca Vishay Micro-Measurments, 15 bits de resolução, e o *software* System 5000, com 5 canais para termopares dos tipos J, K, T, E, R, S, e B, resolução de 2,5  $\mu\text{V}$ , *range*  $\pm 81,9 \text{ mV}$ . A estabilidade da temperatura do sistema é atingida após 30 minutos de aquecimento e equilíbrio térmico, segundo o manual do fabricante. O software trabalha com 10 Hz de taxa de amostragem.

O processo de acabamento por arraste foi realizada em uma máquina OTEC, modelo DF-3 Tool, em parceria com a empresa WM Tools.

Todos os equipamentos aqui referenciados podem ser observados no ANEXO B.

### 3.2.5 Ferramentas

As brocas de metal-duro, devido à sua grande aplicação na indústria, além de seu elevado controle de fabricação, foram escolhidas como ferramenta para os ensaios e foram fornecidas pela empresa Walter Titec AG. A geometria segue a norma DIN 6537K, diâmetro de 8,5 mm, substrato de classe K30F, revestimento de TiAlN, código do fabricante: A3265TFL ALPHA 2. A ferramenta possui diâmetro da haste de 10 mm. A figura 37 ilustra as especificações do fabricante.



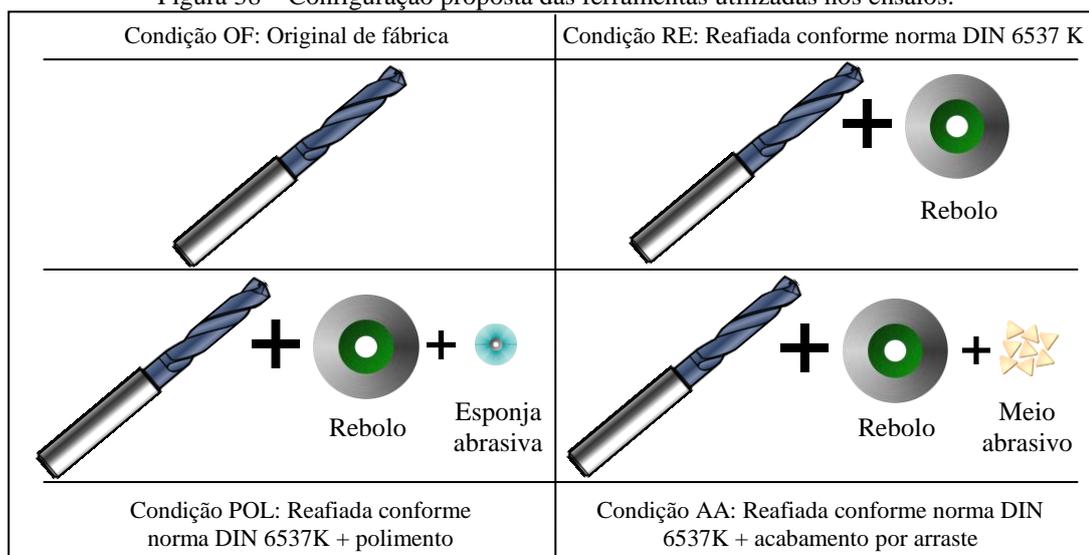
Fonte: Adaptado de Walter (2012).

Como referido anteriormente, foram obtidas quatro configurações para as ferramentas: afiação da ferramenta, seguindo as especificações da norma DIN 6537K; afiação segundo a norma com adição do processo de acabamento por arraste, visando obtenção de raio na região do gume da ferramenta; afiação segundo a norma com aplicação de polimento com esponja com filamentos abrasivos, a fim de reduzir a rugosidade na superfície de saída do cavaco (face) e superfície em contato com a parede do furo (quina e guia); e ferramenta original de fábrica. Figura 38 ilustra a visualização esquemática das configurações propostas.

A ferramenta original é caracterizada por arredondamento no gume principal, transversal e quina, condição padrão da broca comercial. Com a reafiação das mesmas, o topo da ferramenta foi refeito, tendo os arredondamentos dos gumes e quina removidos, obtendo assim uma geometria teoricamente afiada.

O tratamento de polimento na face da ferramenta agiu de modo a suavizar a superfície, além de ligeiramente arredondar a guia e gume da ferramenta. Por outro lado, o tratamento de acabamento por arraste, agiu de modo a arredondar o gume principal e transversal, quina, guia e ligeiramente suavizou a face da ferramenta.

Figura 38 – Configuração proposta das ferramentas utilizadas nos ensaios.



Fonte: O autor.

A afiação foi realizada em parceria com a empresa WM Tools, na retifica CNC Walter AG-D72072 Helitronic Power Re grinder, específica para trabalhos de reafiação.

### 3.2.5.1 Processo de acabamento por arraste

O processo de acabamento por arraste foi realizado em parceria com a empresa WM Tools, logo após a reafiação das mesmas. Mesmo em vista das diferentes resistências ao desgaste, providas pelo flanco (não revestido) e face (revestido), podem alterar a mesogeometria final da ferramenta, o acabamento por arraste das ferramentas foi realizado com as ferramentas ainda possuindo revestimento na região da face, devido às limitações de processo.

No arredondamento de raio, foi utilizado um meio abrasivo, fornecido pela OTEC e cuja composição não é revelada pela empresa. A figura 72 ilustra as ferramentas em processo.

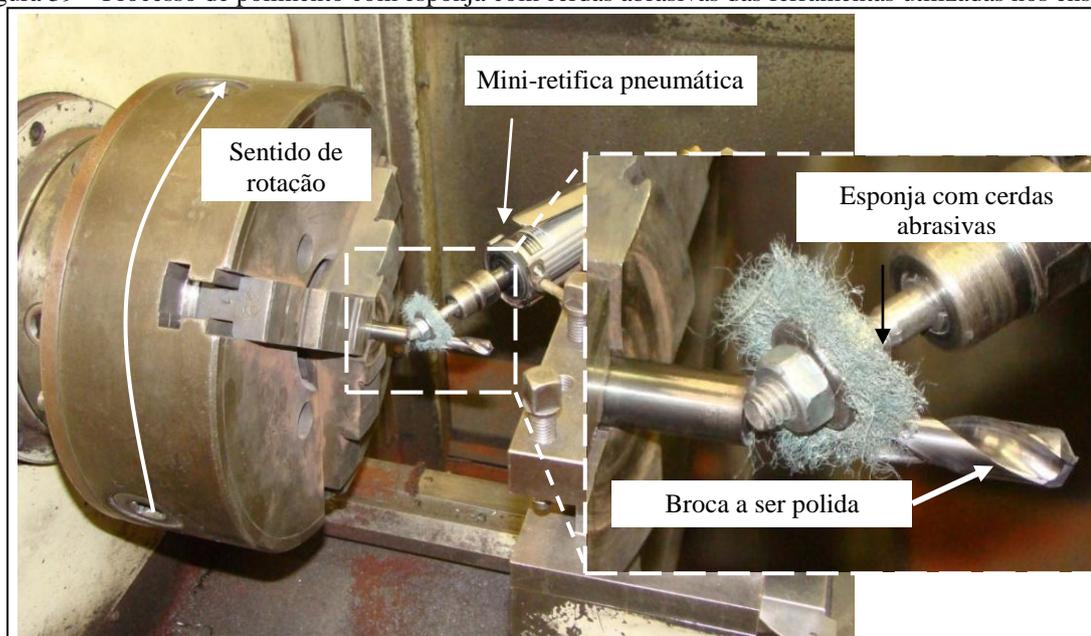
Como parâmetro do processo, foi utilizado um tempo de imersão da ferramenta de 10 min, sendo divididos em 5 min em rotação no sentido anti-horário e 5 min em rotação no sentido horário, com as 4 ferramentas já reafiadas.

### 3.2.5.2 Processo de polimento com esponja abrasiva

O processo de polimento foi realizado nas dependências da UCS, utilizando uma esponja, dotada de cerdas abrasivas, fixada a uma mini-retifica manual e pneumática, da

marca Campbell Hausfeld, com rotações de 25.000 rpm, operando a pressão de 4 bar, aonde as superfícies que foram polidas, eram submetidas ao contato com a esponja de polimento. A figura 39 ilustra o processo.

Figura 39 – Processo de polimento com esponja com cerdas abrasivas das ferramentas utilizadas nos ensaios.



Fonte: O autor.

Esse processo assemelha-se ao de escovamento com filamentos abrasivos de nylon, pois, à medida que a esponja sofria desgaste, novos filamentos eram revelados, mantendo a ação abrasiva constante.

A broca foi fixada pela placa de um torno mecânico manual. No lugar do cabeçote da ferramenta do torno, um dispositivo, fixando a mini-retífica a um ângulo de 30° com a linha do eixo da broca.

Acionando-se a mini-retífica, a broca rotacionava manualmente enquanto o conjunto mini-retífica/esponja era afastado, acompanhando o canal da ferramenta. O tempo de processo para cada canal das brocas foi de aproximadamente 11 s.

### 3.2.5.3 Caracterização das ferramentas

A caracterização qualitativa das ferramentas foi realizada através de imagens realizadas em um estereoscópio, com ampliações de 15 vezes, e por microscopia eletrônica de varredura, com ampliações de 50, 200 e 500 vezes. As ferramentas foram posicionadas no MEV através da utilização de um dispositivo fixador com ajuste do posicionamento para a

vista da face e guias da ferramenta. A superfície de cada ferramenta foi limpa através da utilização de imersão das mesmas em acetona e utilização de um aparelho de ultrassom, por um tempo de 10 min.

A fim de caracterizar as diferenças obtidas após os processos de tratamento de superfícies, foram mensuradas as regiões da ferramenta com detalhe da quina (vistas do flanco, face e guia), com auxílio do *software* Matlab®, e o *toolbox*, *measuretool* 1.13. Tais medidas foram realizadas com base nas imagens obtidas no estereoscópio.

As imagens foram caracterizadas segundo os seguintes parâmetros: espessura de arredondamento da guia (EAG); espessura de arredondamento do gume visto do flanco ( $S_a$ ) e visto da face ( $S_f$ ); espessura de arredondamento externa ao flanco (EAF); e raio da quina ( $r_c$ ). Os resultados detalhados podem ser observados no ANEXO C.

A fim de avaliar os efeitos dos tratamentos sobre a superfície gerada, foram também realizadas medidas de rugosidade na região da face (figura 40), próxima ao gume principal.

Figura 40 – Ilustração da região de medição da rugosidade na ferramenta.



Fonte: O autor.

Como parâmetro foi escolhido o *cut-off* ( $\lambda_c$ ) de 0,25 mm e, apesar dos valores de rugosidade  $R_a$  serem superiores à faixa normal de trabalho para este comprimento de amostragem, o comprimento total de medição inviabilizava a medição, tendo em vista que o perfil do canal da ferramenta próximo à face é curvilíneo e superior à máxima curvatura permitida pelo rugosímetro.

Desse modo, optou-se pela utilização de uma faixa menor de amostragem. Foram utilizadas três repetições para cada região analisada, duas regiões por ferramenta, totalizando 24 medições para cada condição de ferramenta.

Para a textura da ferramenta, foram observadas a presença de acúmulos de revestimento, homogeneidade da superfície e a presença de marcas do rebolo de fabricação das ferramentas.

### 3.2.6 Calibração do sistema de temperatura

A fim de aferir o sistema de medição de temperatura, foi realizada uma calibração, tendo como base uma termorresistência do tipo PT100, diâmetro de 3 mm, modelo BULLTERM 200, divisão de 0,1 °C, e com faixa de utilização de -199,9 a 199,9 °C, calibrado pelo INMETRO (ANEXO D).

Foi confeccionado um corpo de prova em aço ABNT P20, de dimensões 30 x 40 x 15 mm, possuindo um furo de diâmetro de 5 mm, com profundidade de 20 mm. Os termopares e o PT100 foram inseridos no furo e posicionados sobre uma chapa, de alumínio, dotada de resistências elétricas de aquecimento.

A fim de manter o sistema homogêneo, blocos em aço ABNT P20 foram posicionados junto ao bloco com os sensores, nas faces laterais, superiores e posteriores, deixando somente livre a face frontal com o furo. O ANEXO B ilustra a montagem dos termopares.

O aquecimento da placa de alumínio foi controlado em um display e comandos, até as temperaturas de 50, 100, 150 e 190 °C. Assim que estabilizada a temperatura, os valores indicados pelo PT100 eram registrados e, em paralelo, realizava-se a aquisição da temperatura nos sensores termopares, durante um tempo de 25 s. A média dos valores mensurados pode ser observada no ANEXO E.

Os valores obtidos para o PT100 em relação ao display da chapa de aquecimento são diferentes, desse modo, tomaram-se como base os valores obtidos pelo PT100, com faixas de temperatura: 49,9, 94,0, 137,1 e 171,8 °C. Os valores médios mensurados pelo sistema se mostraram com erros máximos de 2,20%.

### 3.2.7 Batimento das ferramentas

Anterior a cada furo realizado, o batimento das ferramentas foi verificado em duas posições, haste e guia da ferramenta, a fim de conhecer esta variável. O equipamento utilizado foi um relógio comparador, com precisão de 2 µm, marca Tesa e modelo Tesast. Os valores mínimos, médios e máximos para o batimento mensurados foram respectivamente: haste (12, 20, 24 µm); guia (4, 10, 24 µm).

O maior batimento para a região da haste da ferramenta em relação à guia pode ser explicado pela diferença de dimensões. A haste possui diâmetro nominal de 10 mm, enquanto que a ferramenta possui um diâmetro de 8,5 mm. Possivelmente os erros de batimento da barra utilizada para a obtenção da ferramenta tenham sido minimizados com a remoção de

material, o que não ocorreu para a haste da ferramenta, que não passou por processos de usinagem posteriores a sua obtenção.

O ANEXO F apresenta a relação completa dos valores mensurados para os erros de batimento.

### 3.2.8 Análises estatísticas dos resultados

Após os ensaios foram conduzidas análises de variância ANOVA, com um nível de confiança de 95%, ou seja, nível de significância de “ $\alpha$ ” de 5%, para apoiar na análise dos resultados. Os mesmos foram avaliados e plotados com auxílio do *software* IBM® SPSS Statistics. Para os valores mensurados de temperatura e deformações plásticas foi realizada a análise de correlação de Pearson. Os detalhes da análise de variância e coeficiente de Pearson “ $\rho$ ” podem visualizados no ANEXO G.

Tendo em vista que o número de níveis  $k$  para cada variável  $n$  (condição ferramenta, fluido e profundidade) não era igual, um planejamento fatorial  $n^k$  não pode ser considerado.

Conforme o número de furos realizados para cada condição e a metodologia de caracterização realizada, os resultados médios, desvios padrões e incertezas apresentados neste trabalho foram obtidos de acordo com um número limitado de medições. Desse modo, a tabela 4 apresenta o número de medições para as grandezas mensuradas, considerando cada combinação entre as variáveis: (a) condição ferramenta (OF, RE, POL e AA); (b) fluido (seco e emulsão); e (c) profundidade (início e fim).

Tabela 4 - Número de medições para cada grandeza mensurada de acordo com a variável resultante.

	a	b	c
Rugosidade na ferramenta*	6	-	-
Rugosidade na peça	4	4	4
Temperatura	2	2	2
Deformações	6	6	6
Perfil de dureza por microindentação	2	2	2

\*Número de amostras relativo somente a condição da ferramenta.

Fonte: O autor.

### 3.3 Pré-testes

Em virtude da utilização prévia das ferramentas em ensaios de longa duração, anterior aos ensaios desta dissertação, tomou-se como base os parâmetros utilizados. Como referências foram utilizados: os parâmetros de corte ( $v_c$  e  $f_z$ ) e rugosidade (*cut-off*).

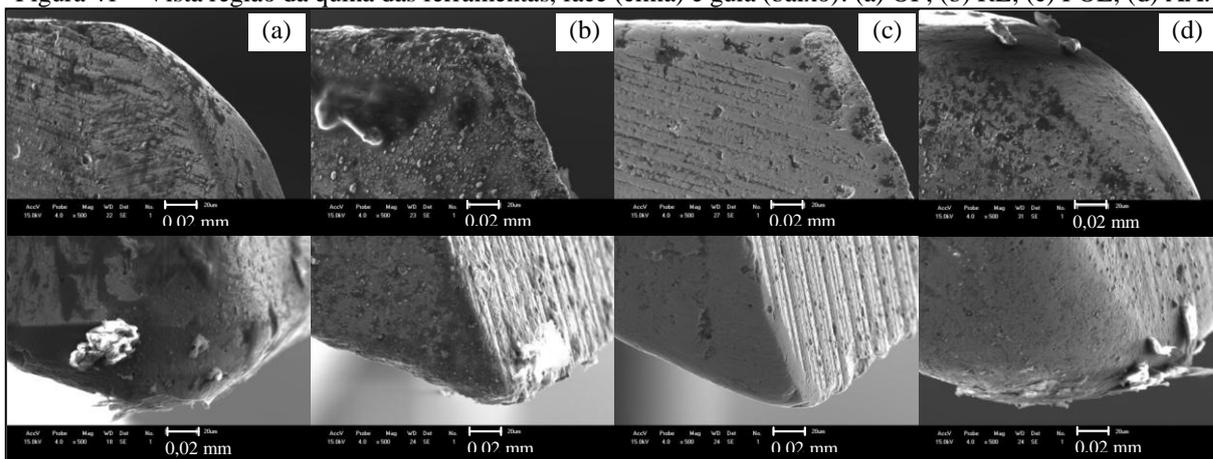
## 4 RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados os resultados dos tratamentos de superfícies nas brocas e os resultados experimentais obtidos após a furação do material, com as diferentes condições de meso e microgeometrias das ferramentas.

### 4.1 Tratamento de superfícies nas ferramentas

De modo a caracterizar as diferenças meso e microgeométricas para as diferentes condições das ferramentas, a figura 41 apresenta a vista da face e guia da ferramenta, com detalhe principalmente na quina das mesmas. Pois, esta região é importante quando se refere ao contato com a superfície gerada.

Figura 41 – Vista região da quina das ferramentas, face (cima) e guia (baixo): (a) OF; (b) RE; (c) POL; (d) AA.



Fonte: O autor.

Através da observância da figura 41, distingue-se claramente as diferentes condições das ferramentas. A ferramenta original de fábrica (OF) possui um acentuado arredondamento na região da quina e na região do gume principal, evidenciado pela observação da região da face da ferramenta (figura 41a). A ferramenta apresenta-se livre de irregularidades como micro-lascamentos e micro-defeitos, apresentando uma superfície homogênea.

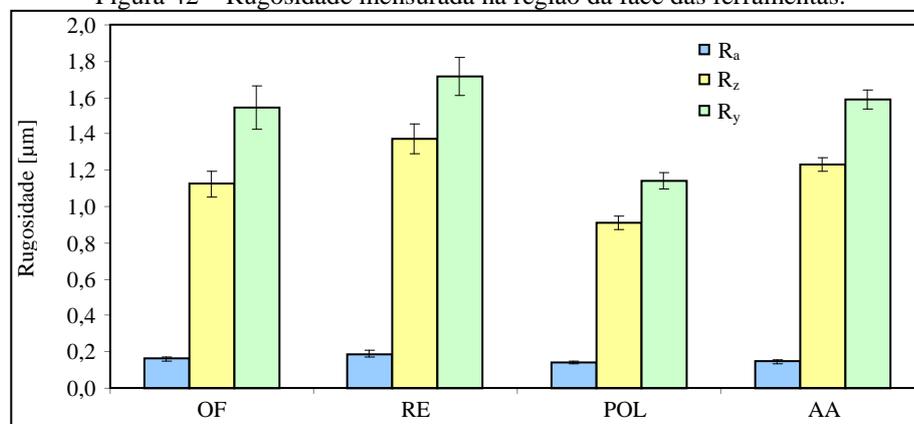
A ferramenta somente reafiada (RE, figura 41b) apresenta uma superfície irregular, tanto na face, quanto no gume de ferramenta, resultado do processo de reafiação e também da utilização prévia da ferramentas. É evidente a presença de microdefeitos e ondulações no gume e guia da ferramenta, além de grandes concentrações de partículas de revestimento na região da face.

A ferramenta que passou pelo processo de polimento com a esponja abrasiva (POL, figura 41c) não apresentou diferenças significativas quanto ao arredondamento da quina, quando relacionada à ferramenta somente reafiada. Entretanto, a superfície na qual existiu o contato com a esponja apresentou-se mais homogênea e livre de pequenos defeitos. O gume ainda apresenta defeitos e ondulações visíveis, entretanto a região da guia e face mostra-se homogênea.

Seguindo a tendência da ferramenta original, a ferramenta na qual foi realizado acabamento por arraste (AA, figura 41d) apresentou um acentuado arredondamento na região da quina, gume principal e guia da ferramenta. Os micro-defeitos presentes no gume da ferramenta foram reduzidas, dando lugar a uma geometria mais homogênea. Além disso, o arredondamento presente na guia faz com que a área de contato com a parede do furo seja menor que as demais condições.

A fim de evidenciar as alterações promovidas pelos processos de tratamento de superfície, a figura 42 apresenta os valores de rugosidade mensurados na face das ferramentas.

Figura 42 – Rugosidade mensurada na região da face das ferramentas.

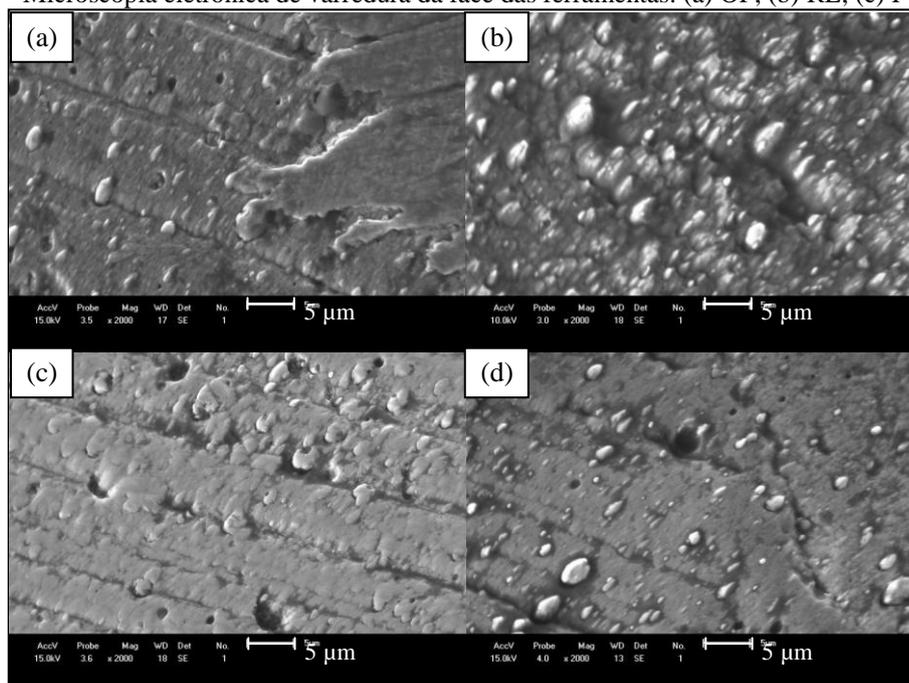


Fonte: O autor.

A condição POL obteve estatisticamente os menores valores de rugosidade para todos os parâmetros:  $R_a$ ,  $R_z$  e  $R_y$ . As outras condições obtiveram valores estatisticamente similares, de acordo com as análises de variância conduzidas para os resultados, utilizando um nível de significância “ $\alpha$ ” de 5%. Os resultados dos testes estatísticos podem ser observados no ANEXO G.

Para auxiliar a observação deste comportamento, a figura 43 ilustra a superfície da face das ferramentas, com ampliações de 2000 vezes, obtidas por microscopia eletrônica de varredura.

Figura 43 – Microscopia eletrônica de varredura da face das ferramentas: (a) OF; (b) RE; (c) POL; (d) AA.



Fonte: O autor.

Já a ferramenta original de fábrica (a) apresenta um menor acúmulo de partículas de revestimento, em virtude de suas condições da fabricação. Além disso, notam-se claramente as marcas da passagem do rebolo. Existe, para esta condição, acúmulo de material da peça, decorrente da utilização anterior da ferramenta (um furo), região esta que não foi considerada durante a análise.

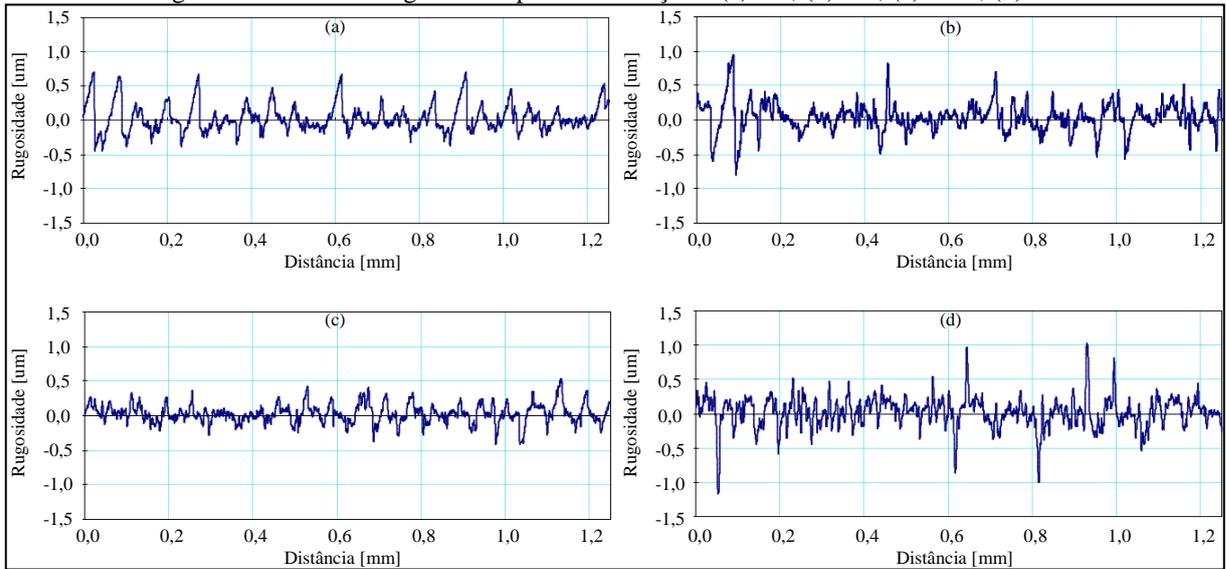
Observa-se que a superfície para a ferramenta reafiada (b) apresenta um aspecto irregular, com diversos pontos de acúmulo de revestimento. Tendo em vista que a ferramenta possui uma utilização prévia e que não sofreu tratamento de superfície, somente aplicação revestimento, tal comportamento é resultado da combinação dessas condições.

A ferramenta polida (c) apresenta uma superfície com menor incidência de aglomeração de partículas de revestimento. Ainda, aparenta um aspecto mais suave em comparação às outras condições, mesmo com a utilização prévia das ferramentas.

Por último, a ferramenta que teve acabamento por arraste (d) apresenta um aspecto similar à condição OF (a), com a presença de acúmulo de partículas provenientes do revestimento posterior.

E de modo a complementar os resultados de textura observados para a face da ferramenta, a figura 44 apresenta o perfil de rugosidade mensurado para cada condição de ferramenta.

Figura 44 – Perfis de rugosidades para as condições: (a) OF; (b) RE; (c) POL; (d) AA.



Fonte: O autor.

O perfil de rugosidade mensurado denota uma ligeira tendência de redução dos acentuados picos e vales para a ferramenta polida (POL, figura 44c), o que indicia que o polimento agiu efetivamente sobre a ferramenta. Observa-se maior acentuação da rugosidade para a ferramenta reafiada (RE, figura 44b), corroborada pela superfície apresentando grande acúmulo de material, provavelmente revestimento da ferramenta.

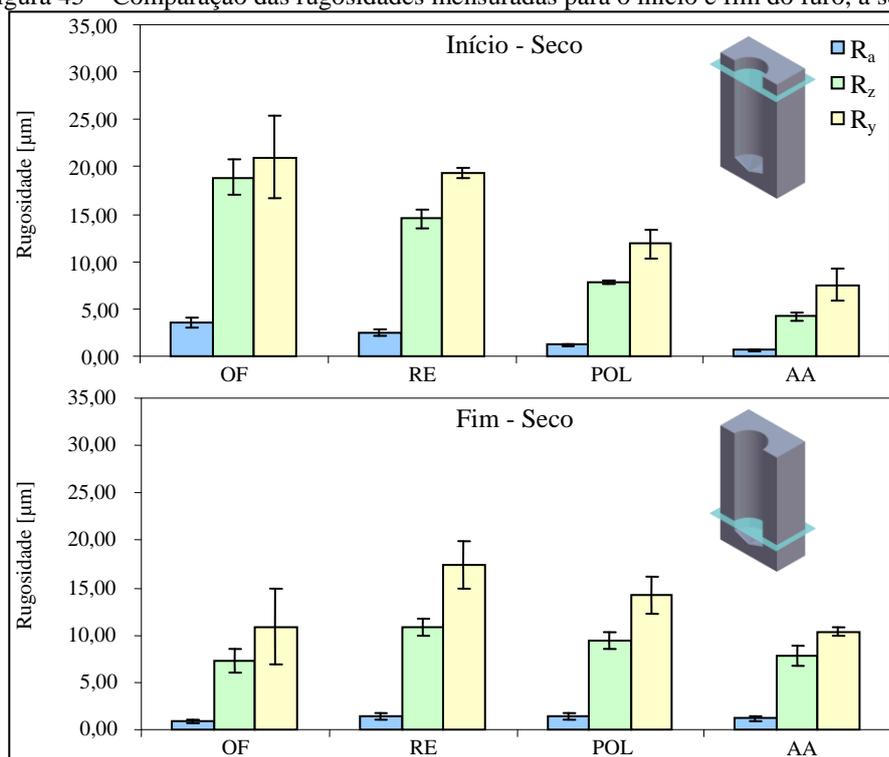
As condições AA (figura 44d) e OF (figura 44a) apresentaram comportamento do perfil da rugosidade similar, corroborado por uma superfície mais suave, em virtude dos tratamentos de superfícies apresentados pelas mesmas.

## 4.2 Rugosidade e textura resultante nos furos

A qualidade superficial é de grande importância tendo em vista que pode modificar os aspectos relativos ao contato de superfícies, quando se considera as aplicações de um furo. Essa superfície é usualmente caracterizada pela rugosidade, que evidencia remoção de material.

As severidades da remoção do fluido durante a usinagem podem trazer diversos efeitos para a superfície gerada. Desse modo, a figura 45 compara graficamente os resultados obtidos para cada geometria ensaiada, usinadas sem fluido lubrificante, início e fim do furo.

Figura 45 – Comparação das rugosidades mensuradas para o início e fim do furo, a seco.



Fonte: O autor.

Para o início do furo, as maiores rugosidades mensuradas foram para as ferramentas OF e RE, ao passo que as ferramentas nas condições POL e AA apresentaram os menores valores mensurados, comprovados pela análise de variância realizada para os dados obtidos, observados no ANEXO G. Já para o fim do furo, os valores médios e dispersões observadas são similares.

Tal comportamento visto para o fim do furo pode estar associado à heterogeneidade apresentada pela superfície, em virtude do efeito combinado do atrito do cavaco e da guia com a parede do furo, o que pode levar a gerar marcas irregulares sob a superfície.

Uma hipótese sugere que a maior rugosidade se deve a maior interação do cavaco com a parede do furo, devido à dificuldade de escoamento do mesmo para fora. Esse fenômeno pode ser explicado pela condição da rugosidade da ferramenta na face, superior para as ferramentas OF ( $R_y = 1,55 \mu\text{m}$ ), RE ( $R_y = 1,72 \mu\text{m}$ ), AA ( $R_y = 1,59 \mu\text{m}$ ) e inferior para a condição POL ( $R_y = 1,14 \mu\text{m}$ ).

O tipo de cavaco observado para o início do furo foi em lascas, em pequenos segmentos, enquanto que o cavaco observado para o fim do furo foi longo, possuindo alto fator de empacotamento.

Segundo Farid et al. (2011), na furação de uma liga de alumínio Al-Si com ferramentas de aço rápido, a forma e tamanho dos cavacos produzidos na furação são fatores

importantes que afetam a rugosidade. Os autores comentam que em práticas normais, cavacos longos não são desejados, devido à dificuldade de movimentação dos mesmos através do canal da ferramenta, podendo afetar a parede do furo e conseqüentemente a sua qualidade superficial.

Kalidas et al. (2001) observaram na furação de uma liga de alumínio fundido 356, que com a ausência do fluido lubrificante na usinagem, a rugosidade aumenta, sugerindo a causa a interação do cavaco com a parede do furo.

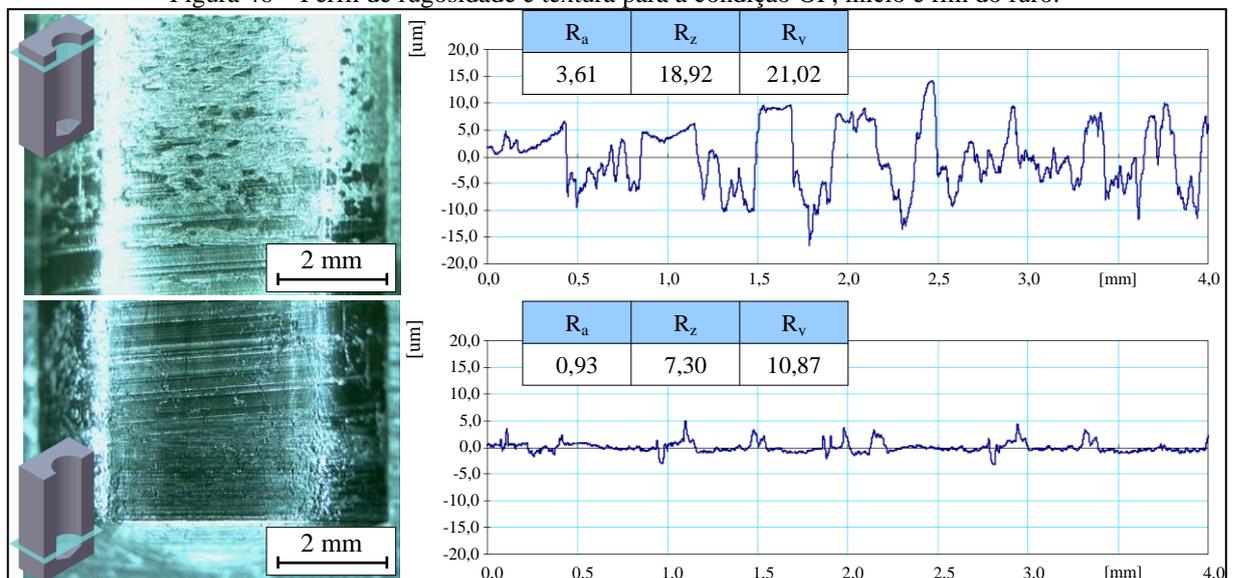
Além disso, outros fatores que podem alterar a superfície gerada na furação é a textura e área de contato da guia da broca. Pashovkin (2009) relacionou a geração da superfície na furação com o efeito do contato da guia com a parede do furo, e um dos fatores apresentados pelo autor são as marcas de fabricação da guia da broca.

Biermann e Terwey (2008) observaram na furação a seco de um aço ABNT 1045, utilizando brocas helicoidais de metal-duro com e sem tratamento de gumes, que as quinas mais severamente arredondadas geraram menores valores de rugosidade em comparação às quinas ligeiramente arredondadas e quina sem tratamento de gume.

Biermann et al. (2011) apontam que, na usinagem de um aço inoxidável ABNT 316L com brocas de metal-duro com um gume, que o tamanho do contato e desgaste das guias da ferramenta com furo são as principais variáveis que afetam qualidade superficial.

De modo a observar a interação dos elementos da broca e condições da micro e mesogeometria sobre a qualidade superficial, a figura 46 mostra a textura e perfis da rugosidade para as diferentes profundidades do furo, na furação a seco.

Figura 46 – Perfil de rugosidade e textura para a condição OF, início e fim do furo.



Fonte: O autor.

Os resultados aqui ilustrados, de textura e perfil de rugosidade, são representativos de todas as amostras, entretanto sendo ilustrados somente uma das amostras.

A textura para o início do furo apresenta marcas e presença de material de forma irregular de passagem da ferramenta. Tais marcas, com a observação do perfil de rugosidade, apresentam-se como picos e vales acentuados. Isto pode estar relacionado com a presença de material aderido sobre a superfície usinada, além do atrito do cavaco que era recém formado e provavelmente esteve em contato com a parede do furo. Para validar esta hipótese, foram realizadas diversas micrografias destas regiões, com o objetivo de identificar tais materiais. Neste contexto, a figura 47 apresenta a micrografia da seção transversal do início do furo, evidenciando a presença de material aderido.

Figura 47 – Micrografia da seção transversal ao início do furo, ferramenta OF.



Fonte: O autor.

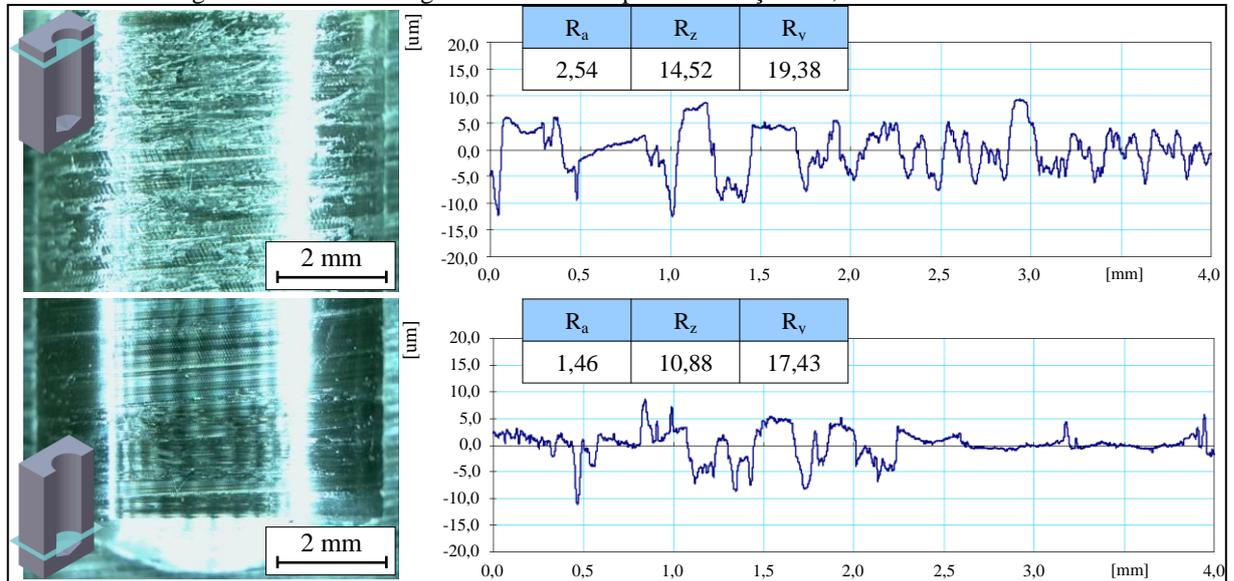
Uma hipótese para a presença de material aderido sobre a superfície está relacionada com o cavaco, que para o início do furo, apresentava-se em segmentos. Como foi visto por Zeilmann et al. (2012), na usinagem a seco, ferramentas de metal-duro, o cavaco era cisalhado não pelo gume principal, mas sim pela guia da ferramenta, em virtude das severidades do corte a seco e das particularidades da furação.

Alguma porção de material, devido a este fenômeno, deslizava por entre a guia da ferramenta e era comprimido e soldado à superfície devido às altas temperaturas, criando um aspecto escamado de material aderido, comumente chamado de caldeamento (NICOLA et al., 2010).

Entretanto, pode ser observadas para o fim do furo, marcas uniformes e alinhadas transversalmente ao furo, o que caracteriza uma passagem adequada da ferramenta, corroborando com os perfis de rugosidade observados.

Para as ferramentas somente reafiadas, o comportamento observado foi diferenciado, como pode ser observado na figura 48.

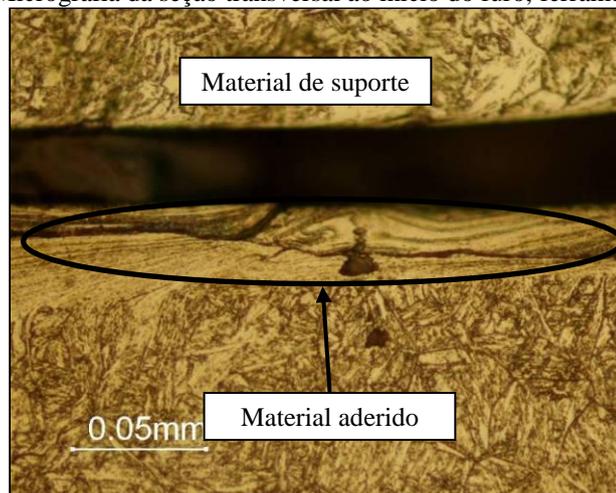
Figura 48 – Perfil de rugosidade e textura para a condição RE, início e fim do furo.



Fonte: O autor.

O início do furo apresentou um comportamento irregular, com as marcas de passagem da ferramenta não nitidamente visíveis, como demonstra a textura. A esse comportamento pode ser associado o mesmo mecanismo anteriormente presenciado: cavaco atrita com a parede do furo e gera marcas irregulares. Além disso, a presença de material aderido sobre a superfície do furo, como visto na condição anterior, ajuda a explicar o comportamento irregular da rugosidade (figura 49).

Figura 49 – Micrografia da seção transversal ao início do furo, ferramenta RE a seco.

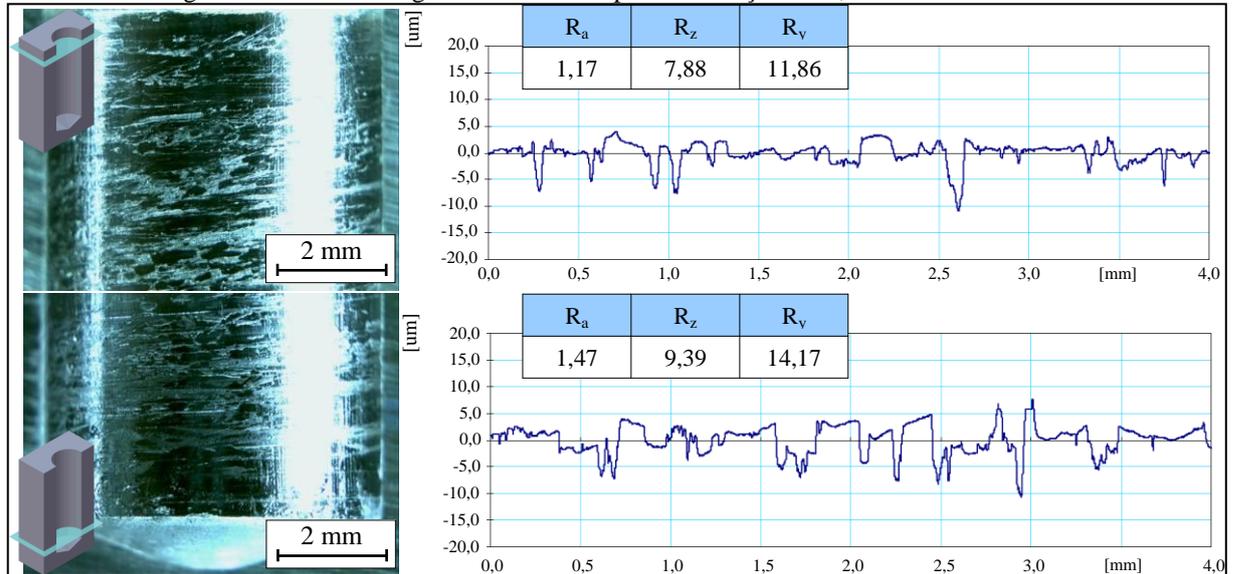


Fonte: O autor.

Já para o fim do furo, a superfície mostra-se mais homogênea, com marcas de passagem da ferramenta melhor definidas, entretanto com acentuados picos de rugosidade.

A figura 50 apresenta o perfil de rugosidade e as texturas obtidas para condição POL.

Figura 50 – Perfil de rugosidade e textura para a condição POL, início e fim do furo.

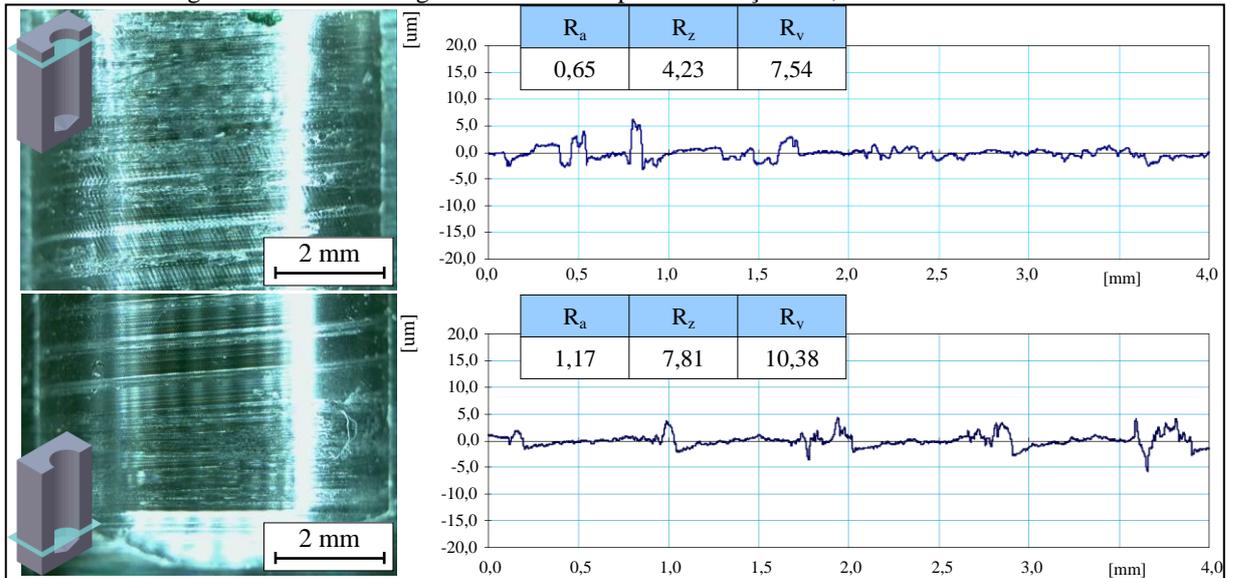


Fonte: O autor.

O perfil e valores de rugosidade foram similares estatisticamente para o início e fim do furo, corroborados pelas texturas apresentadas para cada condição, respectivamente. Não foi detectada a presença de material aderido sobre a superfície. Esse fato pode ser relacionado com o beneficiamento do escoamento do cavaco, causado pela menor rugosidade na face da ferramenta, que conseqüentemente reduz o tempo de contato cavaco/parede do furo e a probabilidade de adesão do material na peça.

Por fim, a figura 51 apresenta o comportamento da rugosidade para a condição AA.

Figura 51 – Perfil de rugosidade e textura para a condição AA, início e fim do furo.



Fonte: O autor.

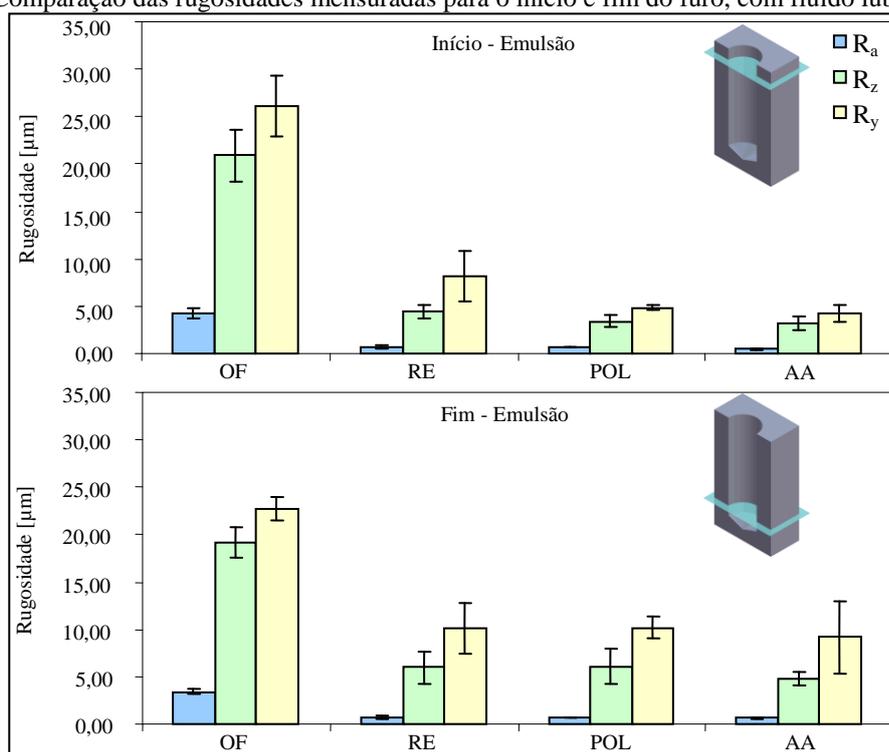
As superfícies obtidas tanto para o início quanto para o fim do furo apresentaram valores de rugosidade semelhantes, caracterizados por uma textura com marcas de passagem da ferramenta mais nítidas, relacionado a um corte mais estável, relacionado ao maior raio na região da quina da ferramenta.

De modo a desconsiderar a severidade do corte a seco e verificar o efeito da geometria da ferramenta, a figura 52 mostra o comparativo das rugosidades obtidas para cada condição de ferramenta, com a utilização de fluido lubrificante-refrigerante.

É notável a grande diferenciação da ferramenta OF em relação às demais condições, que não obtiveram variação estatística significativa entre elas, de acordo com a análise de variância conduzida para os resultados, com nível de significância  $\alpha$  de 5% e observados no ANEXO G.

O comportamento observado para a condição OF pode estar relacionado à presença de material aderido sobre a guia da ferramenta. A adesão de material, de natureza afiada, fez com que a passagem da ferramenta durante a obtenção do furo gerasse marcas mais pronunciadas dos gumes da ferramenta.

Figura 52 – Comparação das rugosidades mensuradas para o início e fim do furo, com fluido lubrificador.



Fonte: O autor.

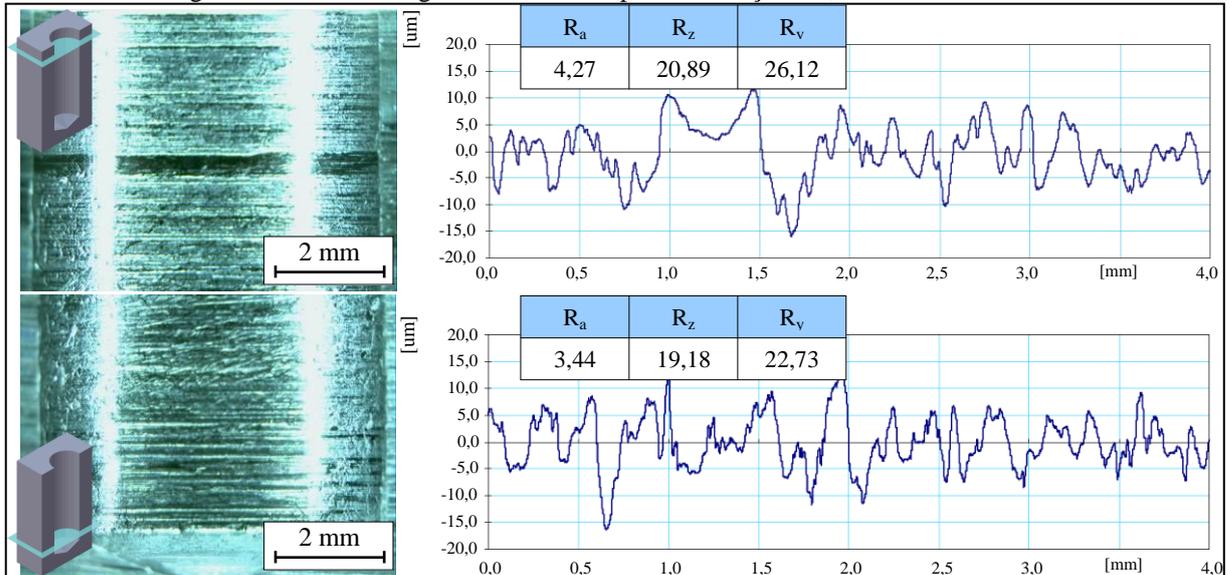
Biermann et al. (2012) observaram, na furação de um aço AISI 4137 com brocas de canal reto com um gume e com diferentes níveis de tratamento (sem e com), foram obtidos menores valores de rugosidades mensurados no furo. Os autores apontaram também que os valores médios de rugosidade e os desvios padrões foram maiores para superfícies usinadas com brocas com tratamento de gume.

Dentre os diferentes níveis de arredondamento (10 µm, 20 µm e 30 µm), o nível intermediário foi o que apresentou maiores valores de rugosidade, explicado pelos autores que as grandes deflexões no material causadas pelo arredondamento do gume possuem influencias desvantajosas na qualidade superficial (BIERMANN et al., 2012).

Em resultados contrários, Cheung et al. (2008) observaram na furação de um aço DIN 1.2738 com ferramentas de aço-rápido com diferentes níveis de arredondamento de gume (sem, 24 µm, 42 µm), que as menores rugosidades foram obtidas para ferramentas em condições intermediárias de arredondamento de gume. Além disso, com a presença de fluido lubrificante, o cavaco escoava mais facilmente para fora do furo, o que reduzia o tempo de contato do mesmo com a parede do furo, levando a uma redução da rugosidade.

De modo similar, a fim de melhor caracterizar a superfície obtida, a figura 64 apresenta o perfil de rugosidade para a condição original de fábrica, para o início e fim do furo.

Figura 53 – Perfil de rugosidade e textura para a condição OF, início e fim do furo.



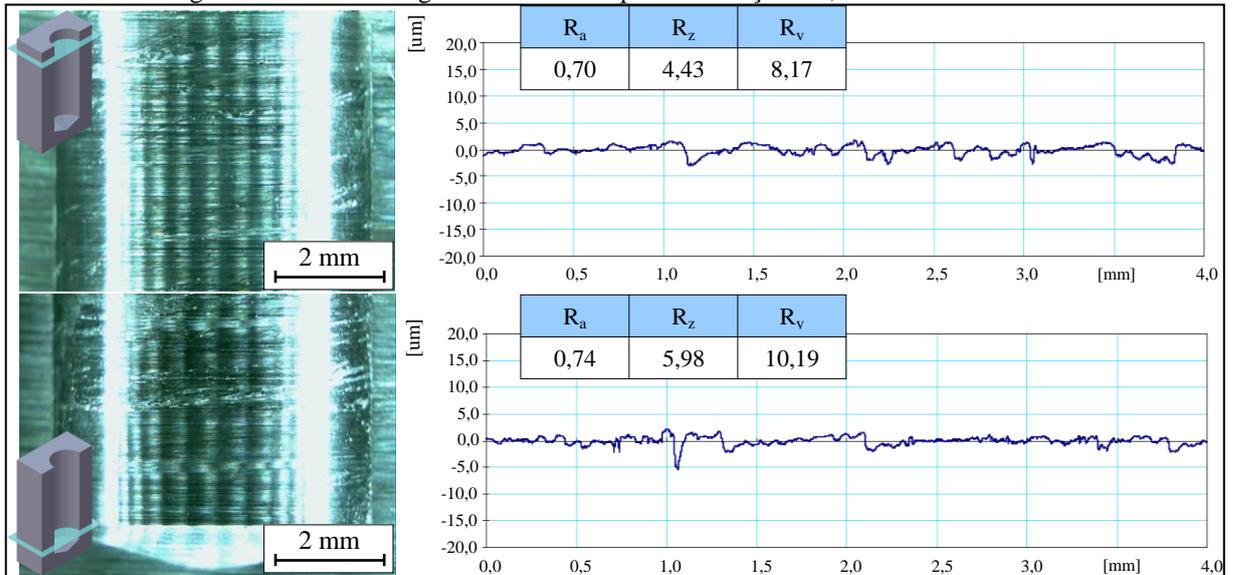
Fonte: O autor.

A superfície apresenta, tanto para o início quanto para o fim do furo, marcas de passagem bem definidas, sem a presença de marcas irregulares, usualmente encontradas na condição a seco, fato devido ao efeito lubrificante do fluido, que facilita o escoamento do cavaco para fora do furo. Entretanto, os picos e vales observados são salientes, quando se comparado com as outras condições. Uma hipótese sugere que o cavaco, aderido somente na região da guia da ferramenta, interagiu na interface de contato com o furo usinado, provocando marcas mais profundas de passagem da ferramenta.

Seguindo o comportamento apresentado pela rugosidade média, o perfil de rugosidade e textura para a condição RE, início e fim do furo com emulsão, apresenta-se mais suave, conforme a figura 54 ilustra.

A superfície usinada apresenta marcas de passagem da ferramenta bem definidas, tanto para o início, quanto para o fim do furo. A aplicação de fluido lubrificante auxiliou de modo a facilitar o escoamento do cavaco e reduzir o atrito ferramenta/peça.

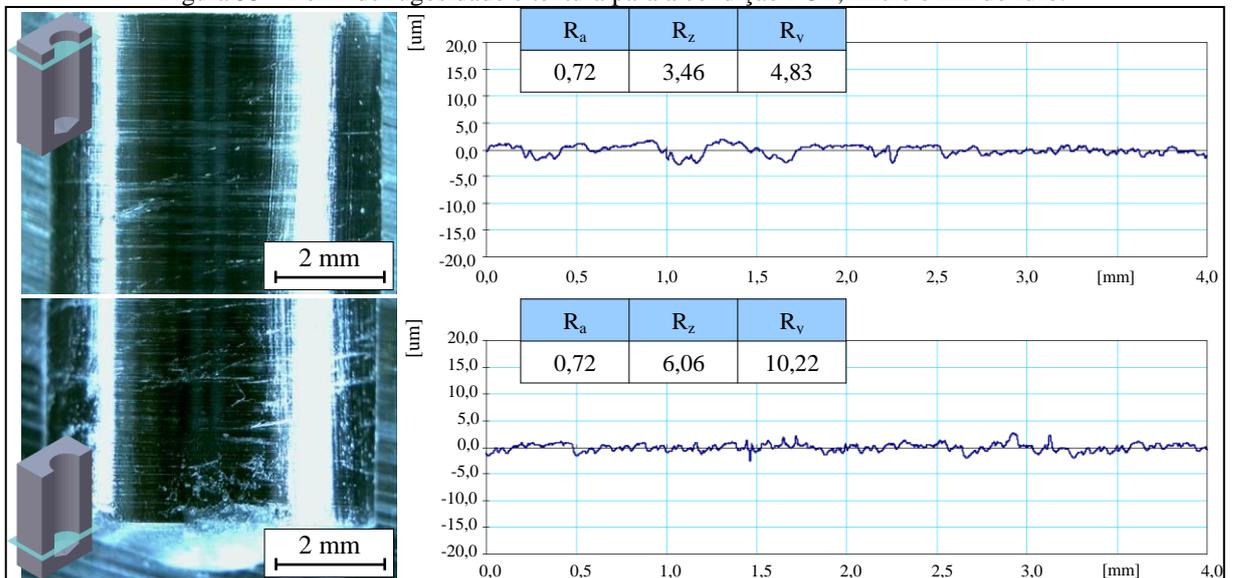
Figura 54 – Perfil de rugosidade e textura para a condição RE, início e fim do furo.



Fonte: O autor.

O mesmo comportamento pode ser observado para a condição com polimento, observada na figura 55.

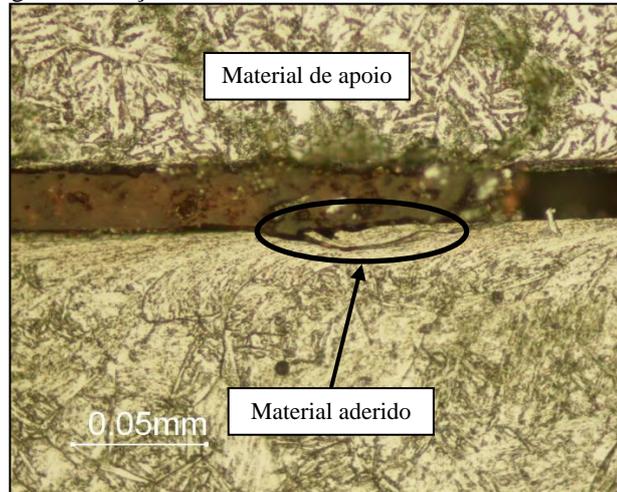
Figura 55 – Perfil de rugosidade e textura para a condição POL, início e fim do furo.



Fonte: O autor.

Assim como a condição anterior, a superfície usinada com ferramentas polidas apresentou marcas de passagem da ferramenta bem definidas. Entretanto, diferentemente das outras condições de ferramentas observadas com emulsão, foi detectada a presença de material aderido à superfície, ilustrado pela figura 56, no início do furo.

Figura 56 – Micrografia da seção transversal ao início do furo, ferramenta POL com emulsão.

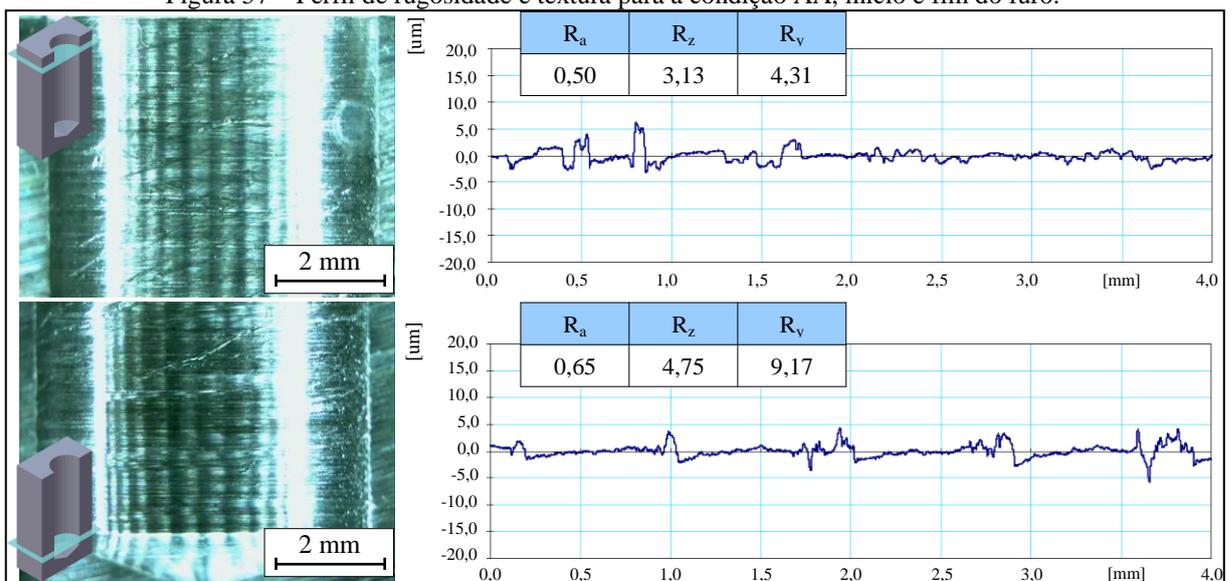


Fonte: O autor.

Em comparação com as micrografias apresentando material aderido sob a superfície para a condição a seco, a condição com emulsão apresenta uma adesão de menor volume. Tal comportamento pode ser relacionado com a presença de fluido, que auxilia no escoamento do cavaco e reduz o efeito do atrito do mesmo com o furo, levando a menor incidência de adesões sob a superfície.

Por fim, a figura 57 apresenta o comportamento da rugosidade e textura observadas para a superfície usinada com broca com acabamento por arraste.

Figura 57 – Perfil de rugosidade e textura para a condição AA, início e fim do furo.

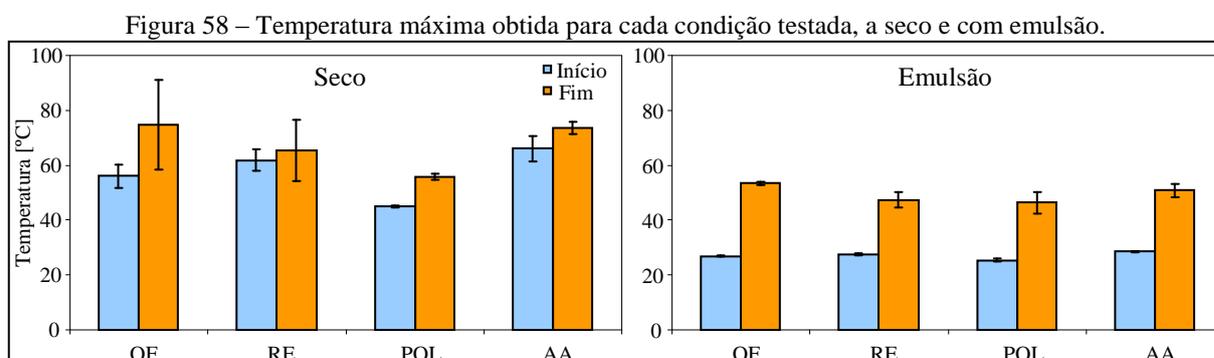


Fonte: O autor.

Assim como para as outras condições testadas, a condição com ferramentas AA não apresentou variação significativa da rugosidade, em comparação do início com o fim do furo. Nesta condição foi detectada a presença de material aderido no início do furo.

### 4.3 Temperatura

A temperatura mensurada em usinagem pode apoiar na compreensão dos fenômenos envolvidos durante o corte, e neste contexto, para o entendimento da mecânica do corte e geração de superfícies. Desse modo, a figura 58 apresenta a temperatura média máxima obtida para cada condição testada, início e fim do furo, a seco e com emulsão.



Fonte: O autor.

Estatisticamente, para as ferramentas ensaiadas na condição a seco, a temperatura foi maior para as condições OF, RE e AA. As ferramentas POL apresentaram uma tendência de redução da temperatura, comprovados pela análise de variância dos resultados, que pode ser observado no ANEXO G. Este comportamento pode estar associado com o fenômeno de maior geração de calor pelo atrito do cavaco com a superfície do furo. Devido à menor rugosidade obtida na superfície de saída da ferramenta POL, o cavaco gerado teve seu escoamento beneficiado, incorrendo em menores atritos do mesmo com a parede do furo, o que corrobora com os resultados de temperatura obtida para esta condição.

Por outro lado, observa-se que a condição AA ainda a seco, com maiores raios de gume, apresentou os maiores valores de temperatura para o início. Nesse sentido, Zhou e Wang (2012) verificaram, através da simulação da furação de um aço ABNT 4140 com ferramentas com três raios de gume ( $r_n = 0,03; 0,06$  e  $0,09$  mm), que a deformação plástica do material durante o corte aumenta conforme o aumento do raio.

Dessa forma, a geração de calor ao redor do gume aumenta, fazendo com que as temperaturas aumentem conseqüentemente, enquanto as áreas de contato na interface

ferramenta/cavaco e ferramenta/peça aumentam, o que causa um aumento na correspondente área de transporte de calor, transferindo mais calor (ZHOU e WANG, 2012).

No início do furo, o calor é dissipado para a peça, meio e cavaco, gerando menores temperaturas, ao passo que para o final, devido ao confinamento do cavaco, geração de energia sob a forma de calor durante o corte, as temperaturas observadas são superiores. O cavaco empacotado, não expulso, auxilia na geração e aumento de calor.

Outro fenômeno que auxilia na geração de calor refere-se ao atrito na interação guia/parede do furo, auxiliando também no aumento da temperatura.

Tai et al. (2012) verificaram, através de ensaios experimentais e modelagem matemáticas em problemas de fluxo de calor inverso, que as temperaturas geradas pelo atrito entre a ferramenta e a parede do furo não devem ser negligenciadas. Os autores observaram que com o aumento da profundidade da furação, as temperaturas geradas na parede do furo podem ser comparáveis às obtidas no gume da ferramenta.

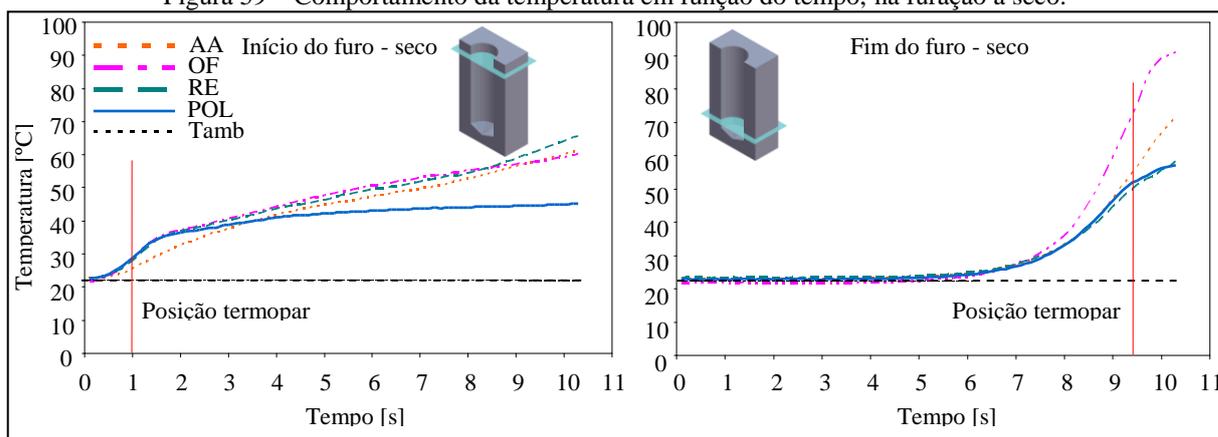
Para a condição com utilização de fluido em abundância, não existe diferenciação estatística entre as condições de ferramenta. A presença de fluido garante refrigeração da peça e lubrificação da mesma, além de transporte do cavaco para fora do furo, que auxilia na diminuição dos fenômenos de geração de calor vistos na condição a seco.

Observam-se para o início do furo que as temperaturas são inferiores em comparação ao final do furo. Esse fenômeno está relacionado com a dificuldade de penetração do fluido a medida que a profundidade do furo aumenta. Isso faz com que o efeito refrigerante sobre as temperaturas provido pela emulsão seja maior e que o efeito de redução do atrito pela ação lubrificante seja menor, resultando em uma maior geração de calor e conseqüente elevação das temperaturas.

De modo à melhor caracterizar o comportamento das temperaturas para condição de geometria das ferramentas, a figura 70 apresenta o perfil da temperatura para o início e fim do furo, a seco.

As mesmas constatações levantadas para a temperatura máxima podem ser feitas para o comportamento da temperatura ao longo do tempo. As condições AA, OF e RE apresentaram a maior temperatura para o início do furo. Já a condição com polimento, a temperatura foi inferior às outras condições.

Figura 59 – Comportamento da temperatura em função do tempo, na furação a seco.



Fonte: O autor.

Tendo em vista que a temperatura observada foi para o início do furo, a passagem da ferramenta, na posição do sensor, ocorreu aproximadamente no tempo de 1 segundo. Desse modo, observa-se um aumento acelerado da temperatura até esse ponto e a partir, um aumento gradual. Esse aumento gradual pode estar relacionado com o atrito das guias da ferramenta com a parede do furo e/ou o escoamento do cavaco, visto que a geração de calor neste ponto não seria proveniente do cisalhamento do material.

Este aumento gradual foram maiores para as condições OF, AA e RE, ao passo que a condição POL mostrou uma taxa de aumento da temperatura inferior as outras condições, comportamento que corrobora com os resultados anteriormente vistos.

Já para o fim do furo, observa-se que as maiores temperaturas foram obtidas para a ferramenta OF, seguida da condição AA, e apresentando valores estatisticamente iguais, as condições RE e POL. As temperaturas seguiram um comportamento exponencial até alcançarem a posição do termopar, aonde as condições RE e POL tiveram um aumento gradativo.

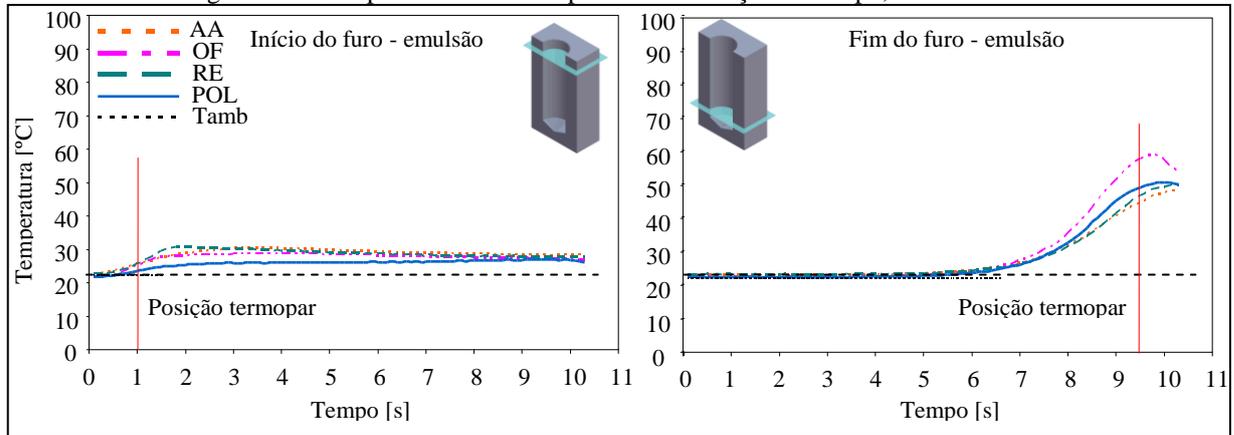
Por outro lado, as condições OF e AA apresentaram uma grande taxa de aumento da temperatura. A esse efeito podem relacionar-se os fenômenos de atrito quina e guia/peça, além da maior geração de calor em decorrência da maior energia necessária para realização do cisalhamento do material, culminando em maiores temperaturas.

De modo comparativo, a figura 60 apresenta o comportamento da temperatura de acordo com a condição da ferramenta, com emulsão.

Para o início do furo, observa-se que as temperaturas mensuradas para todas as condições não apresentaram diferenças significativas. Isso pode ser relacionado com a presença do fluido lubrificante auxiliando na manutenção da temperatura de corte, tanto

para a peça quanto para a ferramenta. Segundo Teixeira (2001), a refrigeração imposta pelo fluido faz com que a temperatura da peça não se eleve.

Figura 60 – Comportamento da temperatura em função do tempo, com emulsão.



Fonte: O autor.

A temperatura eleva-se gradualmente após a passagem da ferramenta, e continua a elevar-se até atingir 2 segundos, aonde cai lentamente. Devido à ação do fluido, a temperatura para a região inicial deveria cair rapidamente, entretanto, o efeito do atrito da guia da ferramenta com a parede do furo auxilia para um ligeiro aumento da temperatura.

Já para o fim do furo, a condição OF apresenta uma elevação da temperatura superior ao observado para condições AA, RE e POL. Este comportamento pode estar relacionado com a combinação do fenômeno de geração de calor por atrito e maior energia necessária para realização do cisalhamento do material, sendo convertida em calor, em decorrência do raio de gume elevado.

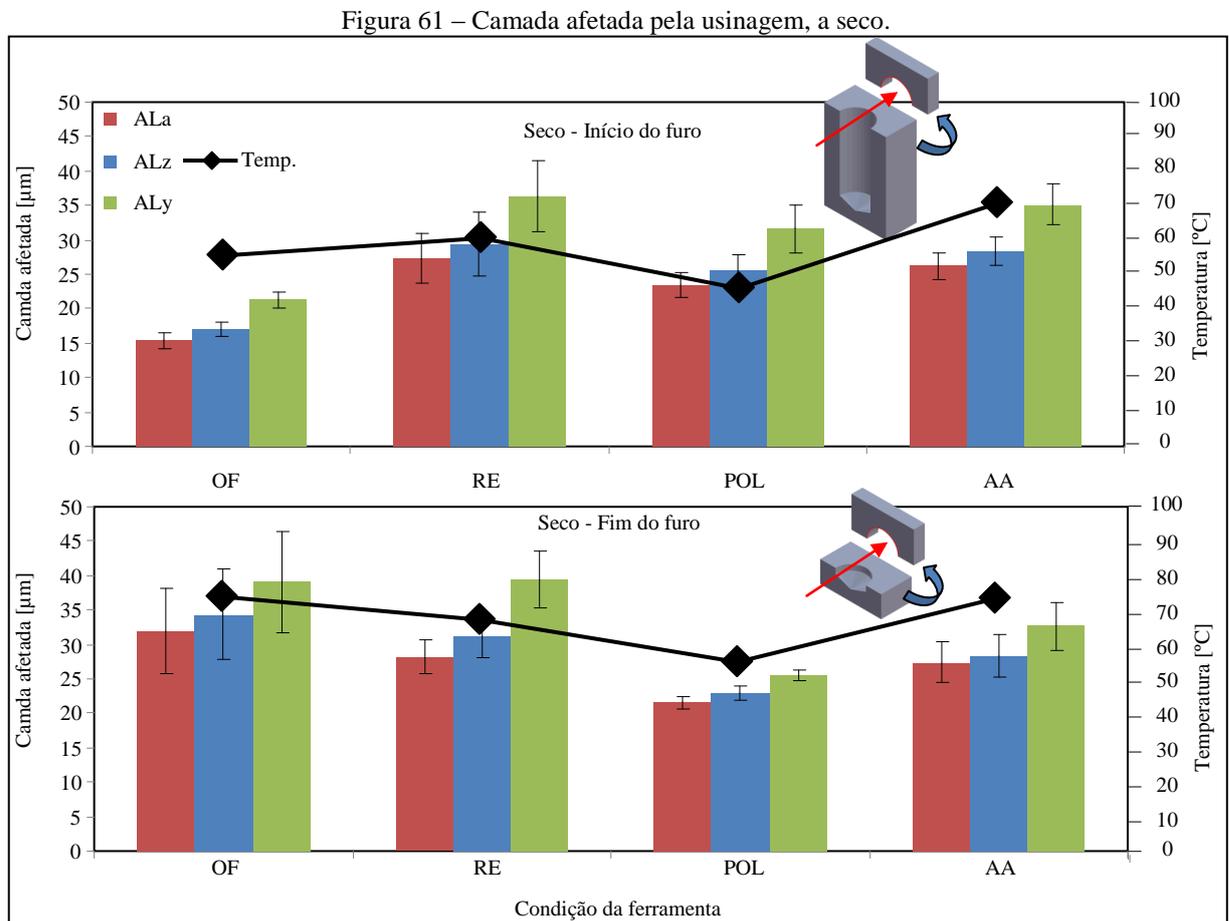
Entretanto, esse fenômeno não foi evidenciado para a condição AA que, apesar de apresentar os maiores raios de gume, apresentou um comportamento da temperatura semelhante as demais condições. Isso pode ser explicado pela espessura de arredondamento da região da guia da ferramenta, reduzindo a área de contato ferramenta/peça e consequentemente, a geração de calor por atrito no processo, como foi explanado anteriormente.

As maiores temperaturas mensuradas foram observadas para o momento após a passagem da ferramenta pela região de medição. Essa observação comprova-se pela posição do termopar para o fim do furo (23 mm), e desse modo, a ferramenta ainda estava em rotação e avanço, fazendo com que a geração de calor pelo atrito da guia com o furo ainda elevasse as temperaturas, antes da retração da broca.

#### 4.4 Deformações plásticas

Para um melhor entendimento das alterações causadas pelo processo de furação com diferentes meso e microgeometrias do gume, uma análise da camada afetada, representada pelas deformações plásticas do material, foi avaliada através da micrografia da superfície usinada. Deformações plásticas ocorrem quando tensões cisalhantes provenientes do processo de usinagem superam as tensões de escoamento do material (GRIFFITHS, 2001).

A figura 61 apresenta o comportamento da subsuperfície após furação, considerando as diferentes geometrias e a condição a seco.



Fonte: O autor.

Os resultados apontam menores deformações para a ferramenta com geometria original (OF) no início do furo. As outras condições apresentam valores similares entre si, dado a dispersão dos resultados e as análises estatísticas mostradas no ANEXO G.

Já para o fim do furo, observa-se que a camada afetada foi maior para as condições OF e RE, que foram entre elas estatisticamente iguais. As condições POL e AA apresentaram os menores valores de camada afetada.

Uma hipótese para estes comportamentos distintos está relacionada com a temperatura gerada durante o processo. Observando-se os valores obtidos para o início do furo, a temperatura para a mesma condição, obteve valores proporcionais: OF (55 °C), RE (60 °C), POL (45 °C) e AA (70 °C). O mesmo comportamento pode ser observado para o fim do furo, com valores: OF (74 °C), RE (67 °C), POL (55 °C) e AA (73 °C).

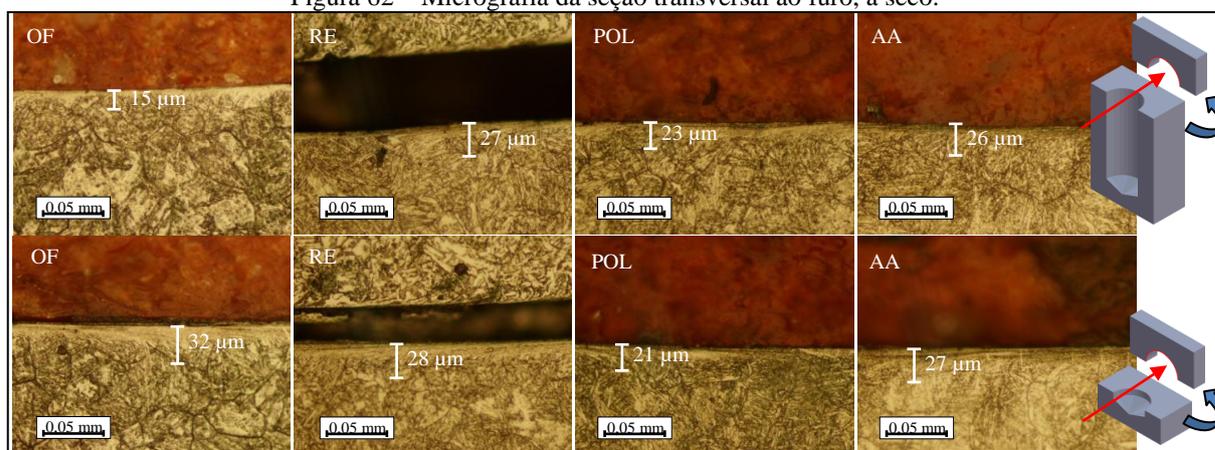
Essa relação é comprovada através do método da correlação de Pearson. Os valores apontam que existe uma forte correlação entre a temperatura e as deformações obtidas. A análise completa pode ser observada no ANEXO G.

Maiores temperaturas auxiliam para uma redução da resistência ao cisalhamento do material, beneficiando as deformações plásticas. Entretanto, sabe-se que os esforços mecânicos também beneficiam o aparecimento das deformações plásticas, e dessa forma as variações observadas podem vir em decorrência dos maiores ou menores esforços.

Em contrapartida, os resultados obtidos neste trabalho apontam que a ferramenta sem tratamento de superfícies obteve os maiores valores de deformação, corroborando com a hipótese de que as temperaturas tiveram grande influência nas deformações.

De modo a auxiliar na observação das regiões afetadas, a figura 62 apresenta a micrografia da borda da do furo usinado, na secção transversal, a seco.

Figura 62 – Micrografia da seção transversal ao furo, a seco.



Fonte: O autor.

Observa-se para todas as condições, na borda do furo, uma ligeira deformação da microestrutura do material, evidenciada na borda da superfície, seguindo o sentido de corte da

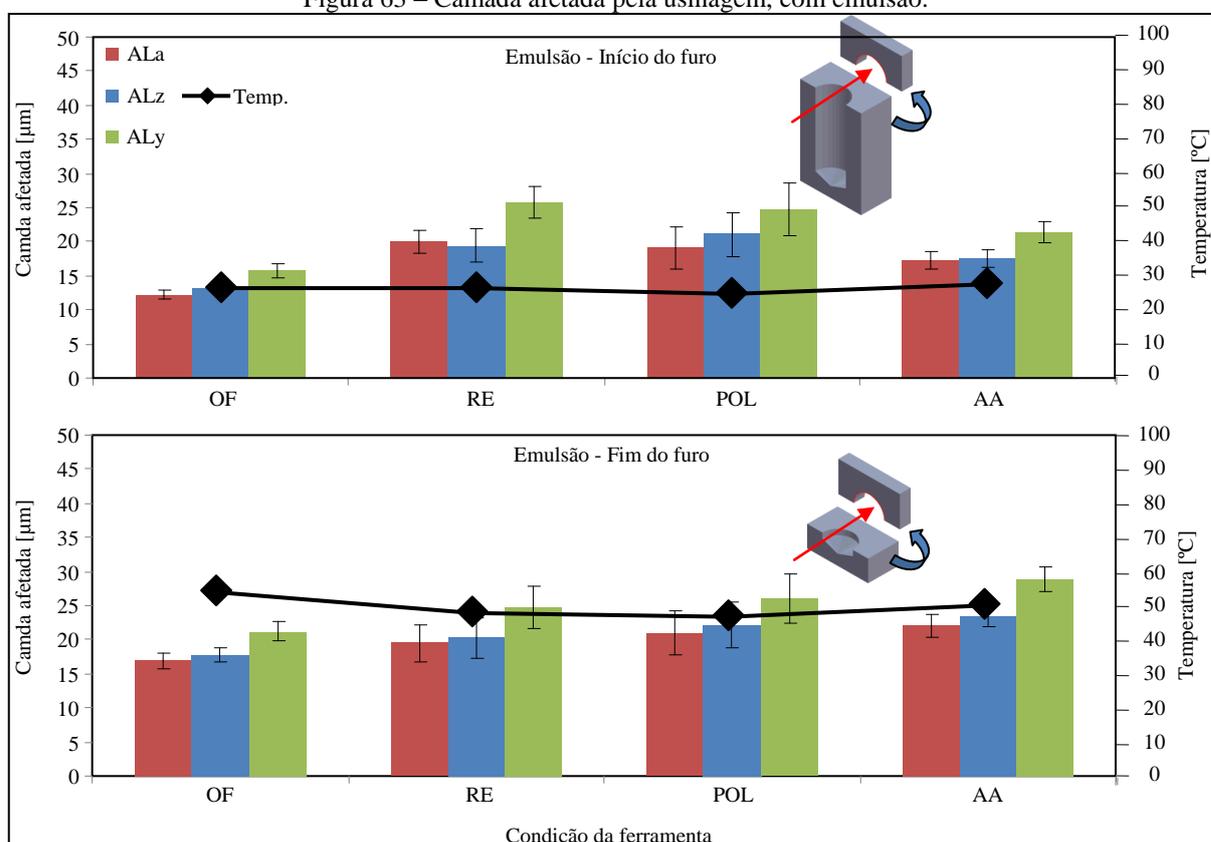
ferramenta. A deformação plástica, segundo Griffiths (2001), pode ser associada à distribuição de tensões do material. Outros tipos de alterações, isto é, transformações de fase, tamanhos de grão, não foram evidenciadas em nenhuma das amostras.

Zeilmann et al. (2013), no fresamento de um aço ABNT P20 com fresas de HSS topo reto, verificaram, em resultados concordantes aos deste estudo, que a camada afetada diminui conforme o tamanho do raio do gume, para ferramentas novas. Esse comportamento foi atribuído pelos autores, à melhor distribuição das solicitações sobre o gume arredondando, levando a uma menor geração de atrito e calor e, conseqüentemente, das deformações plásticas.

Risse (2006) não verificou nenhuma alteração das deformações plásticas em relação às ferramentas sem tratamento de gume. As imagens foram observadas no sentido longitudinal ao furo, sentido da força de avanço e não da força de corte, que é a força responsável pelas deformações plásticas.

De modo a observar os efeitos da redução da severidade da usinagem a seco, a figura 63 apresenta o comparativo das camadas afetadas na usinagem com emulsão, para as diferentes condições de ferramentas.

Figura 63 – Camada afetada pela usinagem, com emulsão.



Fonte: O autor.

Para o início do furo, a condição OF apresentou menores espessuras de camadas afetadas. Entretanto, as condições RE, POL e AA apresentaram valores estatisticamente iguais. Pode ser observado para o fim do furo valores semelhantes de deformações para todas as condições, que não apresentou variações estatísticas nos valores mensurados. A análise estatística aponta o mesmo comportamento, que podem ser observado no ANEXO G.

Relacionando-se a espessura da camada afetada com os valores de temperatura mensurados, tem-se para o início: OF (27 °C), RE (27 °C), POL (25 °C) e AA (28 °C); e para o fim: OF (53 °C), RE (47 °C), POL (46 °C) e AA (49 °C), comprovados pela análise da correlação de Pearson e mostrados no ANEXO G.

Assim como observado para a condição a seco, existe uma relação de maiores temperaturas com maiores deformações. As temperaturas para o início do furo são, em decorrência da ação do fluido lubrificante, menores. Ao passo que à medida que a profundidade aumenta, a dificuldade de penetração do fluido aumenta, fazendo com que as temperaturas obtidas se elevem mais significativamente.

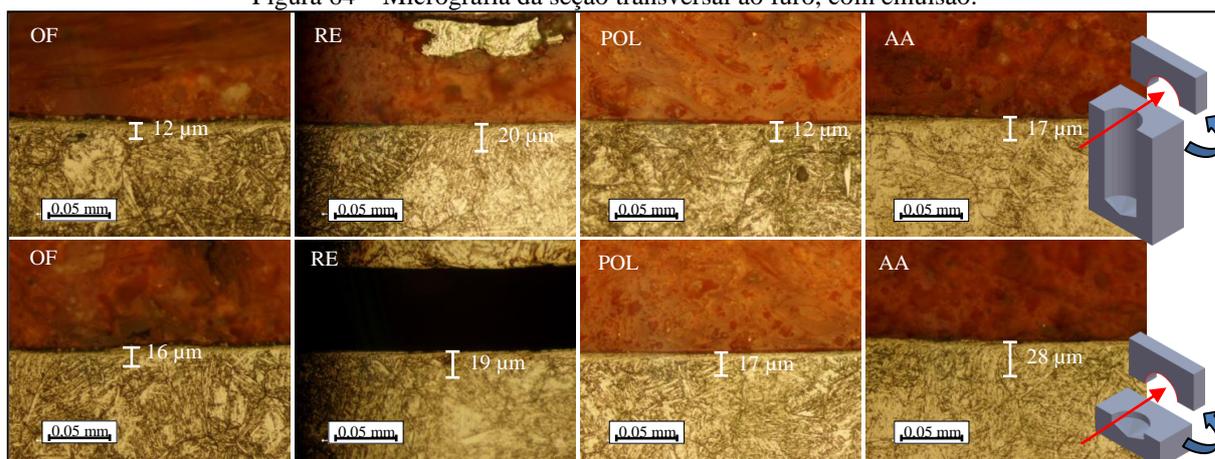
Hughes et al. (2004), no torneamento com emulsão de uma liga de titânio Ti-6Al-4V, verificou que não houve variação significativa na espessura das deformações plásticas quando trabalhando com insertos com e sem tratamento de gumes ( $r_n = 40 \mu\text{m}$  e  $r_n = 10\text{-}20 \mu\text{m}$ , respectivamente).

Os autores atribuem esse comportamento à baixa condutibilidade térmica da liga (7 W/mK) e alta ductilidade da liga a altas temperaturas (10% na temperatura ambiente e 35% a temperatura de 550 °C), indicando que uma camada altamente deformada poderia ser formada a altas temperaturas sem alterar substancialmente a microestrutura adjacente.

Tendo em vista que a condutibilidade térmica do aço utilizado nos ensaios é de 29 W/mK (ASM, 2004b), o comportamento evidenciado pelos autores Hughes et al. (2004), pode auxiliar para o entendimento dos resultados observados.

A figura 64 apresenta as micrografias da borda das superfícies usinadas para as diferentes condições de ferramenta e diferentes profundidades.

Figura 64 – Micrografia da seção transversal ao furo, com emulsão.



Fonte: O autor.

As superfícies usinadas possuem um aspecto similar ao observado para a condição a seco. Nenhuma evidência de alterações além da deformação plástica observada na borda das superfícies.

Pu et al. (2011) observaram no torneamento de uma liga AZ31B com ferramentas com raios  $r_n$  de 30 e 70  $\mu\text{m}$ , que a espessura das deformações observadas foram maiores para as ferramentas com maior raio de gume, ao utilizar nitrogênio como refrigerante. Em contrapartida, os autores apontam que a condição a seco não apresentou deformações plásticas significativas. As tensões residuais mensuradas pelos autores foram todas de natureza compressiva, o que sugere que a severidade mecânica do processo apresentou maior impacto sobre a integridade da superfície.

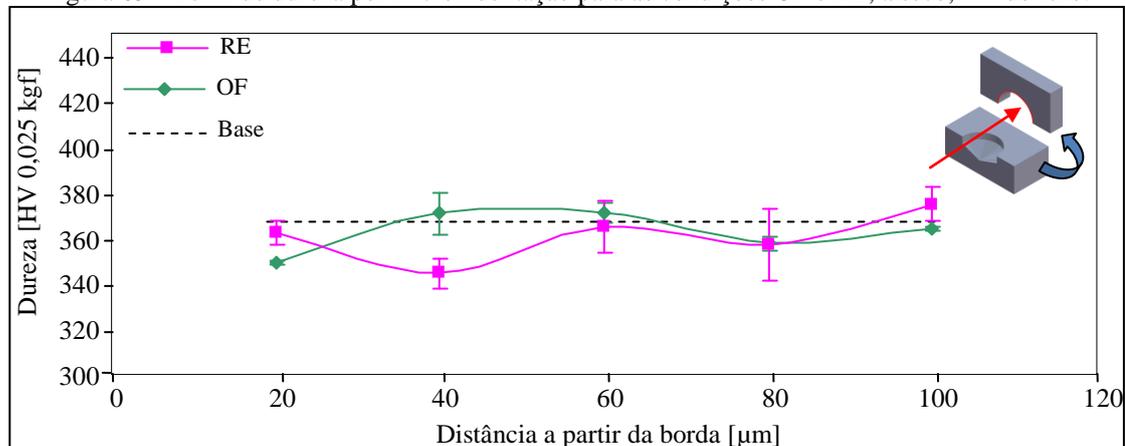
#### 4.5 Dureza por microindentação

O perfil de dureza de uma superfície usinada é um reflexo dos efeitos térmicos e mecânicos envolvidos no processo. Sabe-se que, de uma maneira genérica, as temperaturas agem de modo a reduzir a dureza da superfície usinada, ao passo que os esforços de corte tendem à elevar os valores de dureza (GRIFFITHS, 2001; WEINART, 1999). Maiores espessuras de camadas afetadas tendem a levar à maiores durezas próximos à borda. Desse modo, a figura 65 apresenta o perfil de dureza por microindentação para as condições OF e RE, a seco e fim do furo, que obtiveram as maiores espessuras de camadas afetadas.

Os valores de dureza mensurados apresentam-se em torno dos valores do material base, o que indicia que o efeito da usinagem, causando a formação de deformações plásticas na borda do furo, não foi significativo de modo a alterar a dureza do material. Este

comportamento foi observado para todas as condições de usinagem, a seco e com emulsão, independente da micro e mesogeometria da ferramenta.

Figura 65 – Perfil de dureza por microindentação para as condições OF e RE, a seco, fim do furo.



Fonte: O autor.

Devido às limitações da norma de medição quanto à distância entre indentações e à borda, NBR NM ISO 6507-1, as medidas não foram realizadas próximas às regiões de maiores deformações e, desse modo, não apresentaram variações significativas.

Griffiths (2001) aponta que deformações plásticas em condições de usinagem dominadas pelas severidades mecânicas, a dureza aumenta constantemente desde a base do material até a superfície, ao passo que processos dominados pelas severidades térmicas, este não é necessariamente o caso. O autor aponta que, caso as temperaturas do processo superem as temperaturas de revenimento do material, a região da subsuperfície tende a sofrer uma redução de dureza. A presença de fluido nessas condições faz com que somente a superfície tenha um aumento da dureza.

Belluco e Chiffre (2002) observaram na furação de um aço inoxidável 316 que as maiores deformações obtidas impactaram em maiores durezas na borda do furo e conseqüentemente, maior profundidade da camada com dureza alterada.

Devillez et al. (2011), observou no torneamento de uma liga de Inconel 718 que o perfil de dureza por microindentação obtido foi maior para as condições com maiores deformações, corroborando com os resultados anteriores. As profundidades de deformações obtidas pelos autores coincidiram com a região aonde a dureza mensurada se aproximava do material base. Ainda, os autores associaram as elevadas tensões residuais na borda, de natureza compressiva, com a elevada dureza obtida para a mesma região.

## 5 CONCLUSÕES

Na aplicação dos tratamentos de superfícies propostos, a ferramenta na condição de acabamento por arraste (AA) apresentou o maior ganho no que se refere à redução de micro-defeitos no gume. Para a rugosidade e textura na face da ferramenta, a ferramenta com polimento com cerdas abrasivas (POL) apresentou a superfície mais homogênea.

Na avaliação da rugosidade da peça, as condições AA e POL apresentaram os menores valores, a seco. Foi observada nas condições OF e RE presença de material aderido no início do furo, que elevou os valores de rugosidade para essas condições. A rugosidade para a condição com emulsão não mostrou variações significativas para as condições AA, POL e RE, que apresentou os menores valores em comparação à seco. Entretanto, a condição OF apresentou um aumento significativo da rugosidade.

Na avaliação da camada afetada, o principal fenômeno observado na borda do furo foi a deformação plástica. A menor espessura de camada afetada para o início do furo, a seco, foi detectada para a condição OF. Já para o fim do furo, as deformações para a condição OF foram superiores. As deformações mensuradas para a condição com emulsão apresentaram resultados similares para quase todas as condições testadas, tanto para o início quanto para o fim. As variações foram observadas para a condição OF, início do furo que apresentou os menores valores de deformação. Foi observado uma forte relação entre os valores de deformação plástica e os valores de temperatura mensurados, relacionando assim a influência da temperatura na espessura das deformações plásticas.

Na avaliação da dureza por microindentação não foi observado nenhuma variação das medições para as condições ensaiadas, tanto para emulsão quanto para a condição a seco.

O tratamento que obteve as menores alterações sobre a integridade superficial foi o polimento com cerdas abrasivas, seguido pelo acabamento por arraste. A condição com emulsão apresentou as menores alterações na integridade superficial.

## **6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**

Realização de polimento das ferramentas através do processo de acabamento por arraste, utilizando meios com grãos abrasivos para esta finalidade.

Medição dos esforços durante a furação, principalmente do momento torsor, a fim de avaliar sua relação com as deformações plásticas e com a dureza por microindentação.

Realizar medições de dureza na borda do furo, com escalas nanométricas, a fim de quantificar melhor a relação da dureza com as deformações plásticas.

Realizar ensaios de vida das ferramentas, comparando os parâmetros operacionais com o desgaste apresentado pelas mesmas.

Avaliação das tensões residuais da superfície geradas por ferramentas com diferente tratamentos de superfície.

## REFERÊNCIAS

- ABELE, E.; FUJARA, M. Simulation-based twist drill design and geometry optimization. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, n. 59, p. 145-150, 2010.
- ABUKHSHIM, N.A.; MATIVENGA, P.T.; SHEIKH, M.A. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n. 46, p. 782–800, 2006.
- Al-ZKERI, I.; RECH, J.; ALTAN, T.; HAMDI, H.; VALIORGUE, F. Optimization of the cutting edge geometry of coated carbide tools in dry turning of steels using a finite element analysis. **Machining Science and Technology**, n. 13, p. 36-51, 2009.
- ARUNACHALAM, R.M.; MANNAN, M.A.; SPOWAGE, A.C. Surface integrity when machining age hardened Inconel 718 with coated carbide cutting tools. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n. 44, p. 1481-1491, 2004.
- ASM Metals Handbook: **Mechanical Testing and Evaluation**, n. 8, ASM International, 2004a.
- ASM Metals Handbook: **Properties and Selection: Irons Steels and High Performance alloys**, n. 1, ASM International, 2004b.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6175**: Processos mecânicos de usinagem. Rio de Janeiro, 1971.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR NM ISO 6507-1**: Materiais metálicos - Ensaio de dureza Vickers. Parte 1: Método de ensaio. Rio de Janeiro, 2008.
- AXINTE, D.A.; DEWES, R.C. Surface integrity of hot work tool steel after high speed milling-experimental data and empirical models. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 127, p.325-335, 2002.
- BAGCI, E.; OZCELIK, B. Effects of different cooling conditions on twist drill temperature. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, n. 34, p. 867-877, 2007.
- BAGCI, E.; OZCELIK, B. Investigation of the effect of drilling conditions on the twist drill temperature during step-by-step and continuous dry drilling. **Materials and Design**, n. 27, p. 446–454, 2006.
- BASAVARAJAPPA, S.; CHANDRAMOHAN, G.; PRABU, M. MUKUND, K.; ASHWIN, M. Drilling of hybrid metal matrix composites—Workpiece surface integrity. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n. 47, p. 92–96, 2007.
- BASSETT, E.; KÖHLER, J.; DENKENA, B. On the honed cutting edge and its side effects during orthogonal turning operations of AISI1045 with coated WC-Co inserts. **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology**, n. 5, p. 108–126, 2012.
- BELLUCO, W.; CHIFFRE, L.D. Surface integrity and part accuracy in reaming and tapping stainless steel with new vegetable based cutting oils. **Tribology International**, n. 35, p. 865-870, 2002.

BETHKE, J. **Surface Technology in Production Engineering**, ed., 1995.

BIERMANN, D.; HEILMANN, M.; KIRSCHNER, M. Analysis of the Influence of Tool Geometry on Surface Integrity in Single-lip Deep Hole Drilling with Small Diameters. **Procedia Engineering**, n. 19, p. 16 - 21, 2011.

BIERMANN, D.; TERWEY, I. Cutting edge preparation to improve drilling tools for HPC processes, **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology**, n. 1, 76-80, 2008.

BIERMANN, D.; WOLF, M.; ASSMUTH, R. Cutting edge preparation to enhance the performance of single lip deep hole drills. **Procedia CIRP**, n. 1, p.172 – 177, 2012.

BOUZAKIS, K.-D.; GERARDIS, S.; KATIRTZOGLU, G.; MAKRIMALLAKIS, S.; BOUZAKIS, A.; CREMER, R.; FUSS, H.-G. Application in milling of coated tools with rounded cutting edges after the film deposition. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, n. 58, 61-64, 2009a.

BOUZAKIS, K.-D.; SKORDARIS, G.; MIRISIDIS, I.; MESOMERIS, G.; MICHAILEDIS, N.; PAVLIDOU, E.; ERKENS, G. Micro-blasting of PVD Films, an Effective Way to Increase the Cutting Performance of Coated Cemented Carbide Tools. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, n. 54, p. 95-98, 2005b.

BOUZAKIS, K.-D.; SKORDARIS, G.; MIRISIDIS, I.; MICHAILEDIS, N.; MESOMERIS, G.; PAVLIDOU, E.; ERKENS, G. Cutting performance improvement through micro-blasting on well-adherent PVD films on cemented carbide inserts. **Surface & Coatings Technology**, n. 200, p. 1879 – 1884, 2005a.

BOUZAKIS, K.-D.; GERARDIS, G.; SKORDARIS, G.; KATIRTZOGLU, G.; MAKRIMALLAKIS, S.; KLOCKE, F.; BOUZAKIS, E. Effect of dry micro-blasting on PVD-film properties, cutting edge geometry and tool life in milling. **Surface & Coatings Technology**, n.204, p. 1081–1086, 2009b.

BOUZAKIS, K.-D.; MICHAILEDIS, N.; SKORDARIS, G.; BOUZAKIS, E.; BIERMANN, D.; M'SAOUBI, R. Cutting with coated tools: Coating technologies, characterization methods and performance optimization. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, n. 61:2, 703-723, 2012.

BOUZAKIS, K.-D.; MICHAILEDIS, N.; SKORDARIS, G.; KOMBOGIANNIS, S.; HADJIYIANNIS, S.; EFSTATHIOU, K.; ERKENS, G.; RAMBADT, S.; WIRTH, I. Effect of the Cutting Edge Radius and its Manufacturing Procedure, on the Milling Performance of PVD Coated Cemented Carbide Inserts. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, n. 51:1, p. 61-64, 2002.

BOUZAKIS, K.-D.; MICHAILEDIS, N.; SKORDARIS, G.; KOMBOGIANNIS, S.; HADJIYIANNIS, S.; EFSTATHIOU, K.; PAVLIDOU, E.; ERKENS, G.; RAMBADT, S.; WIRTH, I. Optimization of the cutting edge roundness and its manufacturing procedures of cemented carbide inserts, to improve their milling performance after a PVD coating deposition. **Surface and Coatings Technology**, n.163 –164, p. 625–630, 2003.

BOUZAKIS, K.-D.; MICHAILEDIS, N.; VIDAKIS, N.; EFSTATHIOU, K.; LEYENDECKER, T.; ERKENS, G.; WENKE, R.; FUSS, H.-G. Optimization of the cutting

edge radius of PVD coated inserts in milling considering film fatigue failure mechanisms. **Surface and Coatings Technology**, n. 133-134, p. 501-507, 2000.

BRANDÃO, L.C.; COELHO, R.T.; RODRIGUES, A.R. Experimental and theoretical study of Workpiece temperature when end milling hardened steels using (TiAl)N-coated and PcBN-tipped tools. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 199:1-3, p. 234-244, 2008.

CALLISTER, W. D. **Ciência e engenharia de materiais: uma introdução**. 7.ed. Rio de Janeiro: LTC, 705 p, c2008.

CHANG, C.S. Prediction of the cutting temperatures of stainless steel with chamfered main cutting edge tools. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 190:1-3, p. 332-341, 2007.

CHE-HARON, C.H.; JAWAID, A. The effect of machining on surface integrity of titanium alloy Ti-6% Al-4% V. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 166:2, p. 188-192, 2005.

CHEN, L.; EL-WARDANY, T.I.; NASR, M.; ELBESTAWI, M.A. Effects of Edge Preparation and Feed when Hard Turning a Hot Work Die Steel with Polycrystalline Cubic Boron Nitride Tools. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, n. 55:1, p.89-92, 2006.

CHEN, W.C. Effect of the cross-sectional shape design of a drill body on drill temperature distributions. **International Communications in Heat and Mass Transfer**, n. 23:3, p. 355-366, 1996.

CHEUNG, F.Y. ; ZHOU, Z.F.; GEDDAM, A.; LI, K.Y. Cutting edge preparation using magnetic polishing and its influence on the performance of high-speed steel drills. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 208, p. 196-204, 2008.

CHUNG, S.C. Temperature estimation in drilling processes by using an observer. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n. 45, 1641-1641, 2005.

COELHO, R.T.; SILVA, L.R.; BRAGHINI, A.; BEZERRA, A.A. Some effects of cutting edge preparation and geometric modifications when turning INCONEL 718 at high cutting speeds. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 148, p. 147-153, 2004.

COSTA, E. S.; MACHADO, A. R.; ROSA, S. N.; SOUSA Jr., E. A. Qualidade dos furos usinados com diferentes métodos de lubrificação e refrigeração. **Máquinas e Metais**, n. 484, p. 140-161, 2006.

DABADE, U. A.; JOSHI, S. S.; BALASUBRAMANIAM, R.; BHANUPRASAD, V. V. Surface finish and integrity of machined surfaces on Al/SiCp composites. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 192-193, p. 166-174, 2007.

DAVIES, M.A.; UEDA, T.; M'SAOUBI, R.; MULLANY, B.; COOKE, A.L. On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, n. 56:2, p.581-604, 2007.

DENKENA, B.; KOEHLER, J.; REHE, M. Influence of the Honed Cutting Edge on Tool Wear and Surface Integrity in Slot Milling of 42CrMo4 Steel. **Procedia CIRP**, n. 1, p. 190 - 195, 2012.

DEONÍSIO, C.C.C. **Estudo do Fresamento do Aço D2 endurecido em Altas Velocidades de Corte**. Tese de Doutorado, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 248 f., Campinas, 2004.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG . **DIN 6537**: Solid-hardmetall twist drills with stepped parallel shank; dimensions. Alemanha, 1993.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG. **DIN 1412**: Twist drills made of high-speed steel - shapes of points. Alemanha, 2001.

DEVILLEZ, A.; LE COZ, G.; DOMINIAK, S.; DUDZINSKI, D. Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 211, 1590-1598, 2011.

DHAR, N. R.; AHMED, M. T.; ISLAM, S. An experimental investigation on effect of minimum quantity lubrication in machining AISI 1040 steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 47, p. 748-753, 2007.

ERTUNC, H.M.; OYSU, C. Drill wear monitoring using cutting force signals. **Mechatronics**, n.14, 533-548, 2004.

FANG, F.Z.; WU, H.; LIU, X.D.; LIU, Y.C. Tool geometry study in micromachining. **Journal of Micromechanics and Microengineering**, n. 13, p. 726-731, 2003.

FANG, N.; WU, Q. The effects of chamfered and honed tool edge geometry in machining of three aluminum alloys. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, n. 45, p. 1178-1187, 2005.

FARIAS, A. **Análise da tensão residual e integridade superficial no processo de torneamento em materiais endurecidos no aço ABNT 8620 cementado**. Dissertação de Mestrado. Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2009.

FARID, A.A.; SHARIF, S.; IDRIS, M.H. Surface integrity study of high-speed drilling of Al-Si alloy using HSS drill. **Proceedings of the Institution of Mechanical Manufacture Engineers, Part B: Journal of Engineering**, n. 225(9), 2011.

FIELD, M. Surface integrity - A new requirement for improving reliability of aerospace hardware. **Proceedings of the 18th Annual National SAMPE Symposium**, Los Angeles, California, 1973.

GONÇALVEZ, A.M. **Usinabilidade do carbeto de tungstênio no torneamento com ferramenta de diamante**. Dissertação de Mestrado, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, SP. 124 p., 2009.

GRIFFITHS, B., **Manufacturing Surface Technology**. London: Penton Press, 2001.

GUIBERT, N.; PARIS, H.; RECH, J.; CLAUDIN, C. Identification of thrust force models for vibratory drilling. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n. 49, p. 730-738, 2009.

- HAMADE, R.F.; SEIF, C.Y.; ISMAIL, F. Extracting cutting force coefficients from drilling experiments. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n. 46, p. 387–396, 2006.
- HEO, J.Y.; CHO, S.H.; JE, T.J.; KIM, K.H.; LEE, H.W.; KANG, M.C. Effects of honing treatment on AlP-TiN and TiAlN coated end-mill for high speed machining. **Transactions of Nonferrous Metals Society of China**, n. 21, p. 83-87, 2011.
- HUANG, S.N.; TAN, K.K.; WONG, Y.S.; DE SILVA, C.W.; GOH, H.L.; TAN, W.W. Tool wear detection and fault diagnosis based on cutting force monitoring. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n. 47, p. 444-451, 2007.
- HUANG, W.; JIANG, L.; ZHOU, C.; WANG, X. The lubricant retaining effect of micro-dimples on the sliding surface of PDMS. **Tribology International**, n. 52, p. 87-93, 2012.
- HUGHES, J.I.; SHARMAN, A.R.C.; RIGDWAY, K. The effect of tool edge preparation on tool life and workpiece surface integrity. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, n. 218, 2004.
- JAVIDI, A.; RIEGER, U.; EICHLSEDER, W. The effect of machining on the surface integrity and fatigue life. **International Journal of Fatigue**, n. 30: 10–11, p. 2050-2055, 2008.
- JAWAHIR, I.S.; BRINKSMEIER, E.; M'SAOUBI, R.; ASPINWALL, D.K.; OUTEIRO, J.C.; MEYER, D.; UMBRELLO, D.; JAYAL, A.D. Surface integrity in material removal processes: Recent advances. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, n. 60:2, p. 603-626, 2011.
- KALIDAS, S.; DEVOR, R.E.; KAPOOR, S.G. Experimental investigation of the effect of drill coatings on hole quality under dry and wet drilling conditions. **Surface and Coatings Technology**, n. 148: 2–3, p. 117-128, 2001.
- KARABAY, S. Performance testing of a constructed drilling dynamometer by deriving empirical equations for drill torque and thrust on SAE 1020 steel. **Materials and Design**, n. 28, 1780-1793, 2007.
- KARPUSCHEWSKI, B.; BYELYAYEV, O.; MAIBORODA, V.S. Magneto-abrasive machining for the mechanical preparation of high-speed steel twist drills. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, n. 58, 295-298, 2009.
- KE, F.; NI, J.; STEPHENSON, D.A. Continuous chip formation in drilling. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n. 45, p. 1652–1658, 2005.
- KIM, K.W.; LEE, W.Y.; SIN, H.C. A finite-element analysis of machining with the tool edge considered. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 86, 45–55, 1999.
- KOMANDURI, R.; HOU, Z.B. A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology. **Tribology International**, n. 34, p. 653–682, 2001.
- KÖNIG, W.; KLOCKE, F. **Fertigungsverfahren Band 1: Drehen, Fräsen, Bohren**.6. Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 1997.

KWONG, J.; AXINTE, D.A.; WITHERS, P.J.; HARDY, M.C. Minor cutting edge–workpiece interactions in drilling of an advanced nickel-based superalloy. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n. 49, p. 645–658, 2009.

LAUDO TÉCNICO UCS. **Laudo de avaliação da composição química e dureza do material ABNT P20**, 2012.

LI, R.; SHIH, A.J. Spiral point drill temperature and stress in high-throughput drilling of titanium. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, n. 47:12–13, p. 2005–2017, 2007.

LÓPEZ DE LACALLE, L.N.; FERNÁNDEZ, A.; OLVERA, D.; LAMIKIZ, A.; OLVERA, D.; RODRÍGUEZ, C. ELIAS, A. Monitoring deep twist drilling for a rapid manufacturing of light high-strength parts. **Mechanical Systems and Signal Processing**, n. 25, 2745–2752, 2011.

LU, C. Study on prediction of surface quality in machining process. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 205:1–3, p. 439–450, 2008.

LUCCA, D.A.; BRINKSMEIER, E.; GOCH, G. Progress in Assessing Surface and Subsurface Integrity. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, n. 47:2, p. 669–693, 1998.

MACHADO, A.R.; RIBEIRO, L.O.; SILVA R.B. Comportamento da temperatura na interface cavaco-ferramenta sob diferentes condições de corte. **Anais do 7º Colóquio de Usinagem, Uberlândia, MG**, 2001.

MANJUNATHAIAH, J.; ENDRES, W.J. A new model and analysis of orthogonal machining with an edge-radiused tool. **Transactions of the ASME**, n. 122, pp. 384–390, 2000.

MATSUMURA, T.; HORI, I.; SHIRAKASHI, T. Analysis of cutting temperature in drilling process. **International Journal of Material Forming**, n. 3, p. 499–502, 2010.

MELO, A.C.A.; VIANA, R.; BARBOSA, F.Q.; MACHADO, A.R., Investigação experimental da temperatura de usinagem no fresamento de topo com a variação da velocidade de corte e da penetração de trabalho. **Anais do 9º Colóquio de Usinagem, Uberlândia, MG** 2003.

MERCHANT, M.E. Mechanics of the metal cutting process: orthogonal cutting and the type two chip. **Journal of Applied Physics**, n. 16, p.267–275, 1945.

MURAKAWA, M.; TAKEUCHI, S.; ALAHELISTEN, A.; KASUGAI, M. An efficient mechanical polishing method for diamond-coated inserts and testing of their performance. **Surface and Coatings Technology**, n. 86–87, p. 686–691, 1996.

NAVAS, V.G.; FERRERES, I.; MARAÑÓN, J.A.; GARCIA-ROSALES, C.; SEVILLANO, J.G. Electro-discharge machining (EDM) versus hard turning and grinding – Comparison of residual stresses and surface integrity generated in AISI O1 tool steel, **Journal of Materials Processing Technology**, n. 195, p.186–194, 2008.

NAYEBI, A.; MAUVOISIN, G.; VAGHEFPOUR, H. Modeling of twist drills wear by a temperature-dependent friction law. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 207, p. 98–106, 2008.

NICOLA, G.L. **Análise de superfícies fresadas por diferentes estratégias em aço AISI H13 endurecido**. Dissertação de Mestrado, Universidade de Caxias do Sul, RS, 137p, 2008.

NICOLA, G.L.; MISSELL, F.P.; ZEILMANN, R.P. Surface quality in milling of hardened H13 steel. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, n. 49, p. 53-62, 2010.

OLIVEIRA, J.M. **Caracterização da Integridade de Superfícies Usinadas para produção de moldes e matrizes**. Dissertação de Mestrado, Universidade de Caxias do Sul, RS, 110p, 2006.

OTEC. **Edge Rounding and Polishing of Tools**. Apresentação, 2008.

OVERHOLSER, R.W.; STANGO, R.J.; FOURNELLE. Morphology of metal surface generated by nylon/abrasive filament brush. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n. 43, pp. 193–202, 2003.

OZCELIK, B.; BAGCI, E. Experimental and numerical studies on the determination of twist drill temperature in dry drilling: A new approach. **Materials & Design**, n. 27: 10, p. 920-927, 2006.

ÖZEL, T.; HSU, T.-K.; ZEREN, R. Effect of cutting edge geometry, workpiece hardness, feed rate and cutting speed on surface roughness and forces in finish turning of hardened AISI H13 steel. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, n. 25, p. 262-269, 2005.

PASHOVKIN, S.A. Actual Contact Area and Frictional Coefficient of the Drill Guides and the Hole in Deep Drilling. **Russian Engineering Research**, n. 29:4, p. 383-387, 2009.

PAWADE, R.S.; JOSHI, S.S.; BRAHMANKAR, P.K. Effect of machining parameters and cutting edge geometry on surface integrity of high-speed turned Inconel 718. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n. 48, p. 15–28, 2008.

PU, Z.; OUTEIRO, J.C.; BATISTA, A.C.; DILLON, O.W.; PULEO, D.A.; JAWAHIR, I.S. Surface integrity in dry and cryogenic machining of AZ31B MG alloy with varying cutting edge radius tools. **Procedia Engineering**, n. 19, p. 282 - 287, 2011.

RANGANATH, S.; CAMPBELL, A.B.; GORKIEWICZ, D.W. A model to calibrate and predict forces in machining with honed cutting tools or inserts. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, n. 47:5, p. 820-840, 2007.

RECH, J. Influence of cutting tool coatings on the tribological phenomena at the tool–chip interface in orthogonal dry turning. **Surface & Coatings Technology**, n. 200, p.5132-5139, 2006.

RECH, J.; YEN, Y.C.; SCHAFF, M.J.; HAMDY, H.; ALTAN, T.; BOUZAKIS, K.D. Influence of cutting edge radius on the wear resistance of PM-HSS milling inserts. **Wear**, n. 259, p.1168–1176, 2005.

RISSE, K. **Einflüsse von Werkzeugdurchmesser und Schneidkantenverrundung beim Bohren mit Wendelbohrern in Stahl**. Dissertação de Mestrado, RWTH Aachen, Aachen, 153p., 2006.

RODRIGUEZ, C.J.C. **Cutting edge preparation of precision cutting tools by applying micro-abrasive jet machining and brushing**. Tese de Doutorado, Universidade de Kassel, Alemanha. 205 p., 2009.

ROSARIO, J.F.A. **Avaliação da integridade da superfície no torneamento de um ferro fundido nodular com carboneto**. Dissertação de Mestrado, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, SP, 138p, 2006.

SADAT, A.B.; REDDY, M.Y.; WANG, B.P. Plastic deformation analysis in machining of inconel-718 nickel-base superalloy using both experimental and numerical methods. **International Journal of Mechanical Sciences**, n. 33:10, p. 829-842, 1991.

SAMBHAV, K.; TANDON, P.; DHANDE, S.G. Geometric modeling and validation of twist drills with a generic point profile. **Applied Mathematical Modeling**, n. 36, p. 2384–2403, 2012.

SATO, M.; UEDA, T.; TANAKA, H. An experimental technique for the measurement of temperature on CBN tool face in end milling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, n. 47:14, p. 2071-2076, 2007.

SCHWACH, D.W.; GUO, Y.B. A fundamental study on the impact of surface integrity by hard turning on rolling contact fatigue. **International Journal of Fatigue**, n. 28, p.1838-1844, 2006.

SEEMIKERI, C.Y.; BRAHMANKAR, P.K.; MAHAGAONKAR, S.B. Investigations on surface integrity of AISI 1045 using LPB tool. **Tribology International**, n. 41, p.724–734, 2008.

SHARMAN, A.R.C.; AMARASINGHE, A.; RIDGWAY, K. Tool life and surface integrity aspects when drilling and hole making in Inconel 718. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 200, p.424–432, 2008.

SHATLA, M.; KERK, C.; ALTAN, T. Process modeling in machining. Part I: determination of flow stress data. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n. 41, p. 1511–1534, 2001.

SHEN, Q.; LEE, T.C.; LAU, W.S. A finite-element analysis of temperature distributions in spade drilling. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 66:1–3, p. 112-122, 1997.

SONG, X. **Modeling residual stresses and deformation in metal at different scales**. Tese de Doutorado, Universidade de Oxford, Inglaterra, 201 p., 2010.

STEMMER, C.E. **Ferramentas de Corte**, 6 ed. 2 v., Florianópolis, UFSC, 2005.

STEPIEN, P. Micro-geometrical characteristics of the cutting edge as the intersection of two rough surfaces. **Wear**, n. 269, p. 249 – 261, 2010.

TAI, B.L.; JESSOP, A.J.; STEPHENSON, D.A.; SHIH, A.J. Workpiece thermal distortion in minimum quantity lubrication deep hole drilling — finite element modeling and experimental validation. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, n. 134, 2012.

TEIXEIRA, C.R. **Benefícios ecológicos da redução e eliminação de fluidos de corte nos processos de usinagem com ferramentas de geometria definida.** Tese de Doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC, 255 p., 2001.

THIELE, J.F.; MELKOTE, S. Effect of cutting edge geometry and workpiece hardness on surface generation in the finish hard turning of AISI 52100 steel. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 94, p. 216-226, 1999.

TURKOVICH, B.F.; FIELD, M. Survey on Material Behaviour in Machining. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, n. 30, p. 533-540, 1981.

UEDA, T.; NOZAKI, R.; HOSOKAWA, A. Temperature Measurement of Cutting Edge in Drilling -Effect of Oil Mist-. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, n. 56:1, p. 93-96, 2007.

ULUTAN, D.; OZEL, T. Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n. 51, p.250–280, 2011.

VASHISTA, M.. PAUL, S. Correlation between surface integrity of ground medium carbon steel with Barkhausen Noise parameters and magnetic hysteresis loop characteristics. **Materials & Design**, n. 30:5, p. 1595-1603, 2009.

VERNAZA-PEÑA, K.M.; MASON, J.J.; LI, M. Experimental study of the temperature field generated during orthogonal machining of an aluminum alloy. **Experimental Mechanics**, n. 42:2, p. 221-229, 2002.

WALTER. **Catálogo Geral de ferramentas**, 2012.

WATSON, A.R. Drilling model for cutting lip and chisel edge and comparison of experimental and predicted results. I — initial cutting lip model. **International Journal of Machine Tool Design and Research**, n. 25:4, p. 347-365, 1985a.

WATSON, A.R. Geometry of drill elements. **International Journal of Machine Tool Design and Research**, n. 25:3, p. 209-227, 1985b.

WEINERT, K. **Trockenbearbeitung und Minimalmengenkuehlschmierung.** Berlin: Springer-Verlag, 1999.

WHITEHOUSE, D.J. **Surfaces and their measurement.** London: Hermes Penton Science, 2000.

WU, J.; HAN, R.D. A new approach to predicting the maximum temperature in dry drilling based on a finite element model. **Journal of Manufacturing Processes**, n. 11, p.19-30, 2009.

WYATT, J.E.; BERRY, J.T. A new technique for the determination of superficial residual stresses associated with machining and other manufacturing processes. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 171, p.132–140, 2006.

YALDIZ, S.; ÜNSAÇAR, F. A dynamometer design for measurement the cutting forces on turning. **Measurement**, n. 39, p. 80–89, 2006.

YILDIZ, Y.; NALBANT, M. A review of cryogenic cooling in machining processes. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, n. 48, p. 947-964, 2008.

YUSSEFIAN, N.Z.; KOSHY, P.; BUCHHOLZ, S.; KLOCKE, F. Electro-erosion edge honing of cutting tools. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, n. 59, p. 215–218, 2010.

ZEILMANN, R. P.; CALZA, D. C.; XAXIER, E. B. Influência das condições de aplicação de fluido lubrificante sobre a qualidade superficial para o processo de furação. **Anais do 17º Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais**. Foz do Iguaçu, 2006.

ZEILMANN, R.P.; NICOLA, G.L.; VACARO, T.; TEIXEIRA, C.R.; HEILER, R. Implications of the reduction of cutting fluid in drilling AISI P20 steel with carbide tools. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, n. 58, p. 431 - 441, 2012.

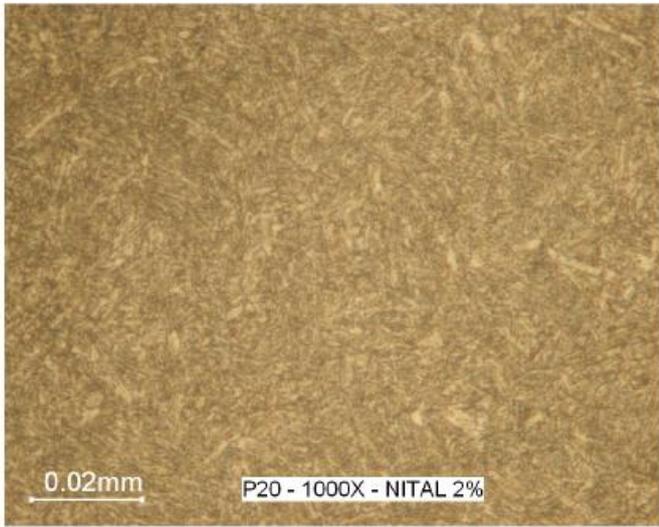
ZEILMANN, R.P.; VACARO, T.; REIS, E.S.; WESTPHAL, C.J. Desempenho de fresas de aço-rápido após tratamento superficial. **Anais do 7º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, Itatiaia, RJ, 2013.

ZHOU, Y.; WANG, T. The simulation of the influence of honed edge radius on the maximum temperature in drilling 42CrMo with K-Grade Carbide drill bit. **Advanced Materials Research**, n. 399 - 401, p. 1848 - 1851, 2012.

## ANEXO A – LAUDO TÉCNICO DO MATERIAL UTILIZADO NOS ENSAIOS

O laudo técnico metalográfico do material usinado é mostrado na figura 66.

Figura 66 – Laudo técnico do material.

	<b>LAUDO DE SERVIÇOS</b>	
Cliente: Grupo de Usinagem - GUS		
Endereço: UCS - Bloco D		
Cidade: Caxias do Sul - RS		
Natureza do Trabalho:	<b>ANÁLISE METALOGRÁFICA</b>	Data: 16/11/12
<b>Identificação do material:</b> Aço P20		
<b>RESULTADOS:</b>		
<b>Microestrutura:</b> O aço foi temperado e revenido a uma temperatura de aproximadamente 600° C. A dureza varia de 35 a 36 HRC. Apresenta na sua composição martensita revenida (em marrom) no fundo, ferrita (cor branca) e cementita esferoidal.		
<b>Observação:</b> Os resultados foram obtidos a partir da análise com ampliação óptica de 1000x e 500x das seções da amostra devidamente polida e atacada com Nital 2% e Teepol, respectivamente.		
<b>NORMAS ADOTADAS:</b> NBR 8108: Ataque com reativos metalográficos em ligas ferrosas. NBR 13284: Preparação de corpos de prova para análises metalográficas. ASTM E-112: Determinação de tamanho de grãos austeníticos.		
		
<small>NOTA: Os resultados contidos neste documento têm significação restrita e se aplicam somente às amostras ensaiadas.</small>		

Fonte: LAUDO TÉCNICO UCS (2012)

Figura 66 (Continuação)

 UCS	<b>LAUDO DE SERVIÇOS</b>
Cliente: Grupo de Usinagem - GUS	
Endereço: UCS - Bloco D	
Cidade: Caxias do Sul - RS	
Natureza do Trabalho:	Data:
<b>ANÁLISE METALOGRAFICA</b>	16/11/12
 P20_TEEPOL_500X      0.05mm	
<small>NOTA: Os resultados contidos neste documento têm signifição restrita e se aplicam somente às amostras ensaiadas.</small>	

## ANEXO B – EQUIPAMENTOS

Os equipamentos e máquinas utilizados durante os ensaios e após as análises são observados nas figuras 67 a 73.

Figura 67 – Centro de usinagem utilizado nos ensaios.



Fonte: O autor.

Figura 68 – Equipamentos utilizados para caracterizar a superfície usinada.



Fonte: O autor.

Figura 69 – Conjunto de equipamentos do sistema de aquisição da temperatura.



Fonte: O autor.

Figura 70 – Equipamento DF-3 Tool.

	<b>DF3</b>
Profundidade máxima de imersão	250 mm
Conectores para pinça	3
Diâmetro máximo da peça	250 mm
Máximo carregamento na pinça	15 kg
Interfaces adaptadoras para pinças 4/6	12/18
Máximos diâmetros para adaptadores de 4/6	85 mm 55 mm
Motor adicional	opcional
Voltagem de conexão	400 V
Potência requerida dependendo da configuração	2 – 3 kW

Fonte: OTEC (2008).

Figura 71 – Retífica CNC utilizado para reafiação das ferramentas.



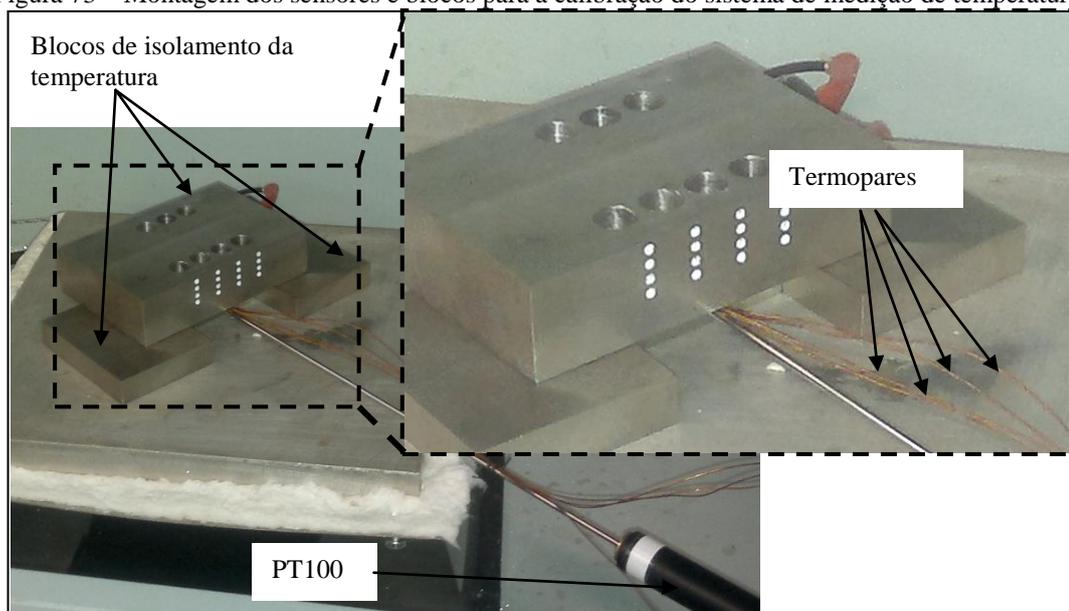
Fonte: O autor.

Figura 72 – Processo de acabamento por arraste das ferramentas a serem utilizadas no ensaio.



Fonte: O autor.

Figura 73 – Montagem dos sensores e blocos para a calibração do sistema de medição de temperaturas.

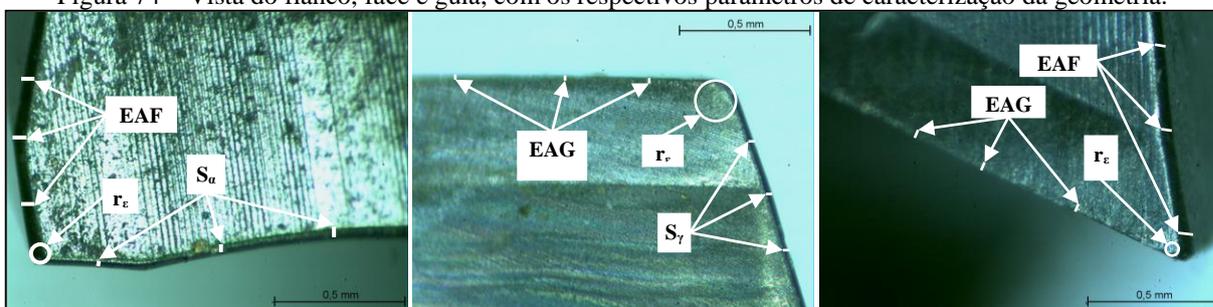


Fonte: O autor.

## ANEXO C – CARACTERIZAÇÃO DAS FERRAMENTAS PÓS TRATAMENTO DE SUPERFÍCIES

Com auxílio de imagens obtidas por microscopia óptica, as diferentes condições de ferramenta foram caracterizadas conforme 5 parâmetros: raio de quina ( $r_\epsilon$ ); espessura de arredondamento da face externa ao flanco (EAF); arredondamento do gume visto do flanco ( $S_\alpha$ ); arredondamento do gume visto da face ( $S_\gamma$ ); arredondamento da guia da ferramenta EAG; e fator K, que é calculado pela razão entre  $S_\gamma$  e  $S_\alpha$ . A figura 74 apresenta a posição de medição desses parâmetros.

Figura 74 – Vista do flanco, face e guia, com os respectivos parâmetros de caracterização da geometria.



Fonte: O autor.

Os valores foram mensurados através da utilização de um software de medição por imagens. Para cada condição foram obtidos valores em termos de média, desvio padrão e incerteza para quatro ferramentas, e podem ser observados na tabela 5.

Tabela 5 – Parâmetros mensurados para o flanco, face e guia das ferramentas, de acordo com a geometria.

Condição broca		Região									K ( $S_\gamma/S_\alpha$ ) mm/mm
		Flanco			Face			Guia			
		EAF mm	$S_\alpha$ mm	$r_\epsilon$ mm	EAG mm	$S_\gamma$ mm	$r_\epsilon$ mm	EAG mm	EAF mm	$r_\epsilon$ mm	
OF	Média	0,073	0,039	0,056	-	0,029	0,101	-	0,065	0,026	0,74
	Desv. Pad	0,016	0,008	0,009	-	0,005	0,020	-	0,013	0,008	-
	Incerteza	0,004	0,002	0,004	-	0,001	0,008	-	0,003	0,003	-
RE	Média	-	-	0,019	-	-	0,013	-	-	0,012	0
	Desv. Pad	-	-	0,009	-	-	0,004	-	-	0,004	-
	Incerteza	-	-	0,003	-	-	0,001	-	-	0,001	-
POL	Média	0,007	-	0,047	0,012	0,013	0,027	0,014	-	0,016	0
	Desv. Pad	0,003	-	0,007	0,005	0,008	0,008	0,007	-	0,002	-
	Incerteza	0,001	-	0,003	0,001	0,002	0,003	0,001	-	0,001	-
AA	Média	0,043	0,031	0,116	0,028	0,027	0,126	0,031	0,029	0,048	0,90
	Desv. Pad	0,008	0,009	0,009	0,009	0,009	0,012	0,004	0,005	0,007	-
	Incerteza	0,002	0,002	0,003	0,002	0,002	0,004	0,001	0,001	0,002	-

Fonte: O autor.

## ANEXO D – CERTIFICADO DE CALIBRAÇÃO DA TERMORRESISTÊNCIA PT100

O certificado de calibração do PT100 é mostrado na figura 75.

Figura 75 - Certificado de calibração do PT100.

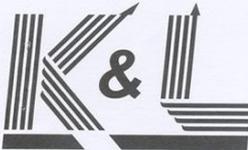
 <b>LABORATÓRIOS DE METROLOGIA</b>	RUA SOROCABA, 254 - FLORESTA - CEP 89212-210 - JOINVILLE - SANTA CATARINA FONE/FAX : (47) 3426-1712 - IE: 252.188.845 - CNPJ: 81.622.631/0001-44 www.kellab.com.br / kel.jlle@kellab.com.br	 <b>CAL 065</b>																																																
	<b>RBC - REDE BRASILEIRA DE CALIBRAÇÃO - LABORATÓRIOS DE CALIBRAÇÃO:</b> DIMENSIONAL, ELETRICIDADE, PRESSÃO, TEMPERATURA E UMIDADE, TEMPO E FREQUÊNCIA ACREDITADO PELA CGCRE DE ACORDO COM A ABNT NBR ISO/IEC 17025, SOB O NÚMERO CAL 065																																																	
<b>CERTIFICADO DE CALIBRAÇÃO Nº J022570/2012</b>		Emissão 31/05/2012																																																
<b>1. Dados do Instrumento e Solicitante:</b>																																																		
Denominação:	Termômetro com Sensor Termoresistivo PT-100																																																	
Solicitante:	FUNDAÇÃO UNIVERSIDADE DE CAXIAS DO SUL																																																	
Endereço:	RUA FRANCISCO GETULIO VARGAS, 1130 CAXIAS DO SUL-RS																																																	
Fabricante:	NÃO ENCONTRADO	Modelo: BULTERM 200																																																
Código:	PT 100/2	Número de Série: 21774																																																
Faixa de Indicação:	-199,9 à 199,9 °C	Profundidade de imersão: 300 mm																																																
Valor de uma divisão:	0,1 °C	Diâmetro do sensor: 3 mm																																																
Ficha de Acompanhamento:	69461	Comprimento do sensor: 310 mm																																																
Data de Recebimento:	16/05/2012	Data da calibração: 28/05/2012																																																
<b>2. Procedimento</b> A calibração foi realizada conforme procedimento PSQ-TEM.10 revisão 000, por comparação em um meio termostático com homogeneidade conhecida. Padrões utilizados: Multímetro Hewlett Packard modelo 34401A certificado E0300/2012 RBC/LABELO-PUCRS, válido até 02/2013; Termorresistência ECIL modelo Pt-100 certificado 10073/11 RBC/ECIL, válido até 01/2013;																																																		
"Este certificado atende os requisitos de acreditação da CGCRE/INMETRO, que avaliou a competência do laboratório e comprovou sua rastreabilidade a padrões nacionais de medida (ou ao sistema internacional de unidades - SI)"																																																		
<b>3. Tabela de Resultados</b>		Unidade : °C																																																
<table border="1"> <thead> <tr> <th>Média Obtida (Instrumento)</th> <th>Média Obtida (Padrão Utilizado)</th> <th>Erro de Medição</th> <th>Incerteza de Medição</th> <th>k</th> <th>veff</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>-29,5</td> <td>-30,41</td> <td>0,91</td> <td>0,20</td> <td>2,00</td> <td>∞</td> </tr> <tr> <td>-9,8</td> <td>-10,02</td> <td>0,22</td> <td>0,20</td> <td>2,00</td> <td>∞</td> </tr> <tr> <td>10,0</td> <td>9,86</td> <td>0,14</td> <td>0,20</td> <td>2,00</td> <td>∞</td> </tr> <tr> <td>30,0</td> <td>29,65</td> <td>0,35</td> <td>0,20</td> <td>2,00</td> <td>∞</td> </tr> <tr> <td>50,0</td> <td>49,84</td> <td>0,16</td> <td>0,20</td> <td>2,00</td> <td>∞</td> </tr> <tr> <td>100,0</td> <td>100,23</td> <td>-0,23</td> <td>0,20</td> <td>2,00</td> <td>∞</td> </tr> <tr> <td>150,0</td> <td>150,73</td> <td>-0,73</td> <td>0,20</td> <td>2,00</td> <td>∞</td> </tr> </tbody> </table>	Média Obtida (Instrumento)	Média Obtida (Padrão Utilizado)	Erro de Medição	Incerteza de Medição	k	veff	-29,5	-30,41	0,91	0,20	2,00	∞	-9,8	-10,02	0,22	0,20	2,00	∞	10,0	9,86	0,14	0,20	2,00	∞	30,0	29,65	0,35	0,20	2,00	∞	50,0	49,84	0,16	0,20	2,00	∞	100,0	100,23	-0,23	0,20	2,00	∞	150,0	150,73	-0,73	0,20	2,00	∞		
Média Obtida (Instrumento)	Média Obtida (Padrão Utilizado)	Erro de Medição	Incerteza de Medição	k	veff																																													
-29,5	-30,41	0,91	0,20	2,00	∞																																													
-9,8	-10,02	0,22	0,20	2,00	∞																																													
10,0	9,86	0,14	0,20	2,00	∞																																													
30,0	29,65	0,35	0,20	2,00	∞																																													
50,0	49,84	0,16	0,20	2,00	∞																																													
100,0	100,23	-0,23	0,20	2,00	∞																																													
150,0	150,73	-0,73	0,20	2,00	∞																																													
<b>4. Condições Ambientais e Local</b>																																																		
Local da Calibração:	K&L Laboratórios de Metrologia																																																	
Temperatura:	23 °C ± 5 °C																																																	
Umidade Relativa do Ar:	50 %ur ± 20 %ur																																																	
 JEAN FELIPE SANTANNA SIGNATÁRIO AUTORIZADO																																																		
Este certificado é válido exclusivamente para o objeto calibrado descrito nas condições específicas, não sendo extensivo a quaisquer lotes, mesmo que similares. Não é permitida a reprodução deste certificado, somente original. Certificado conferido e assinado eletronicamente.																																																		
		Pág. 1/2																																																

Figura 75 (continuação).

 <p><b>LABORATÓRIOS DE METROLOGIA</b></p>	<p>RUA SOROCABA, 254 - FLORESTA - CEP 89212-210 - JOINVILLE - SANTA CATARINA          FONE/FAX : (47) 3426-1712 - IE: 252.188.845 - CNPJ: 81.622.631/0001-44  <a href="http://www.kellab.com.br">www.kellab.com.br</a> / <a href="mailto:kel.jlle@kellab.com.br">kel.jlle@kellab.com.br</a></p>	 <p>Calibração NBR ISO/IEC 17025</p>
<p>RBC - REDE BRASILEIRA DE CALIBRAÇÃO - LABORATÓRIOS DE CALIBRAÇÃO:          DIMENSIONAL, ELETRICIDADE, PRESSÃO, TEMPERATURA E UMIDADE, TEMPO E FREQUÊNCIA          ACREDITADO PELA CGCRE DE ACORDO COM A ABNT NBR ISO/IEC 17025, SOB O NÚMERO CAL 065</p>		
<p><b>CERTIFICADO DE CALIBRAÇÃO Nº J022570/2012</b></p>		<p>Emissão 31/05/2012</p>
<p><b>5. Notas</b></p>		
<p>* A incerteza expandida de medição relatada é declarada como a incerteza padrão de medição multiplicada pelo fator de abrangência <math>k</math>, o qual para uma distribuição <math>t</math> com graus de liberdade efetivos <math>veff</math> corresponde a uma probabilidade de abrangência de aproximadamente 95%. A incerteza padrão da medição foi determinada de acordo com a publicação EA-4/02.          * Os valores de temperatura apresentados estão baseados na escala internacional de temperatura de 1990 (ITS-90).          * Erro de Medição : Diferença entre a média obtida pelo instrumento e a média obtida pelo padrão utilizado.</p>		
		
<p>Este certificado é válido exclusivamente para o objeto calibrado descrito nas condições específicas, não sendo extensivo a quaisquer lotes, mesmo que similares. Não é permitida a reprodução deste certificado, somente original. Certificado conferido e assinado eletronicamente. <span style="float: right;">Pág. 2/2</span></p>		

## ANEXO E – CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE MEDIÇÃO DE TEMPERATURA

O sistema de medição de temperatura foi calibrado a partir de uma termorresistência PT100, sendo os valores médios, desvios padrões e incertezas para as temperaturas medidas, coletadas com um tempo de estabilidade de 30 s, vide valores na tabela 6.

Tabela 6 – Valores de temperatura mensurados durante a calibração dos termopares.

PT100 [°C]		TP 1	TP 2	TP 3	TP 4
Faixa 1 = 49,9 °C	Média	50,47	50,70	50,85	50,98
	Desvio padrão	0,056	0,060	0,058	0,055
	Incerteza	0,003	0,003	0,003	0,003
	Erro [°C]	-0,57	-0,80	-0,95	-1,08
	Erro [%]	-1,15%	-1,59%	-1,91%	-2,16%
Faixa 2 = 94,0 °C	Média	95,27	94,70	96,07	95,88
	Desvio padrão	0,052	0,047	0,070	0,052
	Incerteza	0,003	0,003	0,004	0,003
	Erro [°C]	-1,27	-0,70	-2,07	-1,88
	Erro [%]	-1,35%	-0,75%	-2,20%	-2,00%
Faixa 3 = 137,1 °C	Média	139,01	137,77	140,10	139,78
	Desvio padrão	0,069	0,074	0,078	0,070
	Incerteza	0,004	0,005	0,005	0,004
	Erro [°C]	-1,91	-0,67	-3,00	-2,68
	Erro [%]	-1,39%	-0,49%	-2,19%	-1,95%
Faixa 4 = 171,8 °C	Média	173,91	171,96	175,03	174,78
	Desvio padrão	0,073	0,066	0,092	0,078
	Incerteza	0,004	0,004	0,005	0,005
	Erro [°C]	-2,11	-0,16	-3,23	-2,98
	Erro [%]	-1,23%	-0,09%	-1,88%	-1,73%

Fonte: O autor.

## ANEXO F – BATIMENTO DAS FERRAMENTAS

Os erros de batimento das ferramentas foram mensurados em duas posições distintas: na haste da ferramenta e guia das brocas. A tabela 7 apresenta os valores medidos anteriormente a cada furo realizado, para as duas etapas dos ensaios.

Tabela 7 – Valores de batimento para as ferramentas, de acordo com as etapas dos ensaios.

Etapa I (ferramentas OF e POL)				Etapa II (ferramentas RE e AA)			
Broca	Condição geometria	Batimento [ $\mu\text{m}$ ]		Broca	Condição geometria	Batimento [ $\mu\text{m}$ ]	
		Haste	Guia			Haste	Guia
a	OF	20	10	g	AA	14	10
a	OF	20	10	h	RE	20	10
b	POL	14	6	i	RE	26	20
c	POL	20	10	j	AA	22	16
d	POL	22	20	k	AA	24	4
e	POL	22	20	l	AA	18	10
f	OF	12	10	m	RE	14	10
f	OF	12	10	n	RE	24	24

Fonte: O autor.

## ANEXO G – TRATAMENTO ESTATÍSTICO DOS RESULTADOS

A análise estatística foi realizada através da análise de variância dos resultados, considerando um nível de significância  $\alpha$  de 5%. Os resultados dos tratamentos das ferramentas, rugosidade da ferramenta, rugosidade da peça, temperatura, deformações são mostrados a seguir. Para os resultados de correlação entre a temperatura e a deformação, foi utilizado a correlação de Pearson, com um nível de significância de 5%.

Os valores para a rugosidade das ferramentas podem ser observados nas tabelas 5, 6 e 7.

Tabela 8 – ANOVA para a rugosidade  $R_a$  para a ferramenta.

Variável dependente: $R_a$					
Fonte	Soma dos Quadrados	Grau de liberdade	Quadrado Médio	Teste f	Significância
Geometria	0,041	3	0,014	6,708	0,000
Erro	0,190	92	0,002		
Total	2,519	96			

Fonte: O autor.

Tabela 9 – ANOVA para a rugosidade  $R_z$  para a ferramenta.

Variável dependente: $R_z$					
Fonte	Soma dos Quadrados	Grau de liberdade	Quadrado Médio	F	Significância
Geometria	3,701	3	1,234	14,521	0,000
Erro	7,816	92	0,085		
Total	136,438	96			

Fonte: O autor.

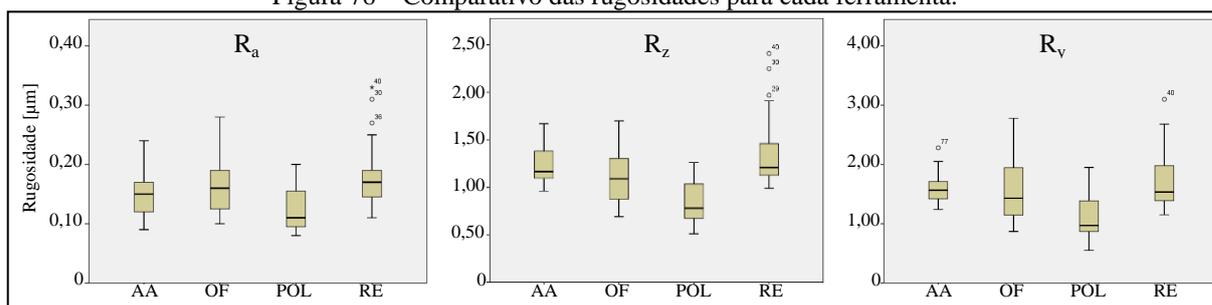
Tabela 10 – ANOVA para a rugosidade  $R_y$  para a ferramenta.

Variável dependente: $R_y$					
Fonte	Soma dos Quadrados	Grau de liberdade	Quadrado Médio	Teste f	Significância
Geometria	5,257	3	1,752	10,136	0,000
Erro	15,907	92	,173		
Total	233,490	96			

Fonte: O autor.

A figura 76 apresenta um comparativo dos resultados de rugosidade para as ferramentas via gráficos tipo *box-plot*.

Figura 76 – Comparativo das rugosidades para cada ferramenta.



Fonte: O autor.

De modo a observar as relações entre a rugosidade, a tabela 11 apresenta a análise de variância para a rugosidade média  $R_a$ , comparando início e fim do furo, a seco.

Tabela 11 – ANOVA para a rugosidade  $R_a$  para o furo usinado, a seco.

Variável dependente: Rugosidade $R_a$					
Fonte	Soma dos Quadrados	Grau de liberdade	Quadrado Médio	Teste f	Significância
Geometria	9,036	3	3,012	7,651	,001
Profundidade	3,768	1	3,768	9,570	,005
Geometria * Profundidade	13,898	3	4,633	11,768	,000
Erro	9,448	24	,394		
Total	124,130	32			

Fonte: O autor.

Os valores para a rugosidade médios  $R_a$ , considerando a furação com emulsão, podem ser observados na tabela 12.

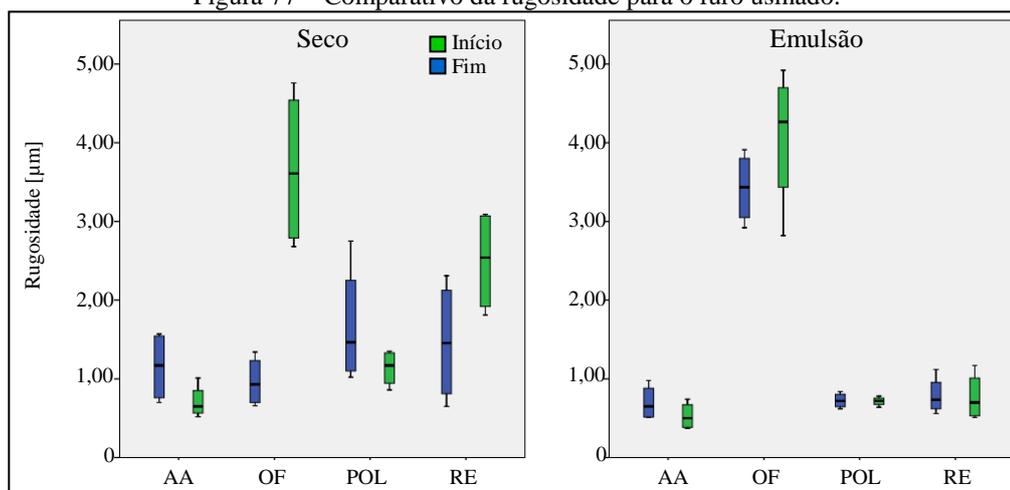
Tabela 12 – ANOVA para a rugosidade  $R_a$  para o furo usinado, com emulsão.

Variável dependente: Rugosidade $R_a$					
Fonte	Soma dos Quadrados	Grau de liberdade	Quadrado Médio	Teste f	Significância
Geometria	55,655	3	18,552	116,725	,000
Profundidade	0,099	1	0,099	0,623	,438
Geometria * Profundidade	0,785	3	0,262	1,647	,205
Erro	3,814	24	,159		
Total	128,974	32			

Fonte: O autor.

A fim de comparar o comportamento estatístico, a figura 77 apresenta o gráfico da dispersão estatística para as condições ensaiadas.

Figura 77 – Comparativo da rugosidade para o furo usinado.



Fonte: O autor.

A análise de variância conduzida para os valores de temperatura mensurados pode ser observada na tabela 13, considerando as relações da profundidade, geometria e fluido empregado.

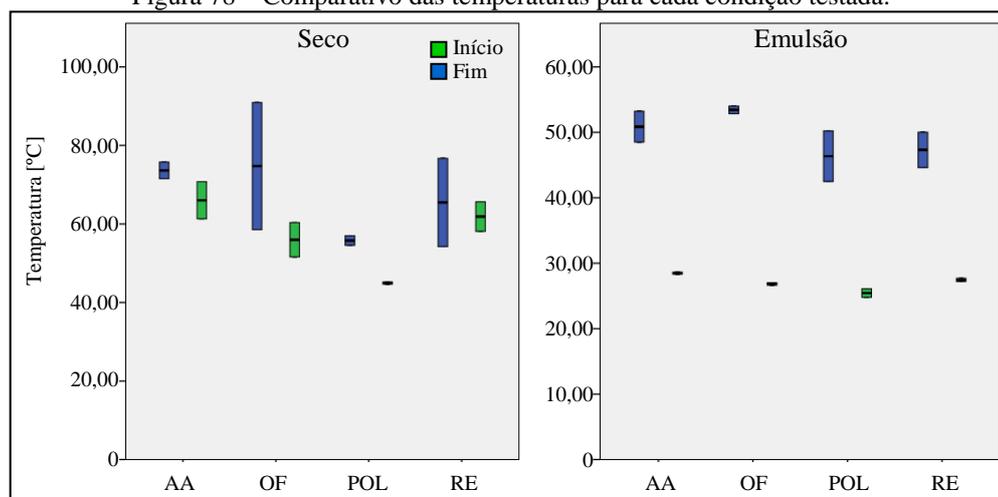
Tabela 13 – ANOVA para os valores de temperatura mensurados.

Variável dependente: Temperatura					
Fonte	Soma dos Quadrados	Grau de liberdade	Quadrado Médio	Teste f	Significância
Geometria	618,369	3	206,123	3,444	,042
Fluido	4620,969	1	4620,969	77,213	,000
Profundidade	2130,086	1	2130,086	35,592	,000
Geometria * Fluido	271,444	3	90,481	1,512	,250
Geometria * Profundidade	127,157	3	42,386	,708	,561
Fluido * Profundidade	299,635	1	299,635	5,007	,040
Geometria * Fluido * Profundidade	23,438	3	7,813	,131	,941
Erro	957,549	16	59,847		
Total	89977,327	32			

Fonte: O autor.

O comportamento da temperatura, considerando a dispersão estatística dos resultados, podem ser observados na figura 78.

Figura 78 – Comparativo das temperaturas para cada condição testada.



Fonte: O autor.

De modo a observar as relações entre as variáveis testadas em relação às deformações, a tabela 14 apresenta a análise de variância para os ensaios a seco.

Tabela 14 – ANOVA para os resultados de deformação, a seco.

Variável dependente: Deformação					
Fonte	Soma dos Quadrados	Grau de liberdade	Quadrado Médio	Teste f	Significância
Geometria	253,728	3	84,576	2,617	,064
Profundidade	117,939	1	117,939	3,649	,063
Geometria * Profundidade	56,763	3	18,921	0,585	,628
Erro	1292,904	40	32,323		
Total	19764,892	48			

Fonte: O autor.

A fim de verificar a influência das variáveis sobre as deformações com emulsão, a tabela 15 apresenta os resultados da análise de variância.

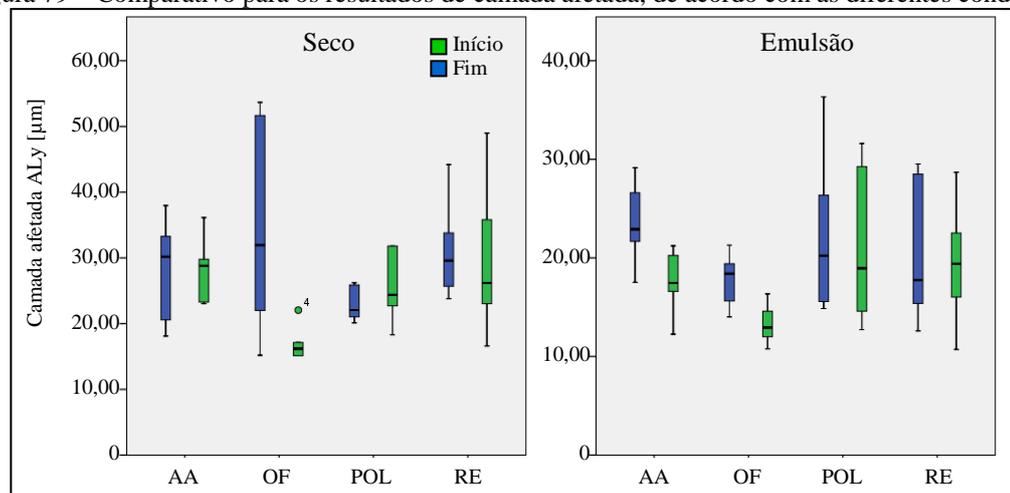
Tabela 15 – ANOVA para os resultados de deformação, com emulsão.

Variável dependente: Deformação					
Fonte	Soma dos Quadrados	Grau de liberdade	Quadrado Médio	Teste f	Significância
Geometria	263,874	3	87,958	1,228	0,312
Profundidade	203,858	1	203,858	2,845	0,099
Geometria * Profundidade	737,596	3	245,865	3,431	0,026
Erro	2866,124	40	71,653		
Total	39424,016	48			

Fonte: O autor.

O comportamento da dispersão estatística dos resultados estatísticos pode ser observado na figura 79.

Figura 79 – Comparativo para os resultados de camada afetada, de acordo com as diferentes condições.



Fonte: O autor.

A correlação entre os resultados de temperatura e camada afetada, de acordo com o método de Pearson, pode ser observada na tabela 16.

Tabela 16 – Correlação de Pearson para os resultados de deformação e temperatura.

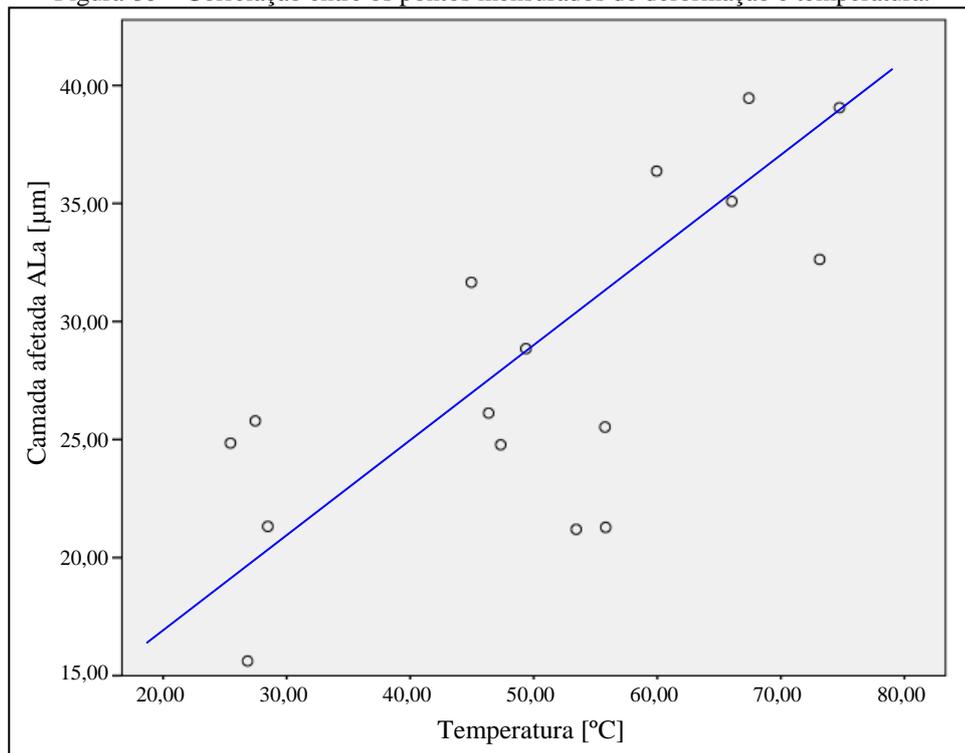
		Deformação	Temperatura
Deformação	Correlação de Pearson	1	0,729**
	Sig. (1 extremidade)		0,001
	N	16	16
Temperatura	Correlação de Pearson	0,729**	1
	Sig. (1 extremidade)	0,001	
	N	16	16

\*\* . A correlação é significativa no nível 0,01 (1 extremidade).

Fonte: O autor.

A figura 80 representa graficamente a relação entre os resultados de deformação e temperatura.

Figura 80 – Correlação entre os pontos mensurados de deformação e temperatura.



Fonte: O autor.