

**DANIEL FERNANDES DA CUNHA**

**INFLUÊNCIA DA UTILIZAÇÃO DO FLUIDO DE  
CORTE COM ADIÇÃO DE GRAFENO NA  
TEMPERATURA DE USINAGEM E FORMAÇÃO  
DE REBARBA NO PROCESSO DE MICRO  
FRESAMENTO**



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**2016**

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)  
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

---

C972i Cunha, Daniel Fernandes da, 1985-  
2016 Influência da utilização do fluido de corte com adição de grafeno na

temperatura de usinagem e formação de rebarba no processo de micro  
fresamento / Daniel Fernandes da Cunha. - 2016.

114 f. : il.

Orientador: Márcio Bacci da Silva.

Coorientadores: Gilmar Guimarães e Wayne P. Hung.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa  
de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Usinagem - Teses. 3. Fresagem  
(Trabalhos em metal) - Teses. 4. Fluidos de corte - Teses. I. Silva,  
Márcio Bacci da, 1964- II. Guimarães, Gilmar. III. Hung, Wayne P. IV.  
Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em  
Engenharia Mecânica. V. Título.

**DANIEL FERNANDES DA CUNHA**

**INFLUÊNCIA DA UTILIZAÇÃO DO FLUIDO DE CORTE  
COM ADIÇÃO DE GRAFENO NA TEMPERATURA DE  
USINAGEM E FORMAÇÃO DE REBARBA NO PROCESSO  
DE MICRO FRESAMENTO**

**Tese** submetida para obtenção do título  
de Doutor pelo programa de Pós-Graduação da  
Faculdade de Engenharia Mecânica da Universi-  
dade Federal de Uberlândia.

Área de concentração: Materiais e Processos  
de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva (UFU)

Co-orientador: Prof. Dr. Gilmar Guimarães (UFU)

Co-orientador: Prof. Dr. Wayne P. Hung (TAMU)

Uberlândia - MG

2016

## **AGRADECIMENTOS**

Gostaria de expressar a minha gratidão à minha família pelo apoio que me deram durante toda a minha vida. À minha namorada Isabella, que me acompanha desde o começo deste trabalho, com paciência e entusiasmo nas horas difíceis. Gostaria de expressar minha sincera gratidão a meu orientador Prof. Márcio Bacci da Silva e meu Co-orientador Prof. Gilmar Guimarães pelo apoio contínuo do meu estudo de doutorado e pesquisa, pela paciência, motivação e entusiasmo. Mais de uma vez, eles se revelaram não só como grandes assessores com imenso conhecimento em sua área de especialização, mas também grandes amigos.

Meu sincero agradecimento também para a Faculdade de Engenharia Mecânica e do programa de Pós-Graduação, pela oportunidade de concluir uma grande conquista como o título de doutorado. Os amigos e também colegas de trabalho, Eurípedes Barsanulfo Alves, Lázaro Henrique Alves Vieira e Ângela Andrade, Thiago Pereira, Thiago Menezes Prado e Jonas Profeta, pessoas com grande conhecimento e companheirismo. Além dos demais professores e colegas do grupo LEPU e da FEMEC.

Do nosso grupo de pesquisa gostaria de agradecer especialmente às pessoas que trabalharam para melhorar esta pesquisa, tais como Marcelo Nascimento (*in memoriam*), Prof. Armando Marques, do Instituto Federal de Vitória, no estado do Espírito Santo, Prof. Cleudes Guimarães, do Instituto Federal de Mato Grosso, no estado de Mato Grosso, Prof. Ricardo Augusto Gonçalves da Universidade Federal do Vale o Jequitinhonha e Mucuri, Prof. Igor Cézar Pereira da Universidade Federal de Ouro Preto e a aluna de pós graduação Aline Gonçalves dos Santos. Além disso, o estudante de graduação Gabriel Carraro, pelo trabalho árduo que fez deste trabalho possível, e pela amizade ao longo de todo o convívio.

Agradecimentos são devidos à todos os professores e técnicos administrativos do curso de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Goiás em Goiânia. À direção dos cursos de engenharia da EMC em Goiânia pelo apoio e contribuição para o desenvolvimento deste trabalho.

Em conclusão, eu reconheço que esta pesquisa não teria sido possível sem o apoio financeiro do CNPq (Bolsa doutorado), CAPES e FAPEMIG.

CUNHA, D. F. da. **Influência da Utilização do Fluido de Corte com Adição de Grafeno na Temperatura de Usinagem e Formação de Rebarba no Processo de Micro-fresamento.** 2016. 114 f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

## RESUMO

Na evolução da humanidade foi necessário o desenvolvimento de novos materiais utilizados em diversas atividades. Materiais de alta resistência mecânica como o Titânio e o Inconel tem sido objeto de estudos recentemente por serem também utilizados em implantes na área da biomedicina, além de sua utilização nas indústrias aeroespacial e automobilística. Devido suas propriedades térmicas e mecânicas, estes materiais são considerados de difícil usinabilidade, promovendo um desgaste acelerado nas ferramentas de corte, ocasionado principalmente pelas elevadas temperaturas de usinagem. Com o desenvolvimento de novos materiais surgiu a necessidade da evolução dos processos de fabricação. Um dos processos inovadores da atualidade é a micro-fabricação.

Por ser um processo com ferramenta de geometria de corte definida, sendo o cisalhamento um mecanismo de formação do cavaco, a formação de rebarbas é um fenômeno constante e indesejável. Sendo prejudicial aos processos de fabricação, gastos excessivos em pós operações de rebarbação são constantemente empregados com elevação do custo agregado ao material fabricado. A montagem de componentes também é prejudicada caso não haja um controle da formação de rebarbas, havendo consequências inclusive do descarte de componentes devido este fenômeno.

Este trabalho apresenta o estudo de micro-fresamento de Inconel 718, investigando parâmetros influentes na formação de rebarbas com o objetivo de minimizar a ocorrência deste fenômeno. Diferentes valores de avanço por dente e velocidade de corte são avaliados, além de diferentes fluidos de corte com diversos métodos de aplicação do fluido. A adição de grafeno aos fluidos de corte foi considerado como uma variável a ser investigada, sendo este considerado um excelente lubrificante sólido, além de aumentar a condutibilidade térmica da solução refrigerante (AZIMI; MOZAFFARI, 2015).

A temperatura de usinagem foi avaliada neste trabalho, com a observação de um novo fenômeno, que faz com que a temperatura da superfície usinada diminua abaixo da

temperatura ambiente quando utilizado a solução água+óleo. Tal fenômeno é explicado posteriormente. Com o objetivo de desvendar este fenômeno, um novo teste foi proposto e, a partir deste teste, pode-se concluir comparativamente, qual fluido de corte possui melhor propriedade refrigerante.

A utilização de fluido de corte com propriedades térmicas diferentes mostrou uma influência significativa no processo de formação de rebarbas e na redução da temperatura de corte.<sup>1</sup>

---

<sup>1</sup>Palavras-chave: Micro-usinagem, Micro-fresamento, Grafeno, Temperatura de usinagem, Rebarbas

CUNHA, D. F. da. **Influence of Cutting Fluid Added with Graphene in Temperature and Burr Formation in Micro-milling.** 2016. 114 f. PhD. Thesis, Federal University of Uberlandia, Uberlandia.

## ABSTRACT

As time passed, humanity needed the development of new materials used in various activities. High strength materials such as titanium and Inconel for example, had been studied because they are widely used for implants in biomedicine, as well as their use in aerospace and automotive industries. Because of its thermal and mechanical properties, these materials are considered difficult to machine, promoting a rapid wear of cutting tools, primarily caused by the high temperatures in machining. With the development of new materials has emerged the need of developing new manufacturing processes. One of today's innovative processes is the micro-manufacturing.

Being a process with a defined cutting tool geometry, burr formation is a constant and undesirable phenomenon formed during the machininig process. Being detrimental to the manufacturing process, overspending deburring operations are constantly employed leading to increase the aggregate cost to the manufactured material. Assembly components are also impaired if there is no control of the burr, with consequences including the disposal of components due to the occurence of this phenomenon.

This paper presents the study of micro-milling Inconel 718, investigating influential parameters in the formation of burrs in order to minimize the occurrence of this phenomenon. Different feed rates per tooth and cutting speed are evaluated, and different cutting fluids with different methods of applying the fluid. Adding graphene to cutting fluids was considered as a variable to be investigated, which is considered an excellent solid lubricant, in addition to increasing the thermal conductivity of the cooling solution (AZIMI; MOZAFARI, 2015).

The micro-milling temperature was evaluated in the present work. It was observed a new phenomenon that causes the machined surface temperature decreases below room temperature when using the solution water + oil. This phenomenon is explained in further chapters. In order to unravel this phenomenon, a new test was proposed and, from this test, it can be concluded, comparatively, which cutting fluid has a better cooling property.

Using cutting fluid with different thermal properties has shown influence when analyzing burr formation and reducing machining temperature.

2

---

<sup>2</sup>Keywords: Micro-machining, Micro-milling, Graphen, Temperature in machining, Burr formation

## **Sumário**

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	<b>5</b>
2.1	Micro-usinagem . . . . .	5
2.1.1	Efeito do raio de aresta da ferramenta . . . . .	6
2.2	Formação de cavaco na micro-usinagem . . . . .	7
2.3	Forças de Corte . . . . .	9
2.4	Formação de Rebarba . . . . .	11
2.4.1	Formação de Rebarba em Micro-Usinagem . . . . .	15
2.5	Medição de Temperatura . . . . .	21
2.6	Grafeno e Nano-fluidos . . . . .	28
<b>3</b>	<b>PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL</b>	<b>31</b>
3.1	Ferramenta de Corte . . . . .	32
3.2	Fluidos de Corte . . . . .	33
3.2.1	Fluido de Corte Base Vegetal . . . . .	33
3.2.2	Óleo Sintético . . . . .	34
3.3	Equipamentos . . . . .	35
3.3.1	Máquina Micro-fresamento . . . . .	35
3.3.2	Perfilômetro . . . . .	35
3.3.3	Microscópio Eletrônico de Varredura . . . . .	37
3.3.4	Aquisição de Torque . . . . .	38
3.3.5	Medição de Temperatura . . . . .	38
3.3.6	Materiais Usinados . . . . .	39
3.4	Preparação de amostras para ensaios de formação de rebarba . . . . .	39
3.5	Preparação de amostras para ensaios de temperatura . . . . .	41

3.6	Parâmetros de corte e aplicação do fluido de corte . . . . .	42
<b>4</b>	<b>ANÁLISE TÉRMICA DO PROCESSO DE MICRO-FRESAMENTO: FUNDAMENTOS TEÓRICOS</b>	<b>45</b>
4.1	Simulação analítica e o problema direto . . . . .	45
4.2	Identificação do fluxo de calor utilizando a técnica TFBGF . . . . .	49
<b>5</b>	<b>RESULTADOS</b>	<b>52</b>
5.1	Formação de Rebarba . . . . .	52
5.1.1	Liga de Alumínio 6351 e aço de livre corte 12L14 . . . . .	52
5.1.2	Resultados de rebarba obtidos na usinagem do INCONEL 718 . . . . .	58
5.2	Temperatura envolvida no processo de usinagem . . . . .	62
5.3	Torque de Usinagem . . . . .	74
5.4	Desgaste da ferramenta . . . . .	79
5.5	Simulação analítica de temperatura . . . . .	79
<b>6</b>	<b>CONCLUSÃO</b>	<b>85</b>
6.1	Formação de rebarba . . . . .	85
6.2	Temperatura . . . . .	86
6.3	Torque . . . . .	87
<b>7</b>	<b>TRABALHOS FUTUROS</b>	<b>89</b>

## **Lista de Figuras**

2.1	Relação do raio de aresta da ferramenta e espessura do cavaco . . . . .	7
2.2	Espessura mínima de corte no corte oblíquo em micro-usinagem. . . . .	8
2.3	Propriedades do material . . . . .	8
2.4	Forças de corte a 5000 rpm e $f=0,5\text{mm/s}$ ; $\gamma_0=45^\circ$ ; $R=0,3\ \mu\text{m}$ ; $h_{max}= 3,43\ \mu\text{m}$ . . . . .	9
2.5	Forças de corte ( $F_x>0$ ), ( $F_y<0$ ), no fresamento concordante: $rpm=1000$ , $f_z=0,08\ \text{mm/aresta}$ , $a_e=0,32\ \text{mm}$ , profundidade de corte 0,5 mm. . . . .	10
2.6	Força de corte <i>versus</i> volume de material removido - 1000 rpm. . . . .	11
2.7	Influência do avanço por aresta ( $S_z$ ) e velocidade de corte ( $V$ ) na formação da rebarba. . . . .	12
2.8	Valores médios de altura da rebarba de acordo com a atmosfera de usinagem oferecida por cada tipo de aplicação de fluido de corte. . . . .	13
2.9	Efeito da influência do avanço e da velocidade de corte da ferramenta utilizada no processo de furação na avaliação da altura das rebarbas. . . . .	14
2.10	Ângulo de cisalhamento no corte ortogonal. . . . .	14
2.11	Superfície de resposta da altura da rebarba com relação à velocidade de corte, avanço e diâmetro da ferramenta no processo de furação. . . . .	15
2.12	Altura da rebarba no fresamento de aço inoxidável quando avaliados a influên- cia do avanço da ferramenta, velocidade de corte e diâmetro da ferramenta. .	16
2.13	Análise de médias na avaliação da espessura da rebarba primária em liga de alumínio AL2124. . . . .	17
2.14	Fotos tiradas em MEV mostram rebarbas produzidas por micro-fresamento concordante e discordante em liga NiTi. . . . .	19
2.15	Resultados na redução de formação de rebarbas (discordante à esquerda e concordante à direita) apresentados por Kou et al. (2015). . . . .	20

2.16 Ferramenta de micro-usinagem fabricada pelo método de eletro-erosão a fio (WEDM) . . . . .	20
2.17 Processo de formação da rebarba primária. . . . .	20
2.18 Fotos da estrutura de micro-paredes. . . . .	21
2.19 Variação da temperatura no fresamento da liga de alumínio 96Al4Cu: (a) V <sub>c</sub> 50 m/min, (b) V <sub>c</sub> 100 m/min, (c) V <sub>c</sub> 150 m/min e (d) V <sub>c</sub> 200 m/min. . . . .	22
2.20 Medição instantânea do fluxo de calor para liga de alumínio 96Al4Cu. . . . .	23
2.21 Esquema do posicionamento dos termopares. . . . .	24
2.22 Campo de distribuição de temperatura $\theta$ ( $T_0 = 26, 36^\circ\text{C}$ ) para os tempos de 10, 50, 70 e 110 s. (Editado) . . . . .	25
2.23 Resultados experimentais apresentados por Samuel et al. (2011) . . . . .	26
2.24 Esquema experimental proposto para validação de simulação em elementos finitos para determinação de temperatura em micro-fresamento. . . . .	27
2.25 Efeito da condutividade térmica em função da porcentagem de grafeno adicionada à solução. . . . .	29
 3.1 Cronograma de ensaios experimentais . . . . .	32
3.2 Dimensões da ferramenta de corte. . . . .	33
3.3 Interação esquemática entre óleo de base mineral e vegetal com a superfície das peças usinadas (Fonte: catálogo Blazer Swisslube). . . . .	34
3.4 Micro-fresadora e mesa inercial utilizada para testes. . . . .	36
3.5 Equipamento para medição de rebarbas . . . . .	37
3.6 Medições da altura da rebarba. . . . .	38
3.7 Preparação da superfície da amostra de aço de livre corte 12L14 . . . . .	40
3.8 Posicionamento dos termopares na amostra para ensaio de temperatura . . .	42
3.9 <i>Layout</i> de posicionamento dos termopares para ensaio de temperatura . . .	42
3.10 Métodos propostos para aplicação do fluido de corte. . . . .	44
 4.1 Problema tridimensional térmico transiente com fonte de calor móvel. . . . .	46
4.2 Diagrama para sistemas dinâmicos. . . . .	49
 5.1 Resultados de medição de rebarbas. . . . .	53

5.2	Comparação visual da presença de rebarbas na lateral concordante (inferior) e na lateral discordante (superior) ( $a_p = 40,0\mu\text{m}$ , $f_z = 0,4\mu\text{m}$ , rpm = 15.000, usinagem a seco). . . . .	54
5.3	Posicionamento das rebarbas internas no canal usinado. . . . .	56
5.4	Profundidade de corte: 40,0 $\mu\text{m}$ , avanço por aresta: 0,4 $\mu\text{m}$ , 15.000 rpm, da liga de alumínio 6351. . . . .	57
5.5	Medição de rebarba para usinagem a seco do INCONEL 718. . . . .	58
5.6	Medição da altura das rebarbas na usinagem com aplicação de fluido de corte emulsionável . . . . .	59
5.7	Medição da altura das rebarbas na usinagem com aplicação de fluido de corte sintético. . . . .	61
5.8	Influência do fluido de corte na formação de rebarbas do INCONEL 718. . .	62
5.9	Resultados de medição de temperatura na condição a seco na usinagem do INCONEL 718. . . . .	63
5.10	Possíveis fontes de erros na medição de temperatura usando-se termopares em micro-usinagem . . . . .	65
5.11	Resultados de medição de temperatura na usinagem com VASCO 1000. . . .	67
5.12	Teste para investigação da hipótese de convecção forçada. . . . .	69
5.13	Resultados de medição de temperatura na usinagem com óleo sintético. . . .	70
5.14	Resultados de medição de temperatura na usinagem com VASCO 1000 adicionado com grafeno. . . . .	71
5.15	Resultados de medição de temperatura na usinagem com óleo sintético adicionado com grafeno. . . . .	72
5.16	Partícula de grafeno aderida à superfície da ferramenta de corte. . . . .	73
5.17	Influência do fluido de corte na medição da temperatura de T1. . . . .	74
5.18	Metodologia de análise de torque a partir do controlador Nakanishi E3000. .	75
5.19	Influência da aplicação de diferentes fluidos de corte no torque da micro-usinagem INCONEL 718. . . . .	76
5.20	Pressão específica de corte na usinagem do alumínio puro série 1XXX. . . .	78
5.21	Evolução da temperatura do termopar T1 na usinagem a seco para simulação analítica. . . . .	80
5.22	Resposta impulso da geração de calor do problema inverso. . . . .	81
5.23	Fluxo de calor estimado analiticamente. . . . .	82

5.24 Temperatura estimada x Temperatura experimental. . . . . 83

## **Lista de Tabelas**

2.1	D.O.E analisado por Piquard et al. (2014) . . . . .	18
2.2	Resultados experimentais de temperatura em micro-fresamento. . . . .	27
2.3	Propriedades termo-físicas da água pura comparada com água adicionada de nano-partículas de óxido de grafeno. . . . .	29
3.1	Dimensões da ferramenta de corte . . . . .	33
3.2	Propriedades químicas e físicas do fluido de corte Vasco 1000. . . . .	34
3.3	Propriedades físicas do óleo sintético . . . . .	35
3.4	Composição química do Aço ABNT 12L14. . . . .	39
3.5	Composição química Al 6351 . . . . .	39
3.6	Composição química INCONEL 718 . . . . .	39
3.7	Propriedades mecânicas do aço de livre corte 12L14, liga de alumínio 6351 e INCONEL 718. . . . .	39
3.8	Parâmetros de corte usado nos experimentos. . . . .	43
5.1	Temperaturas máximas adquiridas pelos termopares na usinagem a seco. .	62
5.2	Temperaturas adquiridas por T1 para todas as condições de corte ensaiadas.	73
5.3	Pressão específica de corte estimada no micro-fresamento do INCONEL 718 .	78
5.4	Valores de força e pressão específica de corte no processo de torneamento de INCONEL 718 . . . . .	78
7.1	Temperaturas adquiridas por T2 para todas as condições de corte ensaiadas.	95
7.2	Temperaturas adquiridas pelo termopar de monitoramento para todas as condições de corte ensaiadas. . . . .	95

## **Listas de Símbolos**

### **Abreviaturas**

### **Significado**

GPS	Global Positioning System
$\mu\text{m}$	Unidade de comprimento em micro-metros
$R$	Raio de aresta da ferramenta de corte
rpm	Rotações por minuto
$\alpha_t$	Ângulo de saída da ferramenta no processo de micro-usinagem
$\alpha$	Ângulo de saída da ferramenta no processo de macro-usinagem
$h_{min}$	Espessura mínima de material para que ocorra o corte
$f_z$	Avanço por aresta
mm/s	Velocidade de corte em milímetros por segundo
CFC	Estrutura cristalina cúbica de face centrada
PCD	Diamante policristalino (Poli Cristal Diamond)
MQL	Mínima quantidade de lubrificante
N	Unidade de força em Newtons
s	Unidade de tempo em segundos
$F_x$	Força de corte
$F_y$	Força de avanço
$F_z$	Força passiva
$a_e$	Penetração de trabalho
$a_p$	Profundidade de corte
HB	Dureza Brinell
ml/min	Vazão do fluido de corte em mililitros por minuto
l/min	Vazão do fluido de corte em litros por minuto
$cm^3$	Unidade de volume em centímetros cúbicos
ANOVA	Análise de Variância ( <i>Analysis of Variance</i> )

AOM	Análise de médias ( <i>Analysis of Means</i> )
$v_f$	Velocidade de avanço
MSA	Material com memória de forma ( <i>Memory Shape Alloy</i> )
MEV	Microscópio eletrônico de varredura
°C	Unidade de temperatura em graus Celsius
$kW/m^2$	Fluxo de calor em kilowatt por metro quadrado
$T_0$	Temperatura inicial
EA	Algoritmo evolutivo
HGMSB	Algoritmo genético híbrido mutável abelha inteligente
EE-FIS	Sistema adaptativo de interferência fuzzy evolutiva
$\rho$	Densidade do fluido
( $Kg/m^3$ )	Unidade de densidade do fluido em kilogramas por metro cúbico
$C_p$	Condutividade térmica do fluido
$J/kgK$	Unidade de condutibilidade térmica do fluido em Joules por kilograma Kelvin
$k$	Coeficiente de condutibilidade térmica do material
$W/mK$	Unidade de $k$ em Watts por metro Kelvin
$D_0$	Diâmetro da ferramenta de corte
$L_0$	Comprimento da aresta de corte
( $g/cm^3$ )	Unidade de densidade do fluido em gramas por centímetro cúbico
$cSt$	Unidade de viscosidade do fluido
$g/ml$	Unidade de concentração em gramas por mililitro
USB	Universal Serial Bus
NI	National Instruments
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
HV	Dureza Vickers
HRc	Dureza Rockwell
HP	Unidade de potência ( <i>Horase Power</i> )
TFBGF	Função Transferência Baseada em Funções de Green
T1	Termopar posicionado na trajetória da ferramenta 5 mm após o início da usinagem
T2	Termopar posicionado na trajetória da ferramenta 25 mm após o início da usinagem
$K_s$	Pressão específica de corte
$N/mm^2$	Unidade de pressão específica de corte
$W$	Unidade de potência em Watts

IFFT	Função inversa transformada de Fourier
L1, L2, L3	Dimensões da placa em metros
$q$	Entrada no sistema do fluxo de calor
T	Temperatura em °C
$h_{eff}$	Coeficiente de convecção efetivo
$G$	Função de Green - $m^2 K/W$
$X(t)$	Sinal de entrada no domínio do tempo $W/m^2$
$Y(t)$	Sinal de saída no domínio do tempo em °C
$x, y, z$	Coordenadas cartesianas em metros
$X(f)$	Sinal de entrada no domínio da frequência, $W/m^2$
$Y$	Temperatura medida em °C

# CAPÍTULO I

## INTRODUÇÃO

A tecnologia de fabricação mecânica tem avançado rapidamente ao longo dos últimos anos, tendo um impacto considerável sobre o desenvolvimento de novos materiais, processos e de produtos. O processo de micro-usinagem mecânica está se tornando uma importante tecnologia de fabricação devido à crescente demanda por produtos miniaturizados (WOON et al., 2008). Este crescente desenvolvimento teve como efeito alterações consideráveis em muitas áreas, como por exemplo, a indústria de telefonia móvel. Telefones celulares fabricados na década de 80 eram caros, de difícil operação e utilizados apenas para fazer chamadas, ou seja, não possuíam nenhuma outra funcionalidade. Hoje em dia, *smart-phones* tem a capacidade de enviar mensagens, fazer chamadas telefônicas, armazenamento de dados, acesso à internet, compartilhamento de fotos em redes sociais em tempo real, funcionalidade GPS, entre outros; tudo isso realizado na palma da sua mão, e é acessível à população em geral.

Indústrias de computadores e aparelhos de televisão também foram beneficiadas pelo desenvolvimento da tecnologia. Até pouco tempo atrás, necessitava-se ser cuidadosamente medido o tamanho e planejado o espaço para a compra de um aparelho de televisão, devido o a área ocupado por ele. As pessoas também necessitavam comprar uma mesa cuja única finalidade era ser ocupada pelo computador, e, caso fosse desejado alguma privacidade ao utilizá-lo, era necessário reservar uma sala especificamente para essa finalidade. As televisões hoje em dia podem ser colocadas junto à parede sem ter qualquer preocupação com o espaço que ocupará no cômodo. Os computadores também podem ser transportados para serem utilizados em qualquer local a qualquer momento. Sua única limitação é a energia da bateria, que também sofreu melhorias de desempenho ao longo dos anos.

Tecnologia, para a finalidade deste trabalho, pode ser compreendida não somente por sistemas eletrônicos, como citado anteriormente, mas também como sendo a capacidade do ser humano de solucionar problemas em diferentes campos de atuação. Não só os sistemas eletrônicos foram otimizados ao longo o tempo. Novas ideias para instrumentos cirúrgicos menos invasivos surgem constantemente, a fim de que os pacientes possam ter um processo de cicatrização acelerado. Ainda na área da saúde, novos materiais com diferentes formatos e topografia da superfície foram desenvolvidos para melhorar o processo de cura e adesão do tecido humano para os implantes de osso. Moldes para fabricação de produtos necessitam cada vez mais detalhes em seus formatos e um excelente acabamento superficial para atender a crescente e exigente demanda do mercado consumidor. As indústrias automotiva e aeroespacial também foram melhoradas por avanços tecnológicos (AMRAMCHAROEN; MATIVENGA, 2008). As ideias são a primeira parte do processo criativo para a fabricação de um produto. Ideias não tem limites, não conhecem fronteiras, porém, infelizmente, os meios para fabricação de novos produtos sim. À medida que o mercado foi se tornando mais competitivo, os processos de fabricação existentes não eram mais suficientes para atender a demanda. Neste momento, as ideias para fabricação de novos produtos tinham que ser deixadas de lado por um tempo, e a grande questão a ser solucionada era: **Como** fabricar estes novos produtos?

Por vários anos, diferentes processos de usinagem não convencionais têm sido estudados, mas nem sempre, eles têm mostrado resultados melhores do que os processos convencionais para algumas finalidades específicas. Para produção de pequenos lotes de peças e protótipos, ferramentas de corte de geometria definida em escala micrométrica apresentam ser uma técnica mais rentável quando comparada às fontes alternativas de litografia, usinagem por solução química e técnicas baseadas em fontes de energia por emissão a laser (WECK; FISCHER; VOS, 1997). O principal pensamento para resolver esse conflito entre a eficiência dos processos tradicionais e não tradicionais de usinagem na fabricação de peças miniaturizadas é: "Se, para algumas aplicações específicas, é possível alcançar melhores resultados na usinagem convencional do que nos processos não convencionais de usinagem, por que não reduzir o tamanho das ferramentas de geometria definida para fabricação de peças miniaturizadas, obtendo-se assim o melhor resultado possível? ". Na tentativa de realizar essa miniaturização das ferramentas de corte, surgiu-se o campo mais recente de estudo em processos de fabricação: a micro e nano fabricação. Alguns podem pensar que o conceito desses termos é algo novo, algo que foi criado após as indústrias se depararem com problemas

gerados pelo crescente mercado competitivo, mas isso é errado. A ideia de miniaturização veio muito antes do desenvolvimento de novas tecnologias para o mercado competitivo de hoje em dia (ACCUMOLD, 2014).

Novos desafios são enfrentados quando existe a tentativa de miniaturização dos processos de usinagem. Com a redução das ferramentas, houve também uma dificuldade no entendimento dos fenômenos ocasionado durante os processos como a formação de rebarba, forças de corte e temperatura. Apesar dos parâmetros de corte em macro e micro-usinagem terem a mesma definição, os fenômenos não apresentam o mesmo comportamento dos macro-processos de usinagem. Mais sobre este assunto será discutido em capítulos posteriores. Desde então, novas técnicas de controle do processo têm sido estudadas, entre elas, a utilização de nano-fluidos de corte. Nano-fluidos são considerados uma grande evolução no que diz respeito à mecanismos de refrigeração e trocadores de calor (LOMASCOLO et al., 2015). Diversos aditivos são inseridos aos fluidos de corte convencionais, alterando suas propriedades termo-físicas. Dentre os aditivos, o mais utilizado é o grafeno, seja como nano tubo ou como particulado, devido suas boas propriedades elétricas, térmicas e mecânicas (SAMUEL et al., 2011; AZIMI; MOZAFFARI, 2015; SARKAR; GHOSH; ADIL, 2015; SHARMA; TIWARI; DIXIT, 2016).

O objetivo geral deste trabalho é a avaliação da influência da adição de grafeno no fluido de corte na temperatura de usinagem e formação de rebarba para o processo de micro fresamento. O grafeno é adicionado a dois tipos de fluido de corte com propriedades químicas e físicas diferentes durante os experimentos. A metodologia de aplicação do fluido de corte também foi avaliada em uma parte dos experimentos.

A redução da ocorrência de formação de rebarbas é um dos grandes interesses da área de usinagem. Diferentes campos de estudo como a medicina e bio-medicina, fabricação de dispositivos biomecânicos, indústrias aeroespacial e automotiva exigem componentes livres de rebarbas; um exemplo dessa necessidade é que rebarbas podem dificultar a montagem de componentes usinados.

Para os ensaios de rebarba foram selecionados materiais com diferentes ductilidades, porém considerados de boa usinabilidade, como é o caso do aço de livre corte ABNT 12L14 e a liga de alumínio 6351. Os ensaios de temperatura ocorreram em uma etapa posterior à execução dos ensaios de rebarba nestes materiais, porém, em um terceiro material, INCONEL 718, com propriedades térmicas diferente dos materiais citados anteriormente. Devido suas propriedades mecânicas serem superiores à dos primeiros materiais selecionados, foram

analisados neste a evolução da temperatura de corte, e também o fenômeno de formação de rebarbas em diferentes condições de corte e aplicações de fluido de corte.

O grafeno, por possuir alta condutibilidade térmica e de lubrificação, é um ótimo objeto de estudo, principalmente por ser avaliado na determinação da temperatura de usinagem, que é um dos grandes desafios no estudo desta área. Devido estas propriedades, o estudo da contribuição do grafeno na otimização do processo de micro-fresamento na redução da formação de rebarbas e temperatura de usinagem será investigado neste trabalho.

A metodologia empregada neste trabalho é considerada mais a frente como não sendo a mais indicada, devido às limitações encontradas na determinação de resultados, principalmente de torque e de temperatura de usinagem. Os resultados encontrados serão apresentados com a explicação das possíveis fontes de erro devido à metodologia e equipamentos usados, porém serão propostas melhorias para trabalhos futuros.

Este documento está organizado em 6 capítulos principais. O capítulo de Introdução (Capítulo 1) apresenta o processo de micro-usinagem como um novo tema de estudo em diversas áreas de atuação, como medicina e a indústria de modo geral. Além disso, explica a ideia e objetivos principais da tese. O Capítulo 2 traz uma ampla abordagem do processo de micro-fresamento, suas características e trabalhos relacionados apresentados pela comunidade científica sobre os tópicos abordados neste trabalho. O Capítulo 3 apresenta o planejamento experimental usado em todos os testes, bem como os equipamentos utilizados para a análise, as características dos materiais analisados e informações sobre a ferramenta de corte utilizada. Resultados e discussão são apresentados no Capítulo 4 e as conclusões sobre o trabalho apresentado são mostradas no Capítulo 5. Apresentam-se sugestões para trabalhos futuros no Capítulo 6.

# CAPÍTULO II

## REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 Micro-usinagem

Literalmente, a palavra "micro" em micro-usinagem refere-se ao submúltiplo do metro (m), unidade de medida de comprimento. A palavra faz referência a uma faixa que varia de 1  $\mu\text{m}$  a 999  $\mu\text{m}$ . Tratando-se em termos de linguagem comum, "micro" significa algo "muito pequeno". O termo "muito pequeno", quando empregado nos processos de fabricação, significa um produto de difícil confecção por métodos tradicionais de usinagem (MASUZAWA, 2000).

Micro-fresamento é uma tecnologia de fabricação de remoção de material para fabricação da forma final de um produto, derivado da redução de escala do processo tradicional de fresamento. A geometria da ferramenta e todos os parâmetros envolvidos no processo tradicional (profundidade de corte, penetração de trabalho, avanço por dente, velocidade de corte, entre outros) podem ser associados a uma redução de escala. Entretanto, os fenômenos envolvidos no macro-processo, como força de corte, formação de rebarba, desgaste da ferramenta, etc., não podem simplesmente sofrer uma redução de escala proporcional à redução de escala geométrica do processo. Esses parâmetros podem ter comportamentos diferentes quando avaliados em micro-processos. Com a redução do diâmetro da ferramenta, surge o fenômeno denominado *size effect*, que possui uma influência significativa nos fenômenos associados aos processo de micro-usinagem. Alguns autores já relataram razões pela qual este fenômeno altera o comportamento das variáveis do processo de fabricação. Tais explicações são co-relacionadas pelo quociente entre a porção indeformada do cavaco e o raio de aresta

da ferramenta (BISSACCO; HANSEN; CHIFFRE, 2005; DORNFELD; MIN; TAKEUCHI, 2006; ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009).

Assim, a micro-usinagem, quando comparado com a usinagem tradicional, apresenta um mecanismo de remoção de material diferente devido à este fenômeno denominado *size effect* (DORNFELD; MIN; TAKEUCHI, 2006), (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006), (VOL-LERTSEN et al., 2009). O *size effect* é caracterizado durante a usinagem pelo crescimento não-linear da energia consumida por unidade de volume de material removido com o decréscimo da espessura de cavaco a ser removida (MIAN; DRIVER; MATIVENGA, 2011). O raio de aresta da ferramenta contribui para o *size effect* (LUCCA; RHORER; KOMANDURI, 1991), (LUCCA; SEO, 1993), (KIM; KIM, 1996), além da micro-estrutura do material a ser usinado (SHAW, 2003), alterações sub-superficiais geradas por deformações plásticas (NA-KAYAMA; TAMURA, 1986) e efeito causado pelo cisalhamento do material (SUBBIAH; MELKOTE, 2008).

### 2.1.1 Efeito do raio de aresta da ferramenta

O raio de aresta da ferramenta ( $R$ ) é um fator importante na diferenciação dos fenômenos quando comparados micro e macro usinagem, pois afetam o processo de formação do cavaco e a forças de corte envolvidas no processo. O efeito do raio de aresta da ferramenta é representado esquematicamente pela Fig. 2.1, que faz a comparação entre o processo macro e micro de usinagem, considerando o raio de aresta da ferramenta como sendo um fator influente na micro-usinagem e não influente na macro-usinagem. A micro-usinagem representada pela Fig. 2.1b apresenta esquematicamente o fato de a espessura indeformada do cavaco ser considerada geralmente menor do que o raio de aresta da ferramenta, por isso o cavaco passa a se formar na área do raio de aresta da ferramenta, sendo submetido a um ângulo de saída ( $\alpha_t$ ) altamente negativo (BISSACCO; HANSEN; CHIFFRE, 2005), (OLIVEIRA et al., 2014). Esta mesma situação possui uma probabilidade de ocorrência menor na análise da formação de cavaco no processo de macro-usinagem representado pela Fig. 2.1a. O processo de corte neste último caso considera a ferramenta de corte sendo perfeitamente afiada, sem arredondamento das arestas, não sendo observado o ângulo negativo de saída ( $\alpha$ ).

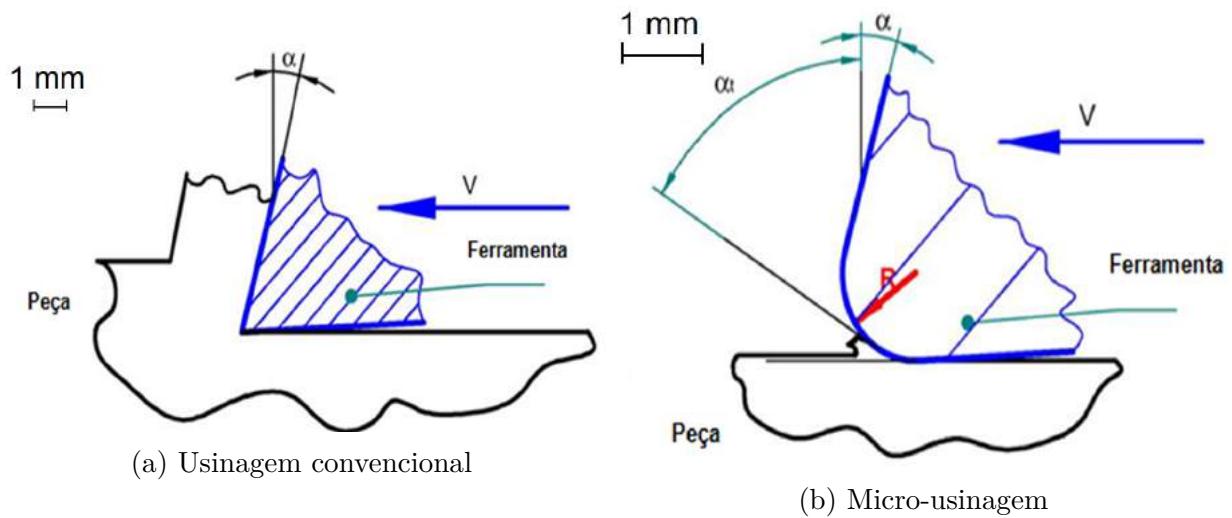


Figura 2.1: Relação do raio de aresta da ferramenta e espessura do cavaco (BISSACCO; HANSEN; CHIFFRE, 2005)

Acredita-se que a espessura indeformada de corte exceda um valor mínimo, denominado espessura mínima de corte  $h_{min}$ , não será verificada a formação de cavaco. Enquanto a espessura de corte for menor que o valor de  $h_{min}$ , o material é apenas comprimido e deformado abaixo da ferramenta de corte, submetidos a uma deformação elasto-plástica (sulcamento), sem o mecanismo de cisalhamento e remoção efetiva de material na forma de cavaco (OLIVEIRA et al., 2014). À medida que a espessura de material a ser removido possui valor igual ou superior a  $h_{min}$ , a ocorrência do fenômeno de sulcamento diminui, e a formação efetiva de cavacos passa a ser maior (BISSACCO; HANSEN; CHIFFRE, 2005), (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006).

Para o processo de fresamento, ocorre um corte oblíquo, onde a espessura de material a ser usinado não é constante, variando de um valor mínimo igual a zero até um valor máximo equivalente ao comprimento do avanço por dente  $f_z$  da ferramenta para o fresamento discordante, e deste mesmo valor máximo de  $f_z$  até zero para o processo de fresamento concordante, representado pela Fig. 2.2.

## 2.2 Formação de cavaco na micro-usinagem

A formação do cavaco ocorre devido à propagação da trinca gerada pelas elevadas tensões cisalhantes impostas ao material durante o processo de corte. Forças correspondentes ao fenômeno de sulcamento são percebidas quando o valor da espessura de corte é inferior ao valor de  $h_{min}$  como mencionado na Seção 2.1. Lai et al. (2008) estudaram o processo de micro-fresamento com foco na influência do raio de aresta da ferramenta de corte e a

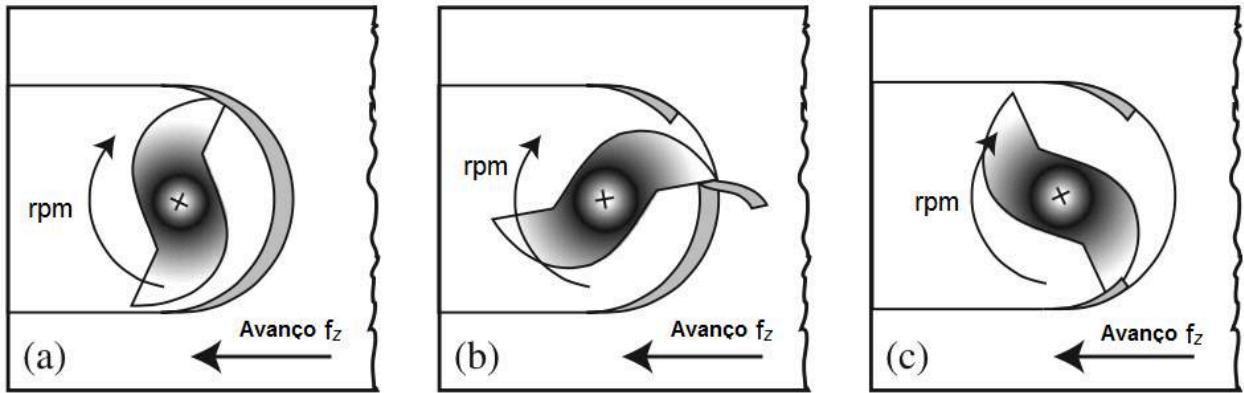


Figura 2.2: Espessura mínima de corte no corte oblíquo em micro-usinagem adaptado de Filiz et al. (2007)

espessura mínima para formação do cavaco em amostras de cobre. Para tal, foi utilizado uma análise de elementos finitos onde as equações são deduzidas e apresentadas no trabalho. A curva tensão-deformação dos materiais para diferentes valores de espessuras de corte são calculadas e apresentadas conforme Fig. 2.3 considerando-se valores de  $h$  iguais a 1, 10 e 100  $\mu\text{m}$  e também apresenta uma curva para quando  $h$  atinge valores relativos à macro-usinagem (modelo Johnson Cook).

O *size effect* pode ser claramente observado neste exemplo. Segundo os autores, o método *slip-line* desenvolvido por Waldort, DeVor e Kapoor (1998) é um dos modelos mais precisos neste tipo de análise e considera para efeito de cálculo, variáveis como o fenômeno de sulcamento e o diâmetro do raio de aresta da ferramenta de corte.

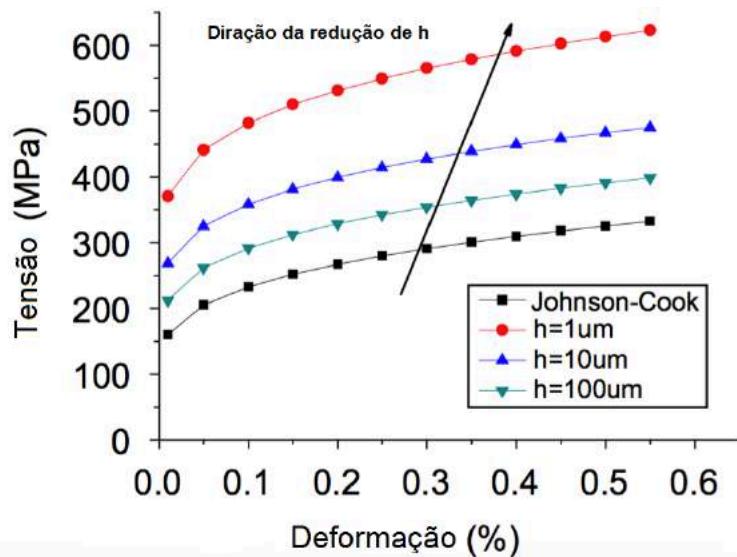


Figura 2.3: Propriedades do material usinado por Lai et al. (2008)

## 2.3 Forças de Corte

Um número considerável de autores já publicaram trabalhos sobre modelos analíticos ou experimentais em processos de micro-usinagem para determinação das forças de corte, como os que serão citados nesta secção. Heamawatanachai e Bamberg (2010) utilizaram para seus ensaios uma liga de alumínio Al24040 e uma ferramenta baseada em movimento micro-orbital com um único ponto de contato entre ferramenta-cavaco para o processo de micro-fresamento. O trabalho tem foco na apresentação de um modelo analítico de determinação de força para materiais dúcteis. Como conclusão, foi apresentado que os parâmetros influentes no valor de força de corte no processo utilizado foram: profundidade de corte, geometria da ferramenta, raio orbital, frequência orbital, avanço da ferramenta, e utilização ou não de fluido refrigerante, ou seja, todos os parâmetros analisados pelo autor foram considerados influentes.

Afazov, Ratchev e Segal (2010) apresentaram uma nova abordagem para determinação das forças de corte no processo de micro-fresamento utilizando método de análise de elementos finitos. Um determinado número de análise por elementos finitos foi executado para diferentes valores de profundidades de corte (0-20  $\mu\text{m}$ ) e velocidades de corte (104,7-4723 mm/s) em amostras de aço AISI 4340. Com base nos resultados, a relação entre força de corte, profundidade de corte e velocidade de corte foi descrita pelos autores por meio de uma equação não-linear. Os resultados obtidos foram considerados muito satisfatórios para determinação das forças de corte, como demonstra a Fig. 2.4.

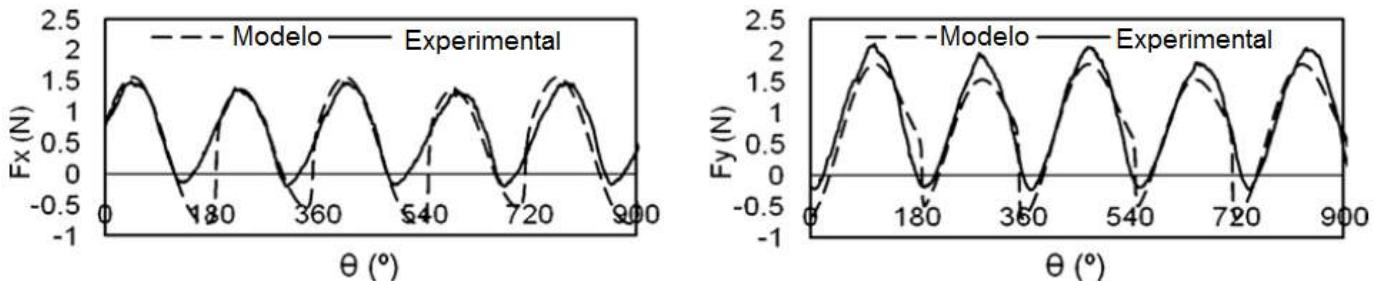


Figura 2.4: Forças de corte a 5000 rpm e  $f=0.5\text{mm/s}$ ;  $\gamma_0=45^\circ$ ;  $R=0,3 \mu\text{m}$ ;  $h_{max}= 3,43 \mu\text{m}$ . (AFAZOV; RATCHEV; SEGAL, 2010)

Tajalli, Movahhedy e Akbari (2014) apresentaram uma simulação de micro-usinagem em um material metálico com estrutura cristalina cúbica de face centrada (CFC). Após testes realizados, o autor concluiu que a orientação cristalográfica da peça ensaiada, junto com a direção do corte, afetam a morfologia do cavaco.

Childs et al. (2014) usaram uma mesa instrumentada para aquisição da força de corte utilizando uma ferramenta de corte de PCD com aresta única. A Fig. 2.5 representa os dados experimentais de força de corte utilizando-se óleo sintético aplicado como névoa (MQL) quando comparado com a condição de corte a seco. Fig. 2.6 apresenta a evolução da força de corte com o aumento do volume de material removido. Maiores discussões sobre a utilização de óleo sintético como fluido lubri-refrigerante será apresentado no Capítulo 5, onde resultados indicam que a utilização de óleo sintético apresenta menor torque de usinagem. Os autores desenvolveram também, através de análise de elementos finitos, um modelo analítico para determinação da temperatura de usinagem na aresta de corte da ferramenta para o processo de torneamento e fresamento. Este modelo leva em consideração parâmetros de corte tais como: valores medidos de força de corte, condutividades térmicas da peça e da ferramenta de corte, difusividade térmica do material de ensaio,  $f_z$ , velocidade de corte, relação de contato cavaco/ferramenta, e no caso do fresamento, a relação entre valor mínimo de espessura do cavaco e o comprimento do arco de contato entre a aresta de corte da fresa e a peça usinada.

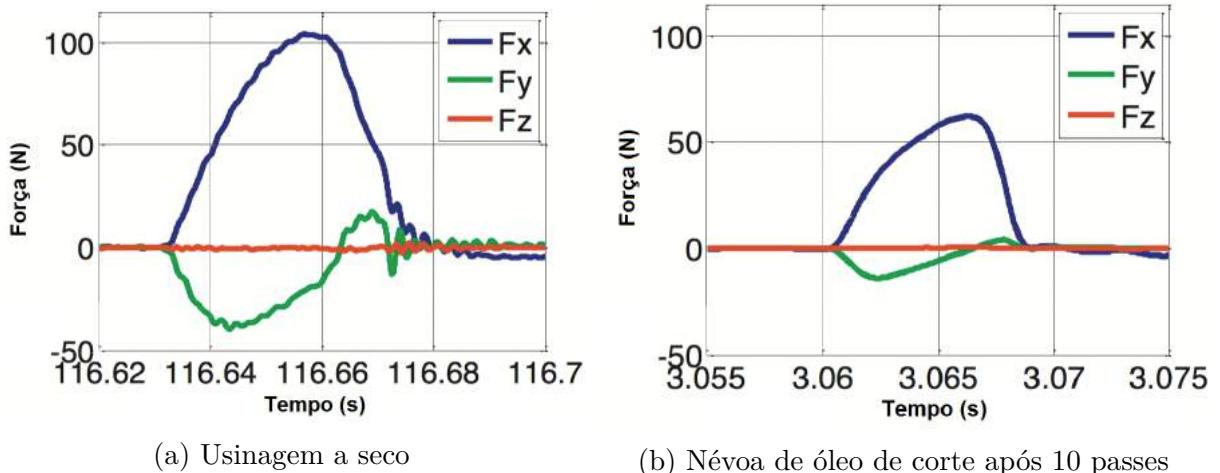


Figura 2.5: Forças de corte ( $F_x > 0$ ), ( $F_y < 0$ ), no fresamento concordante:  $rpm=1000$ ,  $f_z=0,08$  mm/aresta,  $a_e=0,32$  mm, profundidade de corte 0,5 mm (CHILDS et al., 2014).

Zhou et al. (2015) usou um algoritmo interativo para determinar as forças de usinagem no processo de micro-fresamento com base nos parâmetros como o limite de resistência do material e a variação do coeficiente de atrito entre o cavaco e a ferramenta. Os autores afirmam que o método por eles desenvolvido pode ser caracterizado como **otimizado**, devido às considerações feitas pela influência do raio de aresta da ferramenta e pela variação do coeficiente de atrito na superfície de saída do cavaco em função da variação da velocidade de corte.

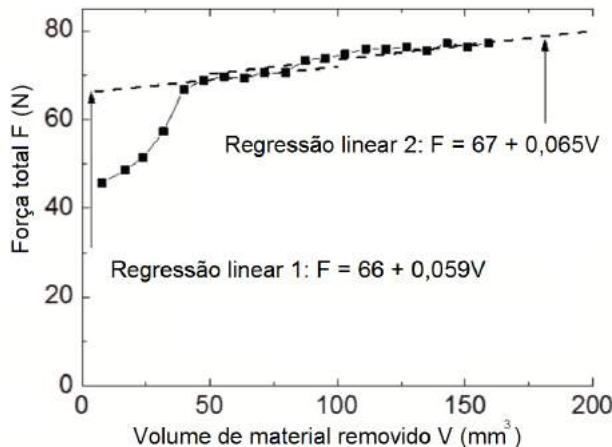


Figura 2.6: Força de corte *versus* volume de material removido - 1000 rpm. (adaptado de Childs et al. (2014))

## 2.4 Formação de Rebarba

O conhecimento sobre o processo de formação de rebarbas é altamente aplicável às indústrias de diversas áreas. De acordo com ASTME (1959) e Olvera e Barrow (1996), rebarbas são projeções indesejáveis de material que ultrapassam os limites físicos da peça de trabalho definido por suas arestas e faces devido à deformação plástica durante a usinagem. A formação de rebarbas é um fenômeno presente tanto para os processos de usinagem convencional como para os de micro-fabricação. Após a usinagem, torna-se necessário a remoção da rebarba por um outro processo conhecido como rebarbação. Sendo necessário a adição destes processos à fabricação da peça, o valor agregado do produto aumenta. Gillespie (1973) afirmou que os processos de rebarbação podem representar até 30 % do custo total de uma peça, também podendo ocasionar prejuízos superficiais, tais como alteração da qualidade superficial, tensão residual indesejada e introdução de erros dimensionais. Na micro-usinagem, o tamanho dos componentes fabricados e das rebarbas, torna ainda mais difícil a remoção de rebarba após finalizada a operação.

Vários pesquisadores estudaram a influência dos parâmetros de corte, considerando minimizar a formação de rebarba tanto para micro quanto para macro usinagem, avaliados em diferentes processos, tais como torneamento, fresamento, furação e retificação. Diferentes geometrias de ferramentas e materiais são estudados na tentativa de minimizar a formação de rebarbas. Olvera e Barrow (1996) analizaram a formação de rebarba na saída da ferramenta no processo de fresamento. Ensaios foram conduzidos em um aço de médio carbono BS ENB (AISI 1040) trefilado de dureza 180 HB utilizando uma fresa de 50 mm de diâmetro com ângulo de saída e de folga da ferramenta iguais a  $0^\circ$ . O autor relata em seu trabalho o

resultado experimental da influência dos principais parâmetros de corte (avanço por dente, ( $S_z$ ), velocidade de corte ( $V$ ), profundidade de corte ( $a$ ) e ângulo de saída ( $EXA$ )) na formação de rebarba na direção do corte e no topo da superfície usinada. A altura das rebarbas medidas diminuem acentuadamente (de 0,077 para 0,024 mm) com o aumento da velocidade de corte como mostrado pela Fig. 2.7. O trabalho experimental apresentado mais adiante no Capítulo 5 avalia a formação de rebarba no INCONEL 718 e a influência do avanço da ferramenta de corte.

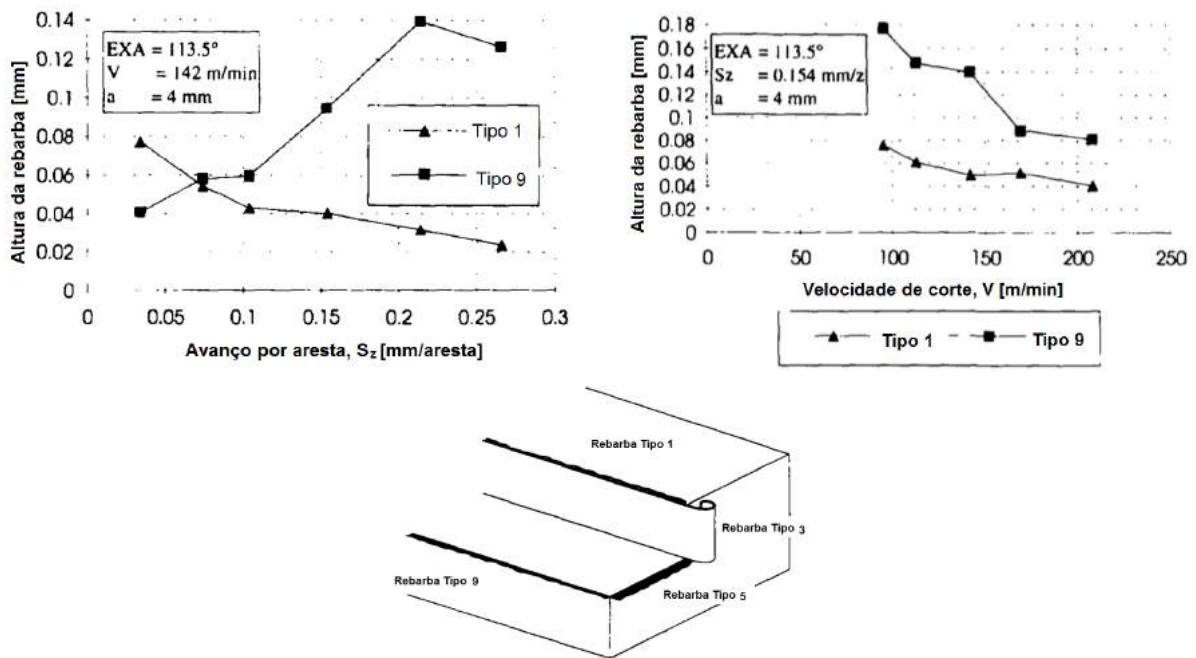


Figura 2.7: Influência do avanço por aresta ( $S_z$ ) e velocidade de corte ( $V$ ) na formação da rebarba.(OLVERA; BARROW, 1996)

Silva et al. (2015) pesquisaram sobre a altura das rebarbas formadas no processo de fresamento lateral do aço inoxidável PH 13-8 Mo utilizando ferramentas de metal duro revestidas. Diferentes tipos de aplicação de fluido de corte foram utilizados (jorro, baixa vazão, MQL e usinagem a seco), além de diferentes valores de penetração de trabalho e geometrias diferentes de ferramentas. Não houveram alterações significativas no valor medido das alturas das rebarbas quando avaliados os diferentes métodos de aplicação de fluido de corte, como mostrado na Fig. 2.8. Resultados estes diferentes dos encontrados no processo de micro-fresamento da liga de alumínio 6351 apresentado mais a frente no Capítulo 5.

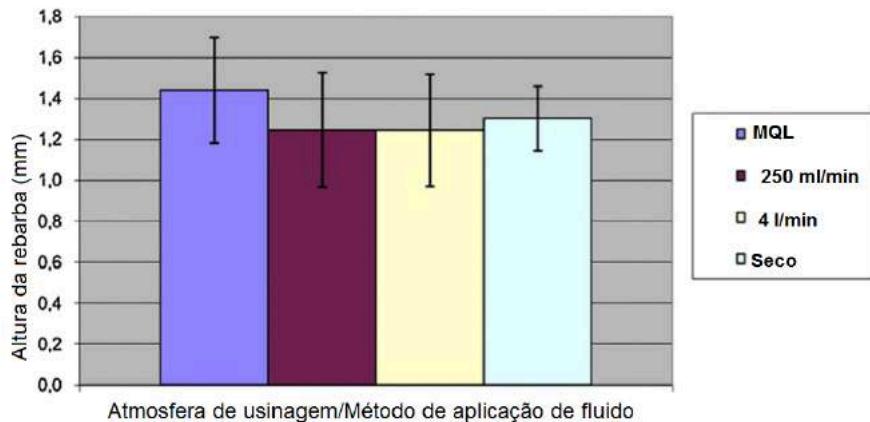


Figura 2.8: Valores médios de altura da rebarba de acordo com a atmosfera de usinagem oferecida por cada tipo de aplicação de fluido de corte. (SILVA et al., 2015)

Shanmughasundaram e Subramanian (2014) investigaram a minimização da formação de rebarbas no processo de furação com paradas (*step drilling*) num compósito Al-Gr fundido. A formação da rebarba de saída era avaliada em função da geometria da broca e parâmetros de corte (rotação e velocidade de avanço). Alguns resultados são mostrados na Fig. 2.9. A rotação da ferramenta foi considerada um parâmetro influente na formação da rebarba avaliada. Segundo os autores, o aumento da temperatura ocasionado pelo aumento da rotação da ferramenta, aumenta a plasticidade do Al, com isso, aumenta a altura da rebarba na saída da ferramenta. Além disso, a altura da rebarba aumentou aproximadamente 60% com um incremento do valor do avanço da ferramenta de 0,06 mm/rev para 0,10 mm/rev. É sugerido pelos autores que a menores valores de avanço, a pressão sofrida pelo material é reduzida, consequentemente, ocorre uma redução da altura da rebarba. Contradizendo Olvera e Barrow (1996), que sugeriu que o aumento do valor do avanço da ferramenta reduz o efeito de sulcamento, favorecendo a formação do cavaco. Entretanto, esta última suposição foi feita para o processo de fresamento, compatível com a Fig. 2.2.

Niknam e Songmene (2014) propuseram em seu trabalho um algoritmo para o cálculo das dimensões da rebarba de saída no processo de fresamento em liga de alumínio. O algorítmico considera para efeito de cálculo a velocidade de corte, a dureza do material e o avanço por dente da ferramenta. Segundo os autores, quando ocorre um aumento do atrito entre as faces da ferramenta e a peça, há uma redução do valor do ângulo de cisalhamento e da deformação plástica associada com a formação do cavaco. Todas as variáveis analisadas foram considerados influentes para o fenômeno de formação de rebarba. A Fig. 2.10 mostra esquematicamente o ângulo de cisalhamento durante a formação do cavaco no corte ortogonal

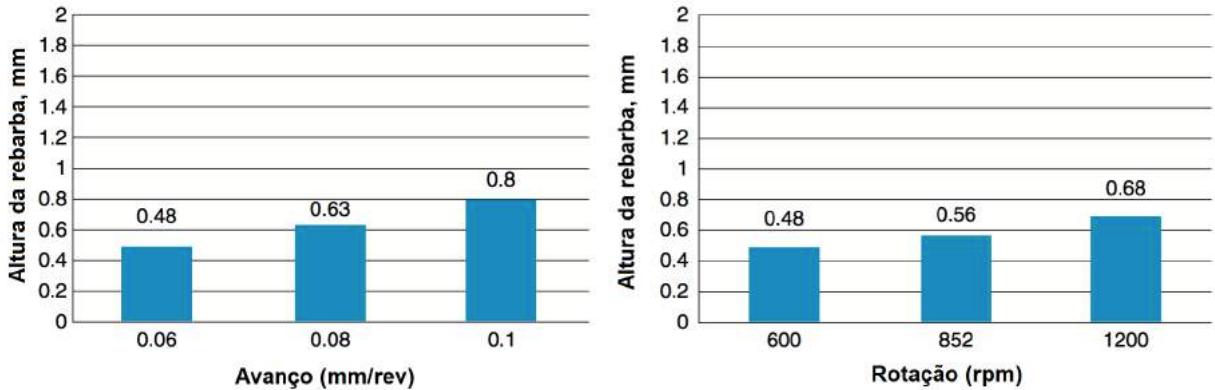


Figura 2.9: Efeito da influência do avanço e da velocidade de corte da ferramenta utilizada no processo de furação na avaliação da altura das rebarbas. (SHANMUGHASUNDARAMA; SUBRAMANIAN, 2014)

de um processo de macro-usinagem.

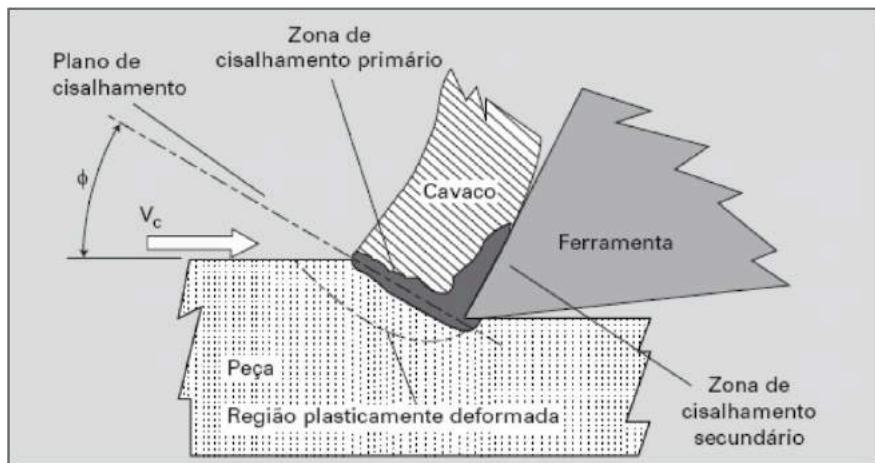
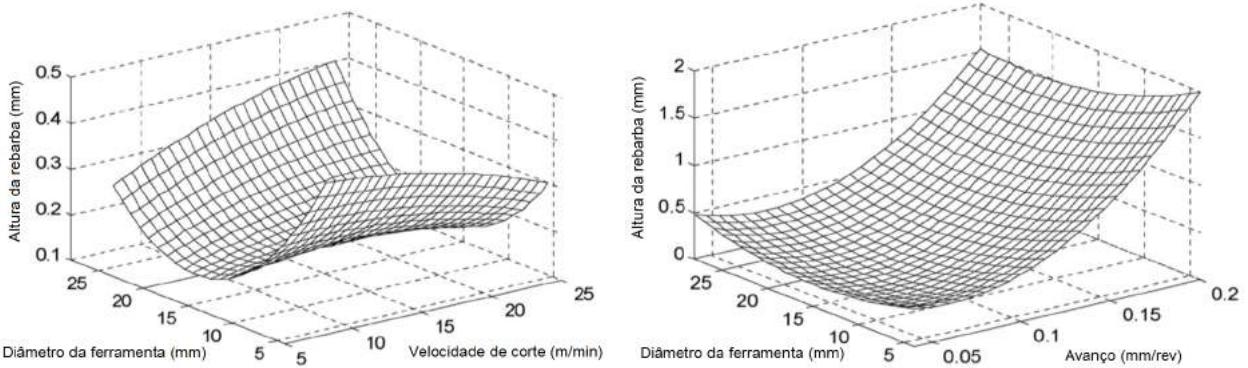


Figura 2.10: Ângulo de cisalhamento no corte ortogonal. (MACHADO et al., 2009)

Gaitonde et al. (2008) estudaram a aplicação de um algorítimo genético para minimização de rebarbas na furação do aço inoxidável AISI 316L utilizando brocas de aço rápido. O ângulo de ponta e a velocidade de corte foram fatores de influência significativa como mostra a Fig. 2.11. Resultados experimentais mostrados na Fig. 2.11a indicam que brocas com diâmetros menores, até 16 mm e baixas velocidades de corte são parâmetros desejáveis para redução da altura das rebarbas. A Fig. 2.11b apresenta superfícies de resposta que mostram a interação dos efeitos do diâmetro da ferramenta, avanço e altura da rebarba. Para um determinado valor de diâmetro da ferramenta, a altura da rebarba é altamente influenciada pela variação dos valores de avanço. Para todas as ferramentas utilizadas com valores de diâmetro entre 4-28 mm são recomendados valores menores de avanço como, 0,04 mm/rev, para redução da formação de rebarbas.



(a) Diâmetro da ferramenta *versus* Velocidade de corte (b) Diâmetro da ferramenta *versus* Avanço da ferramenta ( $f=0.08\text{mm/rev}$ )

Figura 2.11: Superfície de resposta da altura da rebarba com relação à velocidade de corte, avanço e diâmetro da ferramenta no processo de furação. (GAITONDE et al., 2008).

Chern (2006) apresenta um trabalho focado na investigação da influência dos parâmetros de corte na formação de rebarba das ligas de alumínio Al 1100, Al 2024-T4 e Al 6061-T6. Os resultados mostraram que o ângulo de saída da ferramenta da peça influencia fortemente a geometria da rebarba no processo de fresamento. A profundidade de corte e o aumento do avanço foram identificados como parâmetros influentes na formação de rebarbas secundárias.

#### 2.4.1 Formação de Rebarba em Micro-Usinagem

Gillespie (1979) afirma, enquanto observava o processo de formação de rebarba em micro-usinagem, que o processo de remoção de rebarbas na macro-usinagem não seria satisfatório quando utilizado em escala reduzida. Esta afirmação destaca o maior problema da rebarba para os processos de micro-usinagem.

Considerando micro-usinagem, diversos trabalhos já foram feitos a fim de minimizar a formação de rebarbas para peças miniaturizadas. Lin (2000) relatou resultados (Fig.2.12) de experimentos conduzidos em aço inoxidável por processo de micro-fresamento utilizando uma fresa com uma única aresta de corte. Para baixos valores de avanço, cavacos com espessuras menores são formados e, devido ao fenômeno do *size effect*, pode favorecer o aumento dos valores de altura de rebarbas. Valores intermediários de avanço da ferramenta de corte apresentam o maior volume de material removido e os menores valores de alturas de rebarbas, enquanto os maiores valores de avanço analisados apresentam o menor volume de material removido. Com relação à velocidade de corte, o autor afirma que quanto maior a velocidade de corte, menor será a altura da rebarba. Segundo o autor, quando a velocidade

de corte aumenta, o atrito entre o cavaco e a ferramenta é reduzido. A diminuição do atrito ocasiona um aumento no ângulo de cisalhamento, acompanhado por um decréscimo da espessura do cavaco. Portanto, a deformação plástica associada com a formação do cavaco é reduzida. No Capítulo 5 a análise dos resultados dos testes efetuados no INCONEL 718 também considera o volume de material removido em um único passe. Nenhuma diferença significativa foi percebida, mesmo considerando diferentes condições de corte como velocidade de corte, avanço por dente, e a aplicação de fluido de corte.

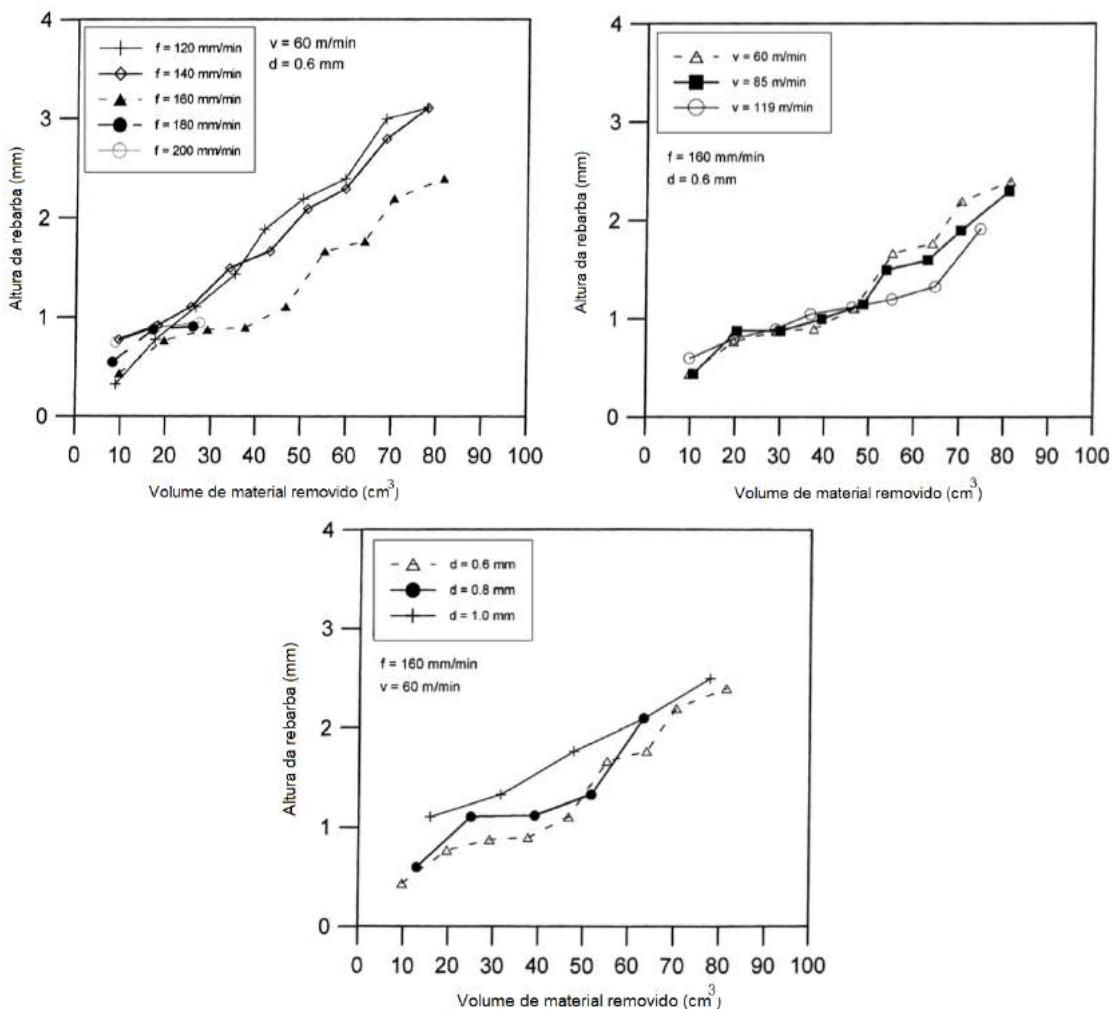


Figura 2.12: Altura da rebarba no fresamento de aço inoxidável quando avaliados a influência do avanço da ferramenta, velocidade de corte e diâmetro da ferramenta (LIN, 2000).

Lekkala et al. (2011) percebeu em seus experimentos três tipos de mecanismos de formação de rebarba prevaleciam em seus ensaios de micro-fresamento, sendo eles a deformação lateral do material, a dobra e a ruptura do cavaco. Uma análise estatística (Taguchi) investigou a influência dos principais parâmetros envolvidos no processo, tais como velocidade de corte, avanço da ferramenta de corte, profundidade de corte, diâmetro da ferramenta e quantidade de arestas de corte, enquanto usinava dois materiais diferentes (aço inoxidável

(SS-304) e Alumínio (Al2124)). Utilizando-se uma Análise de Variância (ANOVA), foi concluído para a micro-usinagem de alumínio que dentre os parâmetros analisados, o diâmetro da ferramenta, número de arestas, profundidade de corte, avanço e a interação entre o número de arestas e o avanço foram os parâmetros mais influentes na altura da rebarba de saída, com um grau de significância de 95%. A mesma análise feita para o aço inoxidável mostra que a altura da rebarba de saída é influenciada pelo diâmetro da ferramenta e o avanço. A rebarba primária, formada acima da superfície usinada neste caso, foi investigada apenas para a amostra de alumínio. Para esse tipo de rebarba, a ANOVA mostra como significante apenas a interação entre o avanço e o número de arestas de corte. A análise feita entre os valores médios dos resultados (Analysis of Means - AOM) demonstram que o avanço tem um efeito pequeno nas rebarbas de saída em amostras de alumínio, porém é de extrema influência na formação da rebarba primária (Fig.2.13). A conclusão para a amostra de alumínio é que a espessura da rebarba diminui com o aumento do avanço.

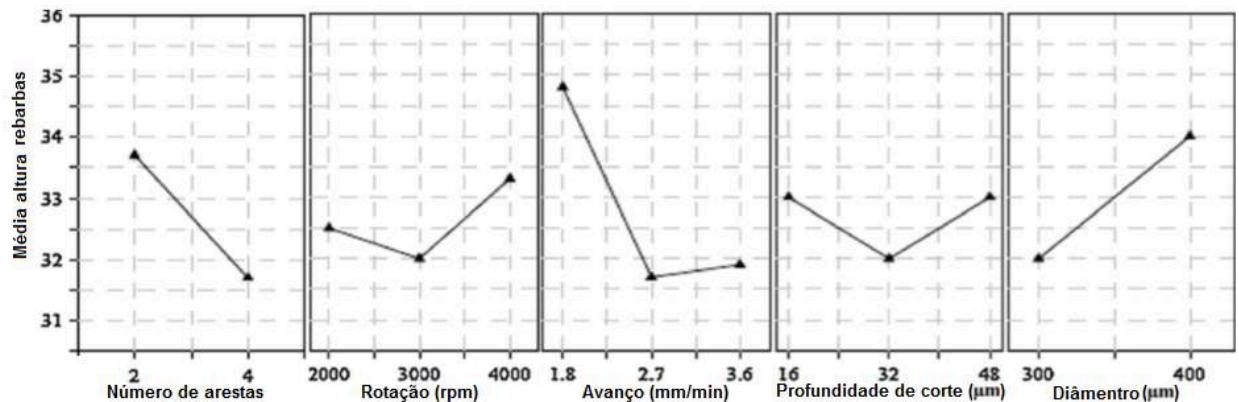


Figura 2.13: Análise de médias na avaliação da espessura da rebarba primária em liga de alumínio AL2124 (LEKKALA et al., 2011).

Tang et al. (2011) estudou sobre a influência da penetração de trabalho  $a_e$ , velocidade de corte  $v$ , velocidade de avanço  $v_f$  e tamanho do grão do material usinado na formação de rebarba utilizando uma serra circular de aço rápido com diâmetro de 40 mm para fabricação de uma malha conectada por micro-canais cruzados. Durante os experimentos, o autor concluiu que a deformação plástica tem um grande impacto na formação de rebarbas "encaracoladas". Durante a sua formação, enquanto as rebarbas disponham tempo suficiente para serem deformadas plasticamente, as rebarbas formadas a baixas velocidades de corte são relativamente maiores do que as formadas a velocidades de corte elevadas.

Piquard et al. (2014) desenvolveram um trabalho focado na formação de rebarba no micro-fresamento de duas ligas a base de níquel-titânio com memória de forma (*Memory*

*Shape Alloy* - MSA), uma austenítica e outra martensítica. Diferentes tipos de rebarbas foram formadas durante a pesquisa, porém, a mais focada no estudo foi a rebara primária, alcançando valores altos, próximos dos valores utilizados como profundidade de corte. Estas foram mais influenciadas pelo avanço por aresta e a penetração de trabalho. Após a usinagem, foi observado uma mudança de microestrutura numa camada abaixo da amostra martensítica. Os parâmetros utilizados no planejamento estatístico são mostrados na Tab. 2.1 a seguir. O Micro-fresamento concordante e discordante neste trabalho serão analisados individualmente conforme metodologia do autor, e apenas a rebarba primária é considerada como objeto de estudo. Resultados da ANOVA para as MSAs mostraram que mais de 60 % da significância dos parâmetros são de responsabilidade do avanço por aresta, penetração de trabalho e suas interações. Um aumento (do menor para o maior valor indicado no planejamento experimental), da profundidade de corte e avanço por dente, leva a uma queda da altura da rebarba analisada, de 7 e 29  $\mu\text{m}$  respectivamente. Um aumento da penetração de trabalho, implica num aumento do valor da altura da rebarba de aproximadamente 19  $\mu\text{m}$ . Fotos adquiridas por meio de um microscópio eletrônico de varredura (MEV) mostram que o micro-fresamento concordante apresenta valores maiores de altura de rebarba do que o discordante. Resultados parecidos com o que será discutido no Capítulo 5. Os autores percebem que as rebarbas obtidas pelo processo concordante, apresentam uma grande curvatura, enquanto no processo discordante, as rebarbas são ligeiramente inclinadas (Fig. 2.14)

Parâmetros	Nível -	Nível +
Condição	Concordante	Discordante
Profundidade de corte ( $\mu\text{m}$ )	50	100
Velocidade de corte (m/min)	30	60
Liga NiTi	Austenítico	Martensítico
Avanço ( $\mu\text{m}/\text{aresta}$ )	6	12
Largura de corte ( $\mu\text{m}$ )	100	200

Tabela 2.1: D.O.E analisado por Piquard et al. (2014).

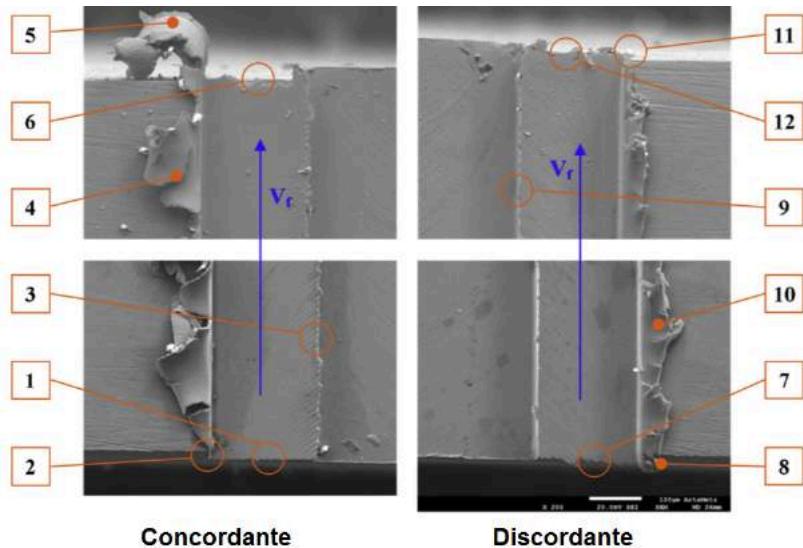
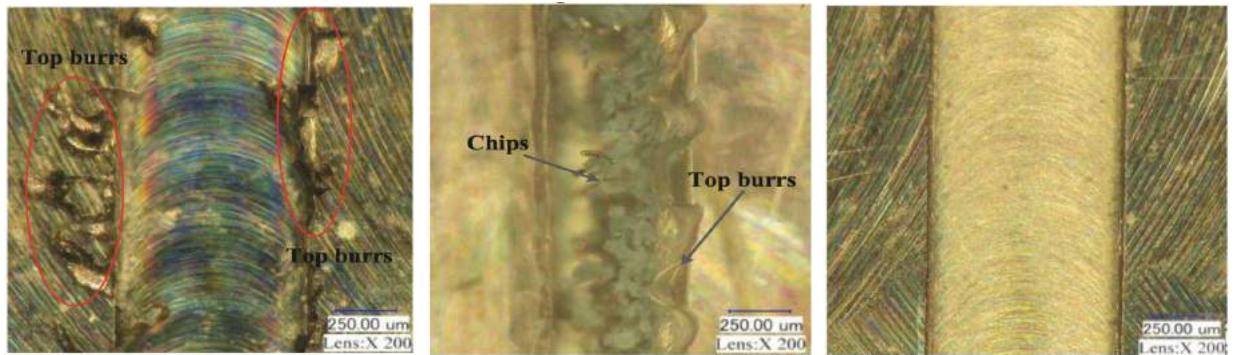


Figura 2.14: Fotos tiradas em MEV mostram rebarbas produzidas por micro-fresamento concordante e discordante em liga NiTi (PIQUARD et al., 2014).

Kou et al. (2015) propuseram uma nova abordagem para minimizar a formação de rebarbas. Um material adesivo é selecionado como material de suporte para estender o limite de contato entre a ferramenta de corte e o material a ser usinado. Materiais de apoio são selecionados baseados em vários requisitos, como, força e firmeza para fornecer apoio suficiente quando solicitado; fácil para depositar sobre a superfície da peça de trabalho; fácil de ser removido, para não danificar a superfície da peça; custo viável, para a redução de custos no processo de produção. Em vez de as rebarbas se formarem no material usinado, elas serão formadas preferencialmente no material de suporte, como mostrado na Fig. 2.15. As experiências foram realizadas num material de bronze berílio usando uma micro-fresa. Uma análise de espectroscopia de raios-X foi realizada para investigar a contaminação da superfície da amostra por outros elementos que poderiam ficar aderidos à mesma durante o processo de instalação ou remoção do material de suporte. Nenhum elemento residual foi encontrado na superfície da peça de trabalho. O resultado em minimizar rebarbas por este método foi dito satisfatório pelo autor. O método pode ser estudado em trabalhos futuros utilizando diferentes materiais e métodos de aplicação.

Chern et al. (2007) utilizaram uma ferramenta fabricada pelo processo de eletro-erosão a fio (Fig. 2.16), para fabricação e avaliação de micro-canais e paredes finas em ligas de alumínio (Al6061-T6). Foi proposto pelo autor do trabalho que a relação  $D$  e  $W$  da micro-ferramenta usinada influencia nas forças envolvidas no processo e também na vida da ferramenta.

Os autores ilustram a formação de rebarbas primárias na Fig. 2.17, afirmando que



(a) Topografia na ausência de material de suporte. (b) Topografia antes da remoção do material de suporte. (c) Topografia da rebarba após a remoção do material de suporte.

Figura 2.15: Resultados na redução de formação de rebarbas (discordante à esquerda e concordante à direita) apresentados por Kou et al. (2015).

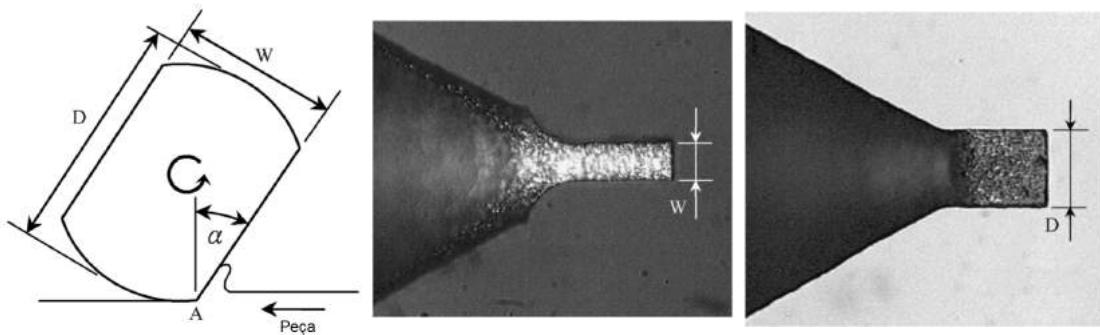


Figura 2.16: Ferramenta de micro-usinagem fabricada pelo método de eletro-erosão a fio (WEDM) (CHERN et al., 2007).

a rebarba é formada com um comprimento de aproximadamente metade do diâmetro da ferramenta de corte.

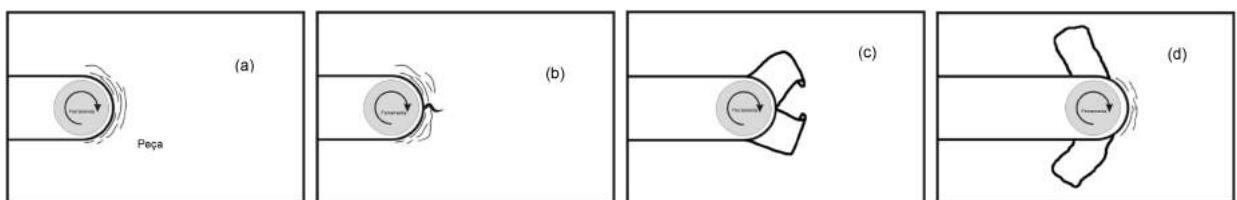


Figura 2.17: Processo de formação da rebarba primária (CHERN et al., 2007).

Ao utilizar diferentes condições de corte e diferentes razões de aspecto  $D$  e  $W$ , os autores sugerem que o mecanismo de corte envolvidos em seu processo difere da operação de corte convencional. A baixas velocidades de corte, as arestas de corte de micro-ferramentas não conseguem remover os materiais através da formação de cavacos, indicando que prevalece o mecanismo de sulcamento; diferente da ferramenta fabricada por eletro-erosão a fio. Também utilizando diferentes parâmetros de corte, os autores obtiveram sucesso na fabricação de paredes finas, com 80 e 31  $\mu\text{m}$ ; a parede de 5  $\mu\text{m}$  provavelmente sofreu de vibração inesperada

e/ou flexão lateral devido forças de corte durante a micro-usinagem como mostrado na fig. 2.18. Para evitar a formação de rebarbas, os autores concluíram que é importante manter o acoplamento axial e o avanço da ferramenta em valores mínimos.

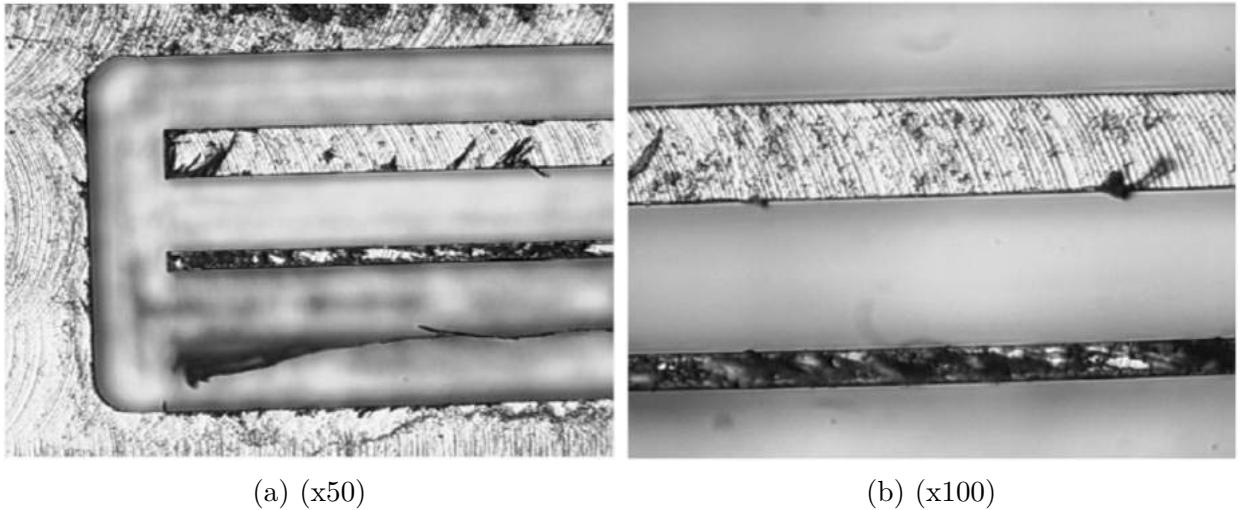


Figura 2.18: Fotos da estrutura de micro-paredes (CHERN et al., 2007).

## 2.5 Medição de Temperatura

A medição da temperatura é um grande desafio relativo às operações de usinagem. A interface cavaco/ferramenta, local onde espera-se que a temperatura seja a mais elevada durante o processo, é também uma região inacessível, tornando-se extremamente difícil posicionar um sensor de temperatura nesta região. Muitos métodos têm sido apresentados para determinação da temperatura de usinagem, métodos numéricos, soluções analíticas e numéricas. Existem vários métodos experimentais para o processo de macro-usinagem. No caso de micro-usinagem, a avaliação experimental é ainda mais complicada em função das reduzidas dimensões envolvidas, exigindo soluções numéricas. O desafio dos métodos numéricos é a validação do modelo por meio de um ensaio experimental. Kara, Aslantas e Çiçek (2016) estimaram, utilizando uma rede neural artificial, a temperatura de corte em um corte ortogonal do aço AISI 316L. A temperatura foi estimada por dados obtidos através de experimentos e modelos numéricos da força de corte. Os resultados mostram que a temperatura no processo de usinagem pode ser precisamente determinada pelo método citado avaliando-se cinco parâmetros de entrada: material do revestimento da ferramenta, velocidade de corte, avanço por dente, força de avanço e, o mais importante segundo os autores, a força de corte. A capacidade de aprendizado da rede neural artificial se mostrou satisfa-

tória e robusta na determinação de temperaturas de usinagem. Mzad (2015) apresentou um método simplificado para a determinação do fluxo de calor através do tempo na interface ferramenta/peça usando materiais diferentes de acordo com parâmetros de usinagem conhecidos e controlados. A metodologia incluiu um sensor infravermelho portátil para monitorar a temperatura da superfície. Uma curva de interpolação para determinação da temperatura na superfície de usinagem permite a determinação do fluxo de calor local produzido durante o processo. Os experimentos foram conduzidos para os processos de torneamento e fresamento, nos materiais 95Cu5Al e 96Al4Cu respectivamente. Uma terceira amostra de aço foi analisado com a mesma metodologia. Resultados para operação de fresamento são mostrados na Fig. 2.19. Uma curva de terceira ordem é determinada por aproximação para prever a temperatura na interface ferramenta/peça. Resultados do fluxo de calor, também para operações de fresamento são mostrados na Fig. 2.20.

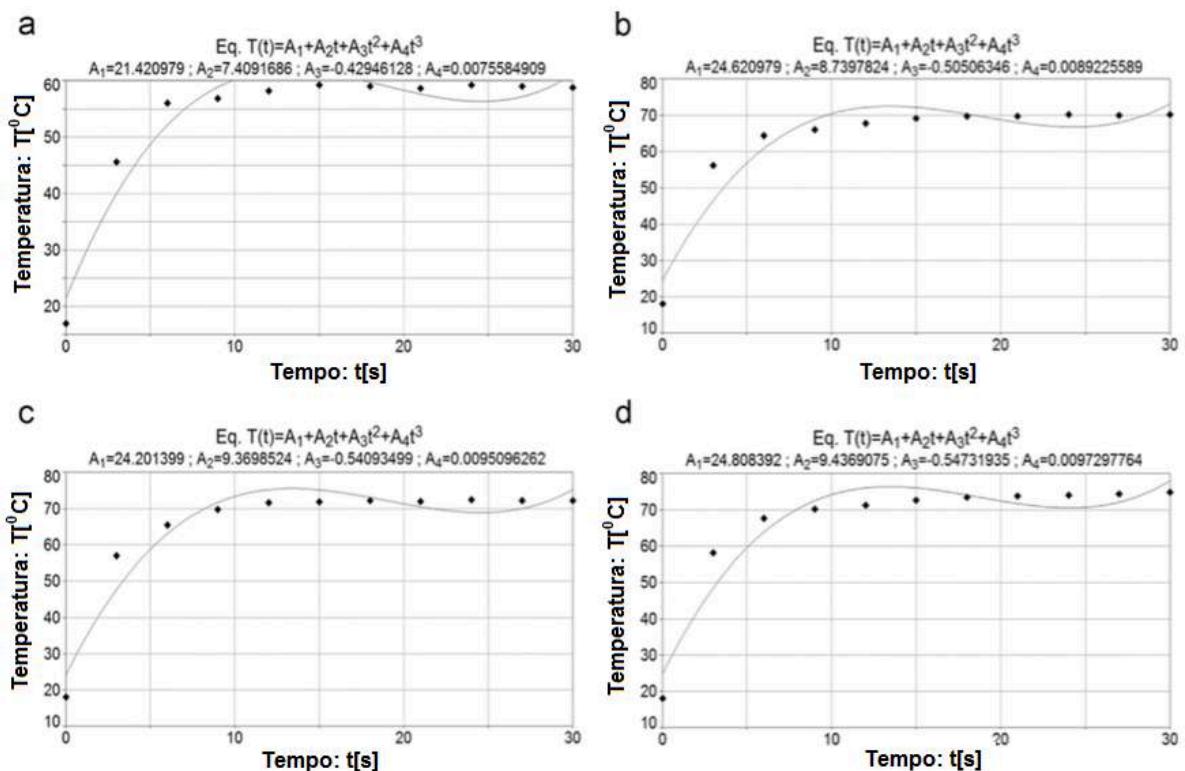


Figura 2.19: Variação da temperatura no fresamento da liga de alumínio 96Al4Cu: (a) Vc 50 m/min, (b) Vc 100 m/min, (c) Vc 150 m/min e (d) Vc 200 m/min (MZAD, 2015).

Variações do fluxo de calor são semelhantes para o aço doce e bronze durante operações de torneamento. Em velocidades de corte mais baixas, Mzad (2015) afirma, para operações de torneamento, que a energia gerada durante o processo de remoção de material é instantaneamente dissipada para o ambiente, razão pela qual o fluxo de calor não pode aumentar mais. No entanto, para velocidades de corte mais elevadas (175 e 225 m/min) o

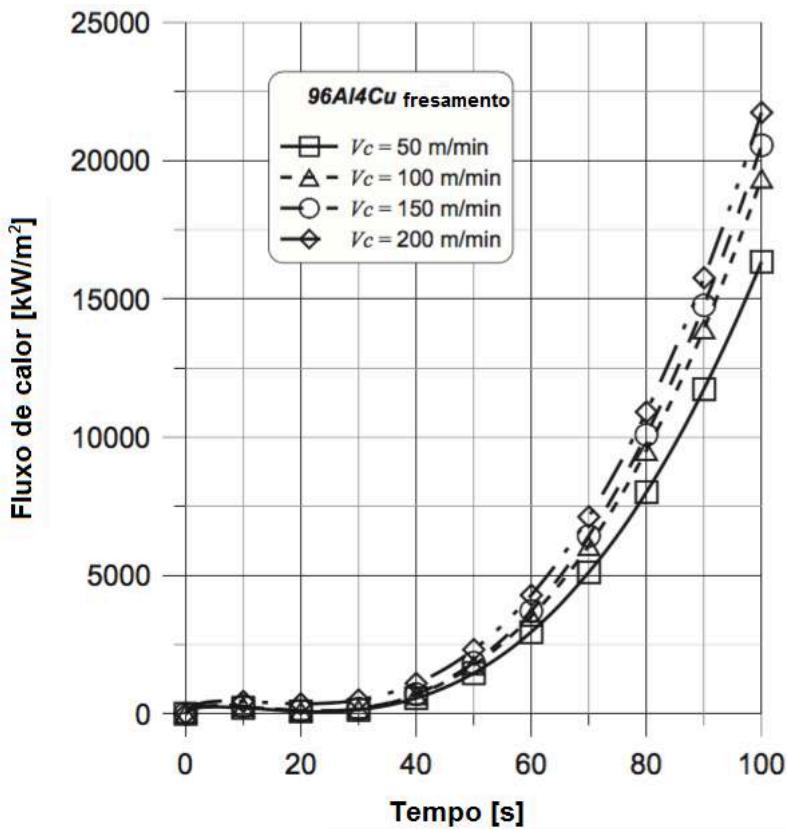


Figura 2.20: Medição instantânea do fluxo de calor para liga de alumínio 96Al4Cu (MZAD, 2015).

equilíbrio térmico é rompido, devido à intensa transferência de calor por condução ser maior que as perdas de calor para o ambiente, por isso, o fluxo aumenta com o tempo.

Com os resultados do processo de fresamento, segundo o autor, é possível concluir que a produção de calor sempre aumenta com o aumento da velocidade de corte. É sugerido no trabalho a utilização de algum fluido de corte, pois uma usinagem na condição a seco não condiz com as propriedades termo-físicas do alumínio. Essa metodologia é de difícil empregabilidade para processos de micro-usinagem, pois o sensor infravermelho possui um diâmetro do *spot* significativamente maior do que o diâmetro de algumas ferramentas empregadas no processo, ou seja, o calor gerado seria relativo à uma área relativamente bem menor do que o equipamento estaria de fato medindo.

Sousa et al. (2012) aplicaram uma técnica inversa (com base na função de Green e observadores dinâmicos) para estimar a temperatura e fluxo de calor na interface ferramenta/peça durante o processo de furação. Por simulações numéricas foram avaliados o modelo térmico, o algoritmo inverso e as áreas de menor sensibilidade. O método de volumes finitos foi utilizado para resolver a equação de difusão de calor, a fim de determinar o fluxo de calor gerado na interface de corte durante o processo de furação, usando apenas

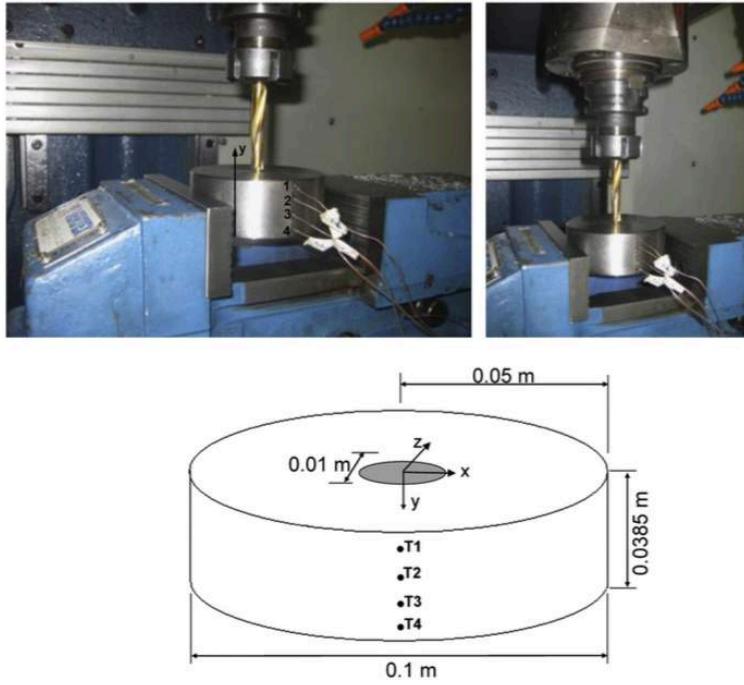


Figura 2.21: Esquema do posicionamento dos termopares (SOUZA et al., 2012).

dados experimentais do período de aquecimento. A metodologia empregada na parte experimental do trabalho para determinação do fluxo de calor é semelhante ao utilizado na metodologia experimental apresentada no capítulo seguinte. De acordo com a Fig. 2.21, foi adquirido a temperatura em vários termopares e o fluxo de calor estimado durante o processo e apresentado pela Fig. 2.22.

Também utilizando uma técnica inversa e volumes finitos, Santos et al. (2014) previram a distribuição de temperatura na superfície de saída de uma ferramenta de aço rápido durante o torneamento de um aço de livre corte ABNT 12L14 utilizando diferentes profundidades de corte. Kaminise, Silva e Guimaraes (2012) investigaram a influência do material de suportes de ferramentas (aço de carbono, aço inoxidável, titânio, cobre e bronze) na distribuição da temperatura no processo de ferro fundido cinzento. A temperatura média na interface ferramenta/cavaco foi medida usando um método de termopar ferramenta/peça. Concluiu-se que o material do suporte da ferramenta possui grande influência na distribuição de temperatura na ferramenta e no porta-ferramentas, ou seja, a temperatura de ambos depende da condutibilidade térmica do material do porta-ferramentas. A diferença entre as temperaturas máximas de usinagem foi verificada sendo até 10% menor para diferentes materiais de porta-ferramentas (800°C para o suporte de titânio e 720° para o fabricado em cobre).

Samuel et al. (2011) relataram a utilização de grafeno como um aditivo para melhorar

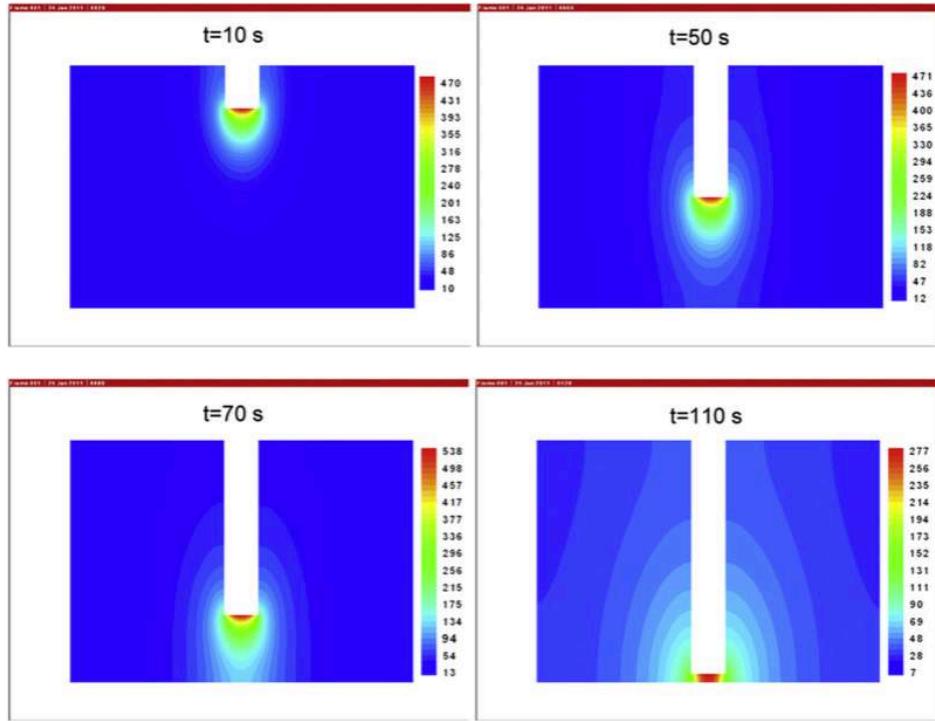


Figura 2.22: Campo de distribuição de temperatura  $\theta$  ( $T_0 = 26, 36^\circ\text{C}$ ) para os tempos de 10, 50, 70 e 110 s. (Editado) (SOUSA et al., 2012).

o desempenho de lubrificação e arrefecimento de fluidos de corte semi-sintéticos utilizado na fabricação de micro-componentes. Ensaios de micro-torneamento foram conduzidos com a utilização de fluidos de corte contendo concentrações variáveis de plaquetas de grafeno. A Fig. 2.23a mostra o *layout* esquemático experimental utilizado nos ensaios. A Fig. 2.23b apresenta a temperatura medida por termopares tipo-J anexados à superfície de folga da ferramenta a uma distância de aproximadamente 0,8 mm a partir da aresta de corte.

Segundo o autor, a incorporação de plaquetas de grafeno no fluido de corte serve para suprimir significativamente a temperatura de pico da ferramenta durante o corte. Este efeito é melhorado com o aumento da fração de plaquetas de grafeno na suspensão coloidal por alterar as propriedades térmicas do fluido de corte e também agir como lubrificante sólido. Uma observação interessante feita pelo autor é que, uma vez que o termopar foi montado na superfície de folga da ferramenta, o perfil de temperatura é função do calor gerado na interface cavaco/ferramenta, que é principalmente função do coeficiente dinâmico de atrito nesta interface. O fato de o acréscimo de plaquetas de grafeno resultar em medições de valores menores de temperatura quando comparado ao caso base, aponta para um coeficiente mais uniforme e menor de atrito na interface cavaco/ferramenta. Isto sugere uma capacidade de as plaquetas de grafeno penetrarem na interface cavaco/ferramenta em processos de micro-usinagem. No que se refere a força de corte, como mostrado na Fig. 2.23c, observa-se a força

de corte mais baixa para 0,5 % de plaquetas de grafeno, sendo cerca de 26 % inferior ao caso base.

Samuel et al. (2011) também realizaram testes para determinar a condutividade térmica, de cada fluido de corte com as diferentes frações de grafeno adicionadas a cada fluido. Os resultados mostrados na Fig. 2.23d confirmam que a condutividade térmica aumenta quando há um aumento da fracção de grafeno para o fluido de corte. Neste caso, um aumento de 4,0 % na condutividade térmica para adição de 0,5 % em massa de grafeno ao fluido de corte.

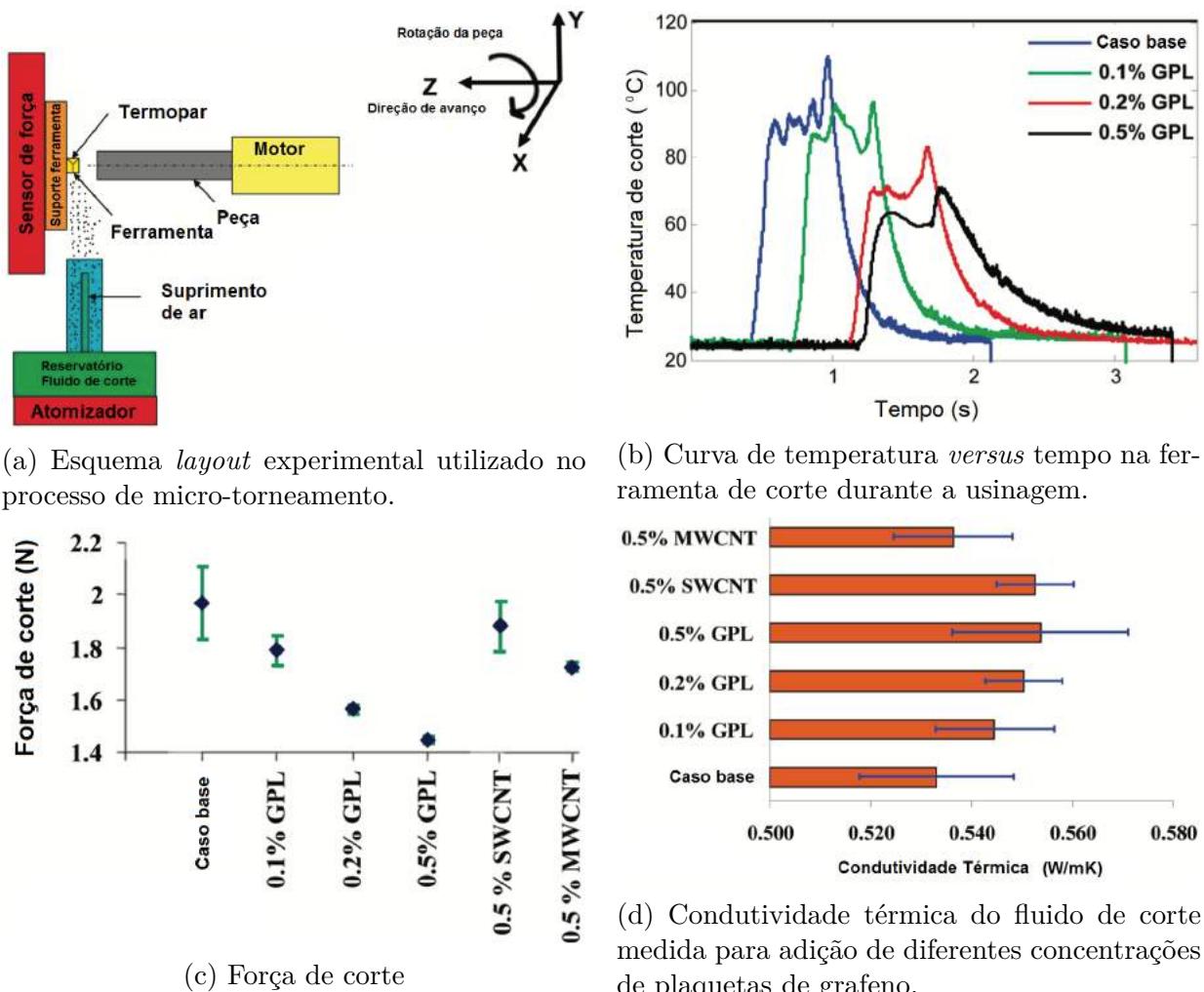


Figura 2.23: Resultados experimentais apresentados por Samuel et al. (2011).

Mamedov e Lazoglu (2016) propuseram uma simulação em elementos finitos na determinação da temperatura de corte no processo de micro-fresamento de uma liga de titânio (Ti-6Al-4V). A validação experimental do trabalho possui um esquema muito semelhante com o procedimento adotado nos testes desta tese, conforme mostra Fig. 2.24. Dois termopares foram posicionados próximos à trajetória da ferramenta, e as temperaturas obtidas

para diferentes casos são mostradas na Tab. 2.2, embora as condições de corte utilizadas não estejam claras no trabalho. O posicionamento dos termopares foram selecionados com o objetivo de determinar a geração de calor na zona primária e secundária de cisalhamento. As temperaturas medidas e as estimadas através do modelo analítico apresentam uma variação máxima de 12,0%.

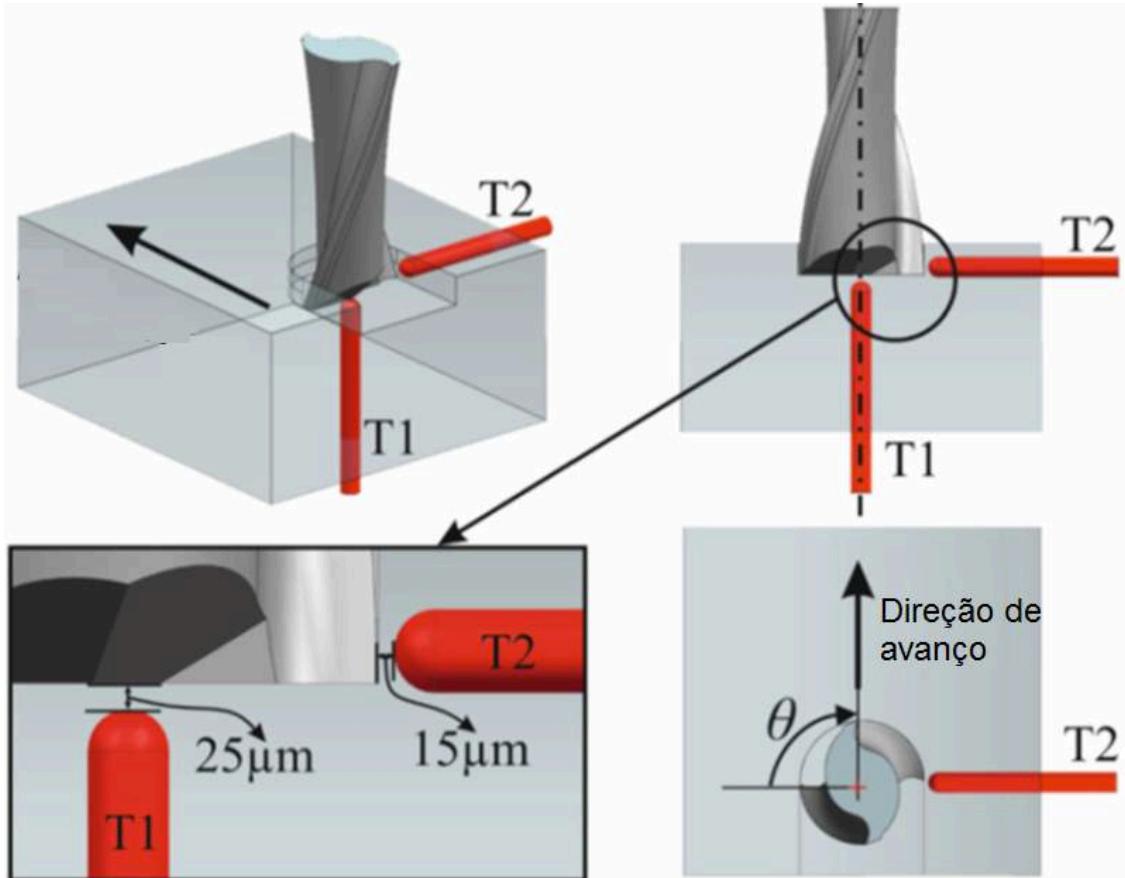


Figura 2.24: Esquema experimental proposto para validação de simulação em elementos finitos para determinação de temperatura em micro-fresamento. (MAMEDOV; LAZOGLU, 2016)

	Caso 1	Caso 2	Caso 3	Caso 4	Caso 5	Caso 6
T1 (°C)	31,6	35,3	40,4	32,8	38,9	41,9
T2 (°C)	54,7	61,5	71,1	57,0	67,8	79,5

Tabela 2.2: Resultados experimentais de temperatura em micro-fresamento (MAMEDOV; LAZOGLU, 2016).

Temperaturas próximas deste valor foram encontradas na usinagem do INCONEL 718 neste trabalho e serão discutidos posteriormente no Capítulo 5.

## 2.6 Grafeno e Nano-fluidos

De acordo com Sarkar, Ghosh e Adil (2015), a quantidade de pesquisas sobre os nano-fluidos aumentaram muito rapidamente ao longo da última década. Apesar de alguma inconsistência nos resultados relatados e insuficiente compreensão do mecanismo da transferência de calor em nano-fluidos, estes emergiram como um promissor meio de transferência de calor. A ideia de usar nano-fluidos híbridos é devido à melhoria da transferência de calor, atribuída à boa fração de aditivo de grafeno.

Sharma, Tiwari e Dixit (2016) definem nano-fluido como uma mistura coloidal de tamanho nanométrico ( $<100\text{ nm}$ ) de partículas metálicas e não metálicas em fluido convencional. Em seu artigo, o autor não apenas discute a influência da forma das partículas e o comportamento reológico da adição de grafeno como nano-fluidos, mas também estuda outros fatores que afetam o comportamento reológico. Estes outros fatores incluem o tipo de nano-partículas, concentração em volume em diferentes fluidos de base, a adição de surfactante e um campo magnético aplicado externamente. Verificou-se que a forma das partículas, sua concentração, surfactantes e o campo magnético afetam significativamente o comportamento reológico de qualquer nano-fluido.

Plaquetas de grafeno utilizadas como um nano-fluido já foram estudadas relativas às suas propriedades térmicas. Azimi e Mozaffari (2015) pesquisaram a transferência de calor entre duas placas móveis paralelas avaliando o instável e bidimensional, óxido de grafeno adicionado a água como fluido de corte. Os autores propõem um algoritmo evolutivo modificado (EA), que é chamado de algoritmo genético híbrido mutável abelha inteligente (HGMSB) em comparação com a ferramenta de inteligência desenvolvida conhecido como sistema adaptativo de inferência fuzzy evolutiva (EE-FIS). Com base em diferentes parâmetros, foi previsto pela metodologia o número de Nusselt. Para endossar a autenticidade do sistema adaptativo inteligente proposto, uma técnica de solução de problemas numéricos RungeKutta foi considerada. Os autores avaliaram as propriedades térmicas da água pura e o nano-fluido adicionado de óxido de grafeno, como mostrada a Tab. 2.3. O autor concluiu que o grafeno adicionado como nano-fluido pode melhorar significativamente a sua condutividade térmica.

Yu et al. (2011) desenvolveram uma técnica simplificada de produção de nano-fluido contendo nano-folhas de grafeno a base de etileno-glicol. A condutividade térmica do fluido base foi aumentada significativamente pela adição do grafeno: acima de 86% de aumento para uma adição de 5% em volume na suspensão. A estrutura 2D e a rigidez do grafeno e do

	$\rho$ ( $Kg/m^3$ )	$C_p$ (J/kg K)	$k$ (W/m K)
Água pura	997.1	4179	0.613
Óxido de grafeno	1800	717	5000

Tabela 2.3: Propriedades termo-físicas da água pura comparada com água adicionada de nano-partículas de óxido de grafeno (AZIMI; MOZAFFARI, 2015).

óxido de grafeno melhoram a condutividade térmica do nano-fluido. A condutividade térmica do óxido de grafeno e do grafeno foi estimada entre 4,9 e 6,8 W/m K, respectivamente.

Khedkar, Sonawane e Wasewar (2013) realizaram um estudo experimental sobre um trocador de calor de tubo concêntrico para troca de calor entre água e nano-fluidos, com várias concentrações de nano-partículas adicionados aos fluidos de base, e aplicação de nano-fluidos como fluido de trabalho. O coeficiente de transferência de calor foi determinado experimentalmente (Fig 2.25) para uma área fixa com diferentes frações em volumes de nano-partículas adicionadas ao fluido de base e os resultados foram comparados com água pura. Ele observou que o nano-fluido com adição de 3% apresenta o melhor desempenho, com coeficiente global de transferência de calor 16% maior do que a água.

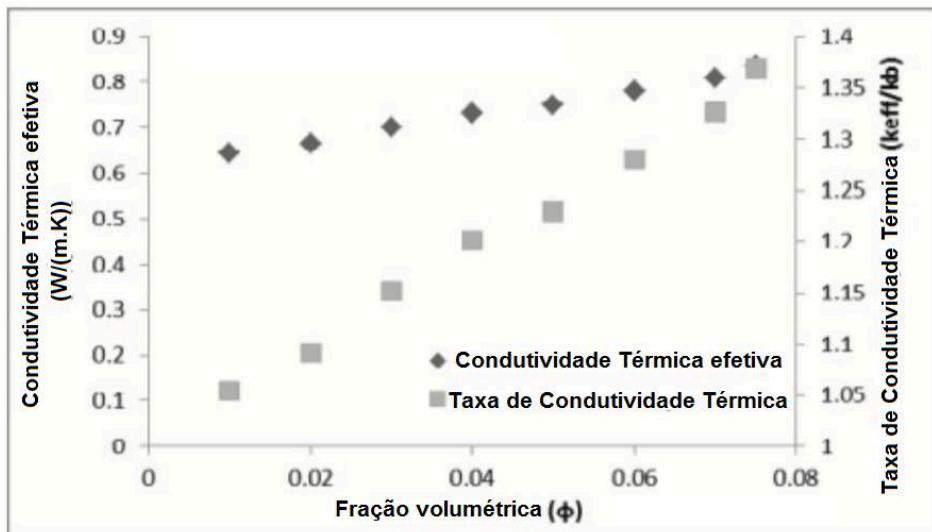


Figura 2.25: Efeito da condutividade térmica em função da porcentagem de grafeno adicionada à solução (KHEDKAR; SONAWANE; WASEWAR, 2013).

Vários fenômenos já se tornaram foco de estudos em micro-usinagem, sejam eles a redução da formação de rebarbas, forças de corte ou temperatura de usinagem. Nano-fluidos também estão sendo estudados para otimização de propriedades de lubrificação e troca de calor como uma alternativa mais eficaz que os fluidos de corte tradicionais. Pouco se é observado sobre trabalhos experimentais focados em micro-usinagem que englobam o

estudo de temperatura durante o processo. O trabalho aqui proposto busca contribuir para o desenvolvimento de uma metodologia para determinação experimental de temperaturas de usinagem no processo de micro-fresamento, avaliando a influência de dois fluidos de corte comercialmente disponíveis, e os mesmos fluidos, adicionados de partículas de grafeno. Uma vez a usinagem concluída, são avaliados também a influência dos mesmos parâmetros na redução da formação de rebarba.

# **CAPÍTULO III**

## **PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL**

Os procedimentos experimentais na área de micro-usinagem tendem a ter uma dificuldade maior de preparação do corpos de prova e referenciamento da máquina do que os processos convencionais em macro-usinagem devido às dimensões das ferramentas de corte e magnitude dos parâmetros envolvidos. Máquinas utilizadas para micro-usinagem necessitam ter características diferentes das máquinas convencionais, como por exemplo, possuírem circuitos eletrônicos que controlam os movimentos dos eixos mais sofisticados do que as máquinas comerciais de macro-processos. Também necessitam de maior resolução dos movimentos dos eixos das máquinas, na ordem de  $0,1 \mu\text{m}$  ou menores; a repetibilidade dos movimentos de posicionamento também devem apresentar abaixo de  $0,1 \mu\text{m}$ . No processo de fresamento de desbaste em escala macrométrica, erros associados à distância entre a superfície a ser usinada e a ferramenta admitem uma faixa de até  $50 \mu\text{m}$ , muitas das vezes sem nenhum prejuízo com relação às dimensões do produto final. Em micro-usinagem, erros dessa mesma magnitude podem representar desvios de forma maiores do que 10 vezes a profundidade de corte selecionada para o processo.

Pré-testes realizados neste trabalho exemplificaram alguns obstáculos mencionados para realização de ensaios no processo de micro-usinagem. Ao longo deste capítulo, serão apresentados os materiais e equipamentos utilizados para realização do trabalho e a metodologia de preparação dos corpos de prova na tentativa de minimizar os erros gerados nos pré-testes, como por exemplo, o erro associado à fixação do corpo de prova à morsa, que gera uma inclinação da superfície a ser usinada. Ainda nos pré-testes, foram selecionados os parâmetros de corte para execução dos ensaios.

Testes preliminares foram realizados em materiais considerados dúcteis para a seleção dos melhores parâmetros e melhor estratégia de usinagem para adquirir os resultados apresentados neste trabalho. Um cronograma simplificado das etapas adotadas neste trabalho pode ser visto na Fig. 3.1 a seguir.

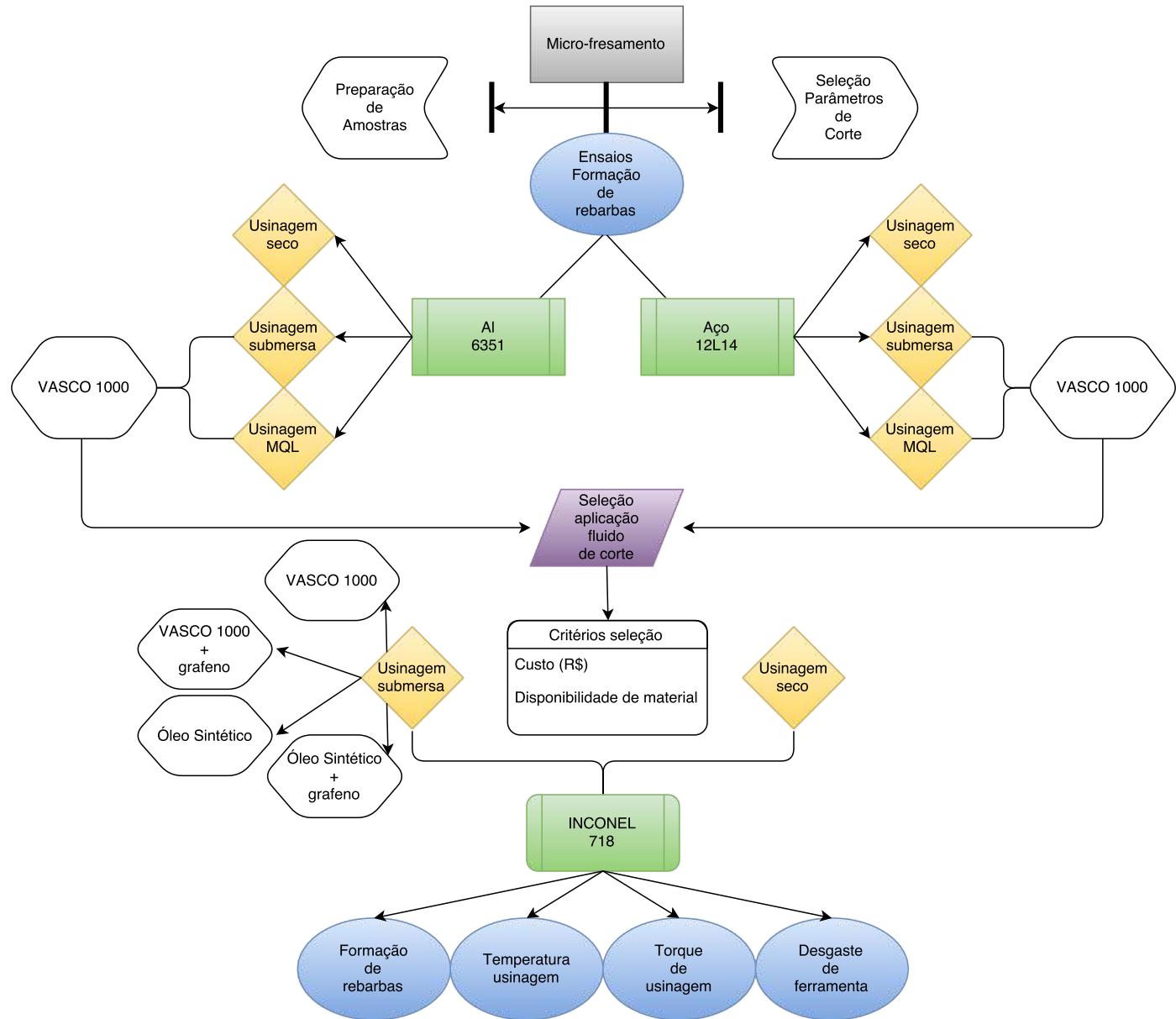


Figura 3.1: Cronograma de ensaios experimentais

### 3.1 Ferramenta de Corte

As ferramentas de corte utilizadas nos experimentos são fabricadas e fornecidas pela Performance MicroTools, modelo TR-2-0150-S com duas arestas de corte de comprimento padrão. As dimensões das ferramentas são informadas na Tab. 3.1 representadas pela Fig.

### 3.2.

Dimensões	Unidade (in)	Unidade (mm)
Diâmetro de corte (D0)	0,0150	0,381
Comprimento da aresta (L0)	0,045	1,145

Tabela 3.1: Dimensões da ferramenta de corte

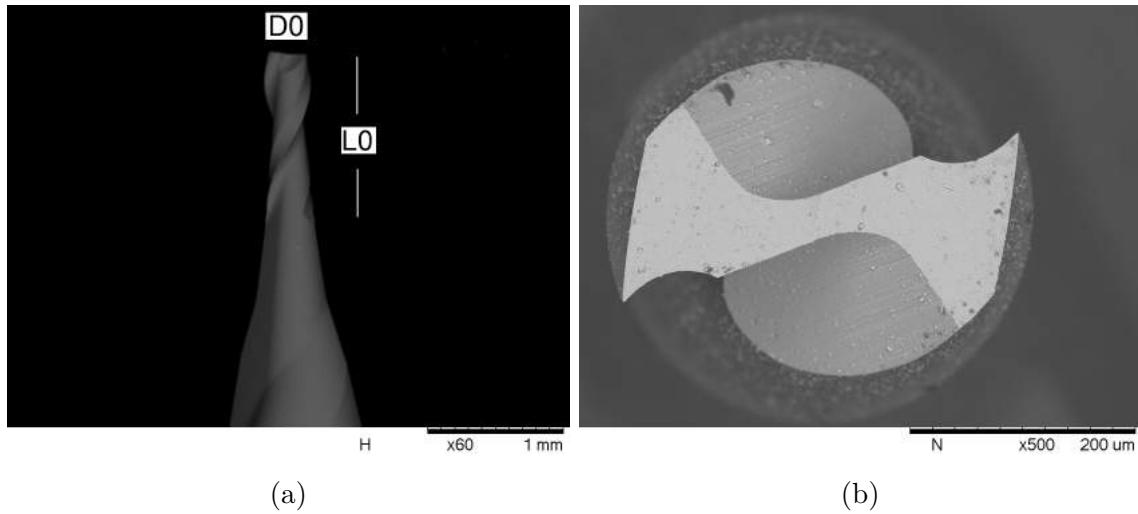


Figura 3.2: Dimensões da ferramenta de corte.

## 3.2 Fluidos de Corte

### 3.2.1 Fluido de Corte Base Vegetal

O primeiro fluido de corte utilizado é o óleo emulsionável a base de óleo vegetal cujo nome comercial é o VASCO 1000, fabricado pela BLASER Swisslube. Suas propriedades químicas e físicas evidenciadas na Tab. 3.2. O fabricante recomenda que a emulsão contenha uma concentração de 5-15% de fluido em água. Para todos os testes executados, foi utilizado uma concentração de 8% medido por meio de um refratômetro. A emulsão, segundo informações do fabricante, não contém aditivos EP a base de cloro.

A empresa fabricante afirma que a grande vantagem da utilização de emulsão a base de óleo de origem vegetal como fluido de corte é a sua estrutura molecular. Comparando-se com óleos de origem mineral, os de origem vegetal possuem moléculas que se alinharam sobre a superfície da peça, devido a sua polaridade, mostrada esquematicamente na Fig. 3.3.

Coloração	marrom claro
Densidade a 20 °C( $g/cm^3$ )	0,95
Ponto de fulgor (°C)	180
Conteúdo de água (%)	0,1
Conteúdo de óleo mineral (%)	0
Conteúdo de ésteres (%)	45
Conteúdo de cloro (%)	0
Conteúdo de sulfurantes ativos (%)	1,6
PH	8,5-9,2

Tabela 3.2: Propriedades químicas e físicas do fluido de corte Vasco 1000.

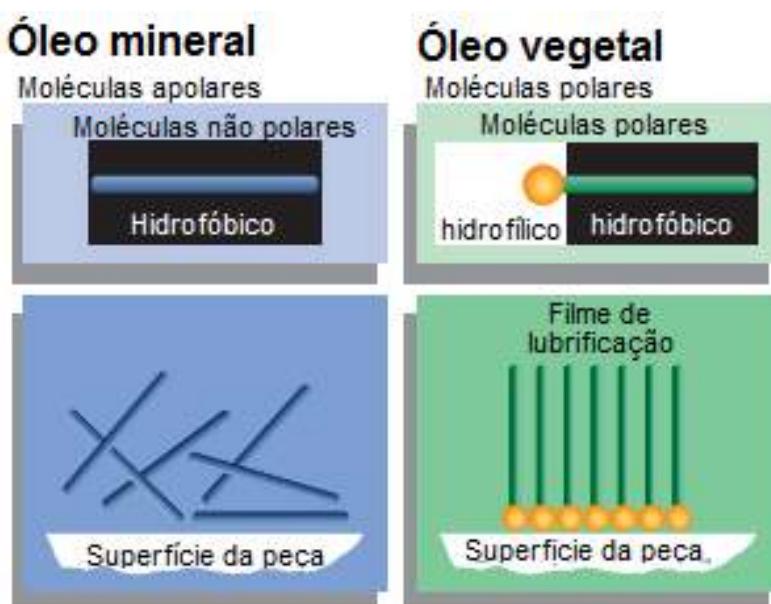


Figura 3.3: Interação esquemática entre óleo de base mineral e vegetal com a superfície das peças usinadas (Fonte: catálogo Blazer Swisslube).

### 3.2.2 Óleo Sintético

Outro fluido de corte é utilizado: o óleo sintético Quimatic Superfluído 3, recomendado pelo fabricante para usinagem de ligas especiais e de extrema dureza como os aços W10, VK5, VK10, aço inoxidável 360, 470 e titânio. A composição do fluido sintético é consequência da combinação de aditivos sintéticos e lubrificantes, assegurando alta lubricidade para a operação de usinagem com uma taxa de evaporação consideravelmente reduzida. As propriedades físicas do óleo encontram-se na Tab. 3.3.

Coloração	Verde
Densidade a 25°C ( $g/cm^3$ )	0,88 - 0,91
Ponto de fulgor (°C)	260
Viscosidade a 25°C (cSt)	20 - 35

Tabela 3.3: Propriedades físicas do óleo sintético

A solução de grafeno adicionada aos fluidos de corte utilizados neste trabalho contém partículas de grafeno preparadas com 3 horas de agitação no ultra-som em solução de 2 % (massa/volume) de cloreto de sódio e água deionizada a uma concentração máxima de 0,8571 g/ml. A solução foi adicionada a dois fluidos de corte diferentes, uma emulsão água + óleo de base vegetal e um fluido de corte composto por óleo sintético.

### 3.3 Equipamentos

#### 3.3.1 Máquina Micro-fresamento

A máquina utilizada nos testes é uma micro-fresadora fabricada pela empresa Minitech Machinery, modelo Mini-Mill/GX. A máquina possui uma base de granito com comprimento útil de trabalho de 500 x 558 x 558. Eixo X, Y e Z possuem deslocamento máximos de 300, 228 e 228 mm respectivamente com velocidade de avanço máxima de 1.000 mm/min. A mesa possui comprimento de 152,7 x 445 mm contendo furos com diâmetro de 1/4" para fixação de material espaçados 25,45 mm e mecanismo de deslocamento de rolamento linear THK. Cada eixo possui uma resolução de deslocamento de 0,1  $\mu m$ . No intuito de eliminar vibrações provenientes do ambiente externo durante a usinagem, uma mesa inercial foi projetada para ser utilizada com a micro-fresadora (Fig.3.4).

Um controlador do mancal Nakanishi modelo E3000 com rotação máxima de 60.000 rpm é utilizado para controlar a rotação da ferramenta de corte. Todos os eixos da máquina e o controlador são controlados por comando numérico computadorizado (CNC).

#### 3.3.2 Perfilômetro

As dimensões das rebarbas formadas pelo processo de micro-fresamento foram medidas com o perfilômetro fabricado pela empresa Taylor Robson, modelo TalySurf Intra, com deslocamento vertical do apalpador de 1 mm, resolução de medição 16 nm, deslocamento máximo horizontal de 50 mm e coluna manual. O equipamento também é utilizado sobre



Figura 3.4: Micro-fresadora e mesa inercial utilizada para testes.

uma mesa inercial para reduzir vibrações externas que possam influenciar as medições. O perfilômetro e um exemplo de perfil medido pelo equipamento podem ser visualizados nas Figs. 3.5a e 3.5b respectivamente.

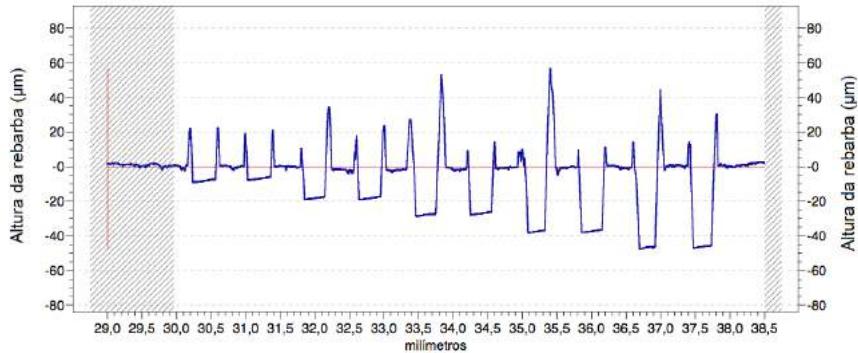
O apalpador do perfilômetro é posicionado na superfície da amostra, fora do limite do canal usinado e segue uma trajetória, perpendicular à trajetória da ferramenta de corte. O apalpador passa primeiro pela rebarba gerada pelo movimento discordante, efetuando a medição da altura da rebarba, atravessando o canal usinado e por fim, fazendo a medição da altura da rebarba gerada pelo movimento concordante da ferramenta de corte.

A altura da rebarba é feita tomando-se como referência a superfície da amostra preparada para o ensaio. O esquema apresentado pela Fig. 3.6 apresenta o sentido de medição do apalpador do perfilômetro e indica a referência de medição da altura da rebarba apresentada posteriormente nos resultados.

Nos ensaios de medição de rebarbas foi feito apenas um canal durante a usinagem. Para cada condição de corte, foi usado uma ferramenta nova. Nas amostras de Al 6351 e aço 12L14, foram efetuadas 10 medições de altura de rebarbas ao longo do canal. Já no caso do INCONEL 718, ocorreu uma separação da região de medição das rebarbas. O



(a) Perfilômetro



(b) Perfil medido para avaliação da altura da rebarba.

Figura 3.5: Equipamento para medição de rebarbas

canal usinado foi avaliado em três regiões distintas. A primeira região analisada foi o início do canal. Cinco medições de altura de rebarbas foram efetuadas no primeiros 5 mm de usinagem. Para a segunda região analisada, também foram efetuadas 5 medições a uma distância de aproximadamente 15 mm do início do canal. Uma terceira região foi analisada a aproximadamente 25 mm do início do canal, também com 5 medições. Todos os gráficos apresentados futuramente na Secção de Resultados será considerado um valor médio das medições.

### 3.3.3 Microscópio Eletrônico de Varredura

Um microscópio eletrônico de varredura modelo TM 3000 fabricado pela Hitachi foi utilizado para analisar a superfície usinada. A integridade da superfície é avaliada considerando as marcas de avanço deixadas pelo deslocamento da ferramenta de corte. Os detectores do microscópio são operados a partir de uma condição de baixo-vácuo criado no equipamento

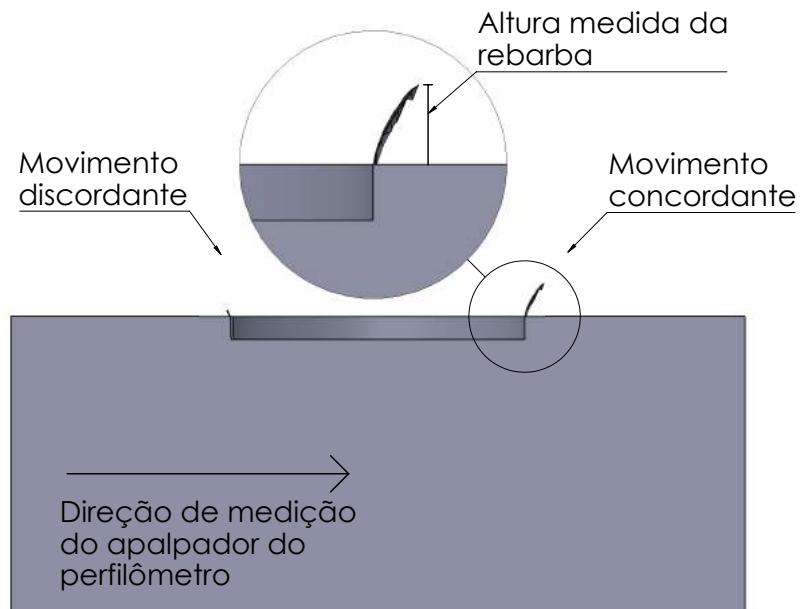


Figura 3.6: Medição da altura da rebarba.

e as amostras não necessitam recobrimento metálico para serem observadas. O microscópio permite imagens com ampliação de 15 a 60.000 vezes.

### 3.3.4 Aquisição de Torque

O controlador do mancal Nakanishi E3000 possui uma saída de tensão (sinal elétrico em Volts) proporcional à rotação do eixo árvore e outro cujo sinal, também em volts, é proporcional ao torque consumido pela rotação da ferramenta de corte. O sinal de saída do controlador foi adquirido por meio de uma placa da National Instruments modelo 6251. A placa conecta-se por meio de uma entrada USB a um computador contendo o software NI Labview SignalExpress, por meio do qual podem ser salvos e visualizados os dados adquiridos. Na aquisição deste sinal elétrico foi utilizada uma taxa de aquisição de 1.000 Hz.

### 3.3.5 Medição de Temperatura

A temperatura durante o processo de usinagem foi adquirida utilizando-se termopares do tipo K, conectados a uma equipamento com unidade de aquisição de leitura fabricada pela Keysight Technologies, modelo Agilent 34970A. Os dados adquiridos são transferidos a um computador por uma interface de comunicação RS 232 e armazenados para análise.

### 3.3.6 Materiais Usinados

Materiais de fácil usinabilidade foram utilizados inicialmente para análise de formação de rebarbas, para tal, foram selecionados um aço de livre corte ABNT 12L14 e uma liga de alumínio 6351. Após uma metodologia sobre medição de rebarbas e parâmetros de corte definidos, experimentos foram conduzidos focados na medição da temperatura durante o processo de usinagem da liga a base de níquel INCONEL 718. A composição química dos materiais utilizados são informados pela Tab. 3.4, Tab. 3.5 e Tab. 3.6. As propriedades mecânicas são informados na Tab. 3.7.

Composição química 12L14 (%)Peso	C 0,9	Si 0,02	Mn 1,08	P 0,086	S 0,314	Cr 0,1	Ni 0,07	Mo 0,02	Al 0,002	Cu 0,19	Pb 0,001
-------------------------------------	----------	------------	------------	------------	------------	-----------	------------	------------	-------------	------------	-------------

Tabela 3.4: Composição química do Aço ABNT 12L14.

Composição química Al 6351 (%)Peso	Si 1,06	Fe 0,16	Cu 0,11	Mn 0,5	Mg 0,41
---------------------------------------	------------	------------	------------	-----------	------------

Tabela 3.5: Composição química Al 6351

Composição química INCONEL 718 (%)Peso	Ni 53,29	Cr 18,48	Fe 18,61	Nb 5,16	Mo 2,55	Ti 0,96	Al 0,57	C 0,033	Co 0,03
---	-------------	-------------	-------------	------------	------------	------------	------------	------------	------------

Tabela 3.6: Composição química INCONEL 718

Propriedades Mecânicas	12L14	Alumínio 6351	INCONEL 718
Dureza	123,00 (HV)	96,50 (HV)	16 (HRc)
Limite de resistência à tração (MPa)	434,91	325,02	780
Módulo elasticidade (MPa)	302,72	274,97	350

Tabela 3.7: Propriedades mecânicas do aço de livre corte 12L14, liga de alumínio 6351 e INCONEL 718.

### 3.4 Preparação de amostras para ensaios de formação de rebarba

O primeiro desafio encontrado no presente trabalho foi garantir a perpendicularidade entre a superfície da amostra a ser usinada e a ferramenta de corte. Nos primeiros experimentos antes de ser percebido este problema, as amostras foram retificadas antes de serem



Figura 3.7: Preparação da superfície da amostra de aço de livre corte 12L14

posicionadas na morsa. Sempre, após fixação da peça na morsa, a pressão aplicada à fixação do conjunto excedia um determinado limite suportado pelos componentes da morsa, acarretando em um movimento relativo entre as partes da mesma, alterando o posicionamento inicial da peça. Para profundidades de corte abaixo de  $15 \mu\text{m}$ , a ferramenta de corte perdia contato com a superfície antes do final da usinagem. À medida que a ferramenta se desloca no sentido de usinagem, a profundidade de corte varia devido à inclinação da superfície. Após detectado este problema, a preparação das amostras foram alteradas. Após o posicionamento da peça na morsa, o conjunto peça/morsa foi levado para uma usinagem prévia, seja ele fresamento ou retificação, garantindo assim, o paralelismo entre a superfície da amostra a ser usinada e a base da morsa. Todas as peças utilizadas nos ensaios neste trabalho foram submetidas a esta pré-usinagem. Após este processo concluído, todos as variações relativas à profundidade de corte serão consideradas fontes de erro por parte do referenciamento da máquina e desgaste da ferramenta.

Na preparação das amostras de Al 6351, após a peça posicionada na morsa e esta fixada à mesa da micro-fresadora, a superfície da amostra foi usinada utilizando-se uma ferramenta também fabricada pela Performance MicroTools, com dimensões similares às demonstradas na Fig. 3.2, com exceção das medidas do diâmetro de corte ( $D_0$ ) e o comprimento da aresta de corte ( $L_0$ ), sendo estas  $1/8^{\text{e}} 0.500$  respectivamente. Para o aço de livre corte 12L14 utilizou-se a mesma ferramenta da pré-usinagem da superfície da amostra de alumínio, porém, observou-se um desgaste significativo da ferramenta antes do término da preparação da superfície, e como consequência disto, a superfície da amostra de aço manteve a inclinação durante os testes. Por este motivo, após posicionado o conjunto peça/morsa na micro-fresadora, uma ferramenta abrasiva foi adaptada ao eixo árvore da máquina. Utilizando-se uma profundidade de  $0,5 \mu\text{m}$  por passe, e avanço de  $10 \text{ mm/min}$ , a superfície foi retificada garantindo a perpendicularidade entre peça-ferramenta (Fig. 3.7).

Amostras de INCONEL 718 não puderam ser preparadas utilizando-se a máquina de ensaios devido ao desgaste da fresa usada para desbaste, da mesma maneira que o aço 12L14. Como solução alternativa, as amostras foram posicionadas na morsa e, o conjunto foi levado para uma retificadora tangencial, acoplada com um rebolo de 250 mm de diâmetro e um motor com potência de 3 HP. Após a retificação terminada, a superfície da amostra apresenta paralelismo com a base da morsa. Fluido de corte é utilizado durante todo este procedimento para minimizar a rugosidade superficial da amostra e evitar alterações microestruturais da superfície pelas altas temperaturas envolvidas no processo.

### 3.5 Preparação de amostras para ensaios de temperatura

Os ensaios de temperatura foram realizados apenas nas amostras de INCONEL 718. Para os demais materiais a metodologia da soldagem capacitiva de termopares não se mostrou eficiente. Após a preparação destas amostras, conforme Seção 3.4, três termopares foram soldados à superfície do corpo de prova por meio de um circuito capacitivo como representado pela Fig. 3.8. Dois destes termopares são posicionados na trajetória da ferramenta, de modo que durante a usinagem, a ferramenta de corte possa usinar os dois sensores. O primeiro termopar (T1) foi posicionado a aproximadamente 5 mm da extremidade da amostra após o começo da usinagem. O segundo termopar (T2) foi posicionado na mesma direção do primeiro sensor, a uma distância de 20 mm deste. Um terceiro termopar foi posicionado a aproximadamente 1 mm de distância do primeiro termopar, fora da trajetória da ferramenta, numa direção perpendicular a esta conforme o *layout* da Fig. 3.9. As Figs. 3.9a e 3.9b mostram a distribuição planejada e experimental dos termopares na superfície amostra. Após o início do processo de usinagem, à medida que a ferramenta de corte aproxima-se do termopar, o sensor registra um aumento da temperatura. O termopar posicionado fora da trajetória da ferramenta de corte monitora o fluxo de calor.

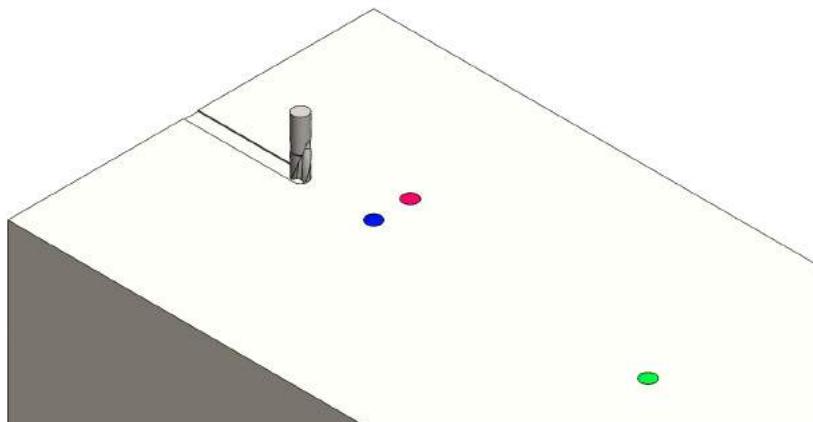


Figura 3.8: Posicionamento dos termopares na amostra para ensaio de temperatura

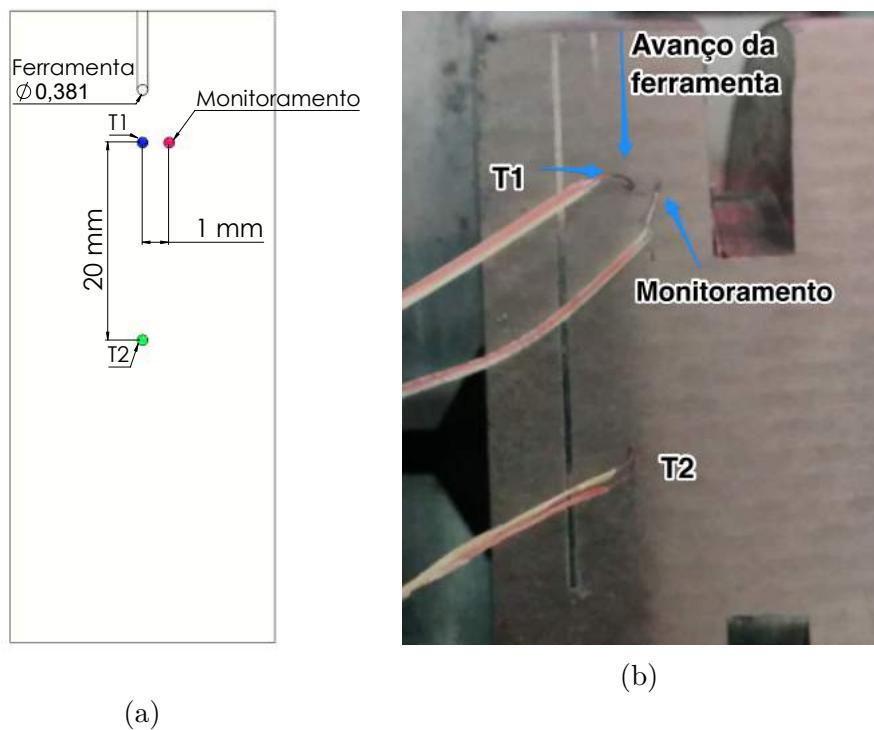


Figura 3.9: *Layout* de posicionamento dos termopares para ensaio de temperatura

### 3.6 Parâmetros de corte e aplicação do fluido de corte

Os parâmetros de corte utilizados para a liga de alumínio 6351 e o aço de livre corte 12L14 são: rotação da ferramenta de corte de 15.000 rpm e o avanço utilizado de 0,4  $\mu\text{m}/\text{aresta}$ . O comprimento total de usinagem é de aproximadamente 30 mm. Nenhuma outra variável como desgaste de ferramenta, força de corte ou temperatura de usinagem é analisado para os dois materiais mencionados.

Os parâmetros de corte para o INCONEL 718 foram selecionados após os pré-testes

com o alumínio e o aço 12L14, com uma profundidade de corte fixada em  $30 \mu\text{m}$ .

As rotações da ferramenta selecionadas são  $30.000$  e  $40.000 \text{ rpm}$ . Os valores de avanço da ferramenta de corte são considerados muito acima do valor recomendado para materiais resistentes como este. Entretanto, a fim de ser notada alguma elevação na curva de temperatura do termopar de monitoramento, foram selecionados avanços de  $1,0$  e  $1,5 \mu\text{m}/\text{aresta}$ . A Tab. 3.8 resume os parâmetros de corte utilizados para cada material. Todas as combinações de parâmetros foram avaliadas para cada material usado nos experimentos.

O comprimento total de usinagem é o mesmo para todos os testes, fixado em  $30 \text{ mm}$ . Para todos os ensaios, utilizam-se ferramentas novas.

Material	12L14	Al 6351	INCONEL 718
Velocidade de corte (rpm)	15.000	15.000	30.000 40.000
Avanço ( $\mu\text{m}/\text{aresta}$ )	0,4	0,4	1,0 1,5
Profundidade de corte ( $\mu\text{m}$ )	10 20 30 40 50 60 70 80	10 20 30 40 50 60 70 80	30
Fluido de corte	Seco Vasco 1000	Seco Vasco 1000	Seco Vasco 1000 Vasco 1000 + grafeno Óleo sintético Óleo sintético + grafeno
Método de aplicação do fluido de corte	Submerso MQL	Submerso MQL	Submerso

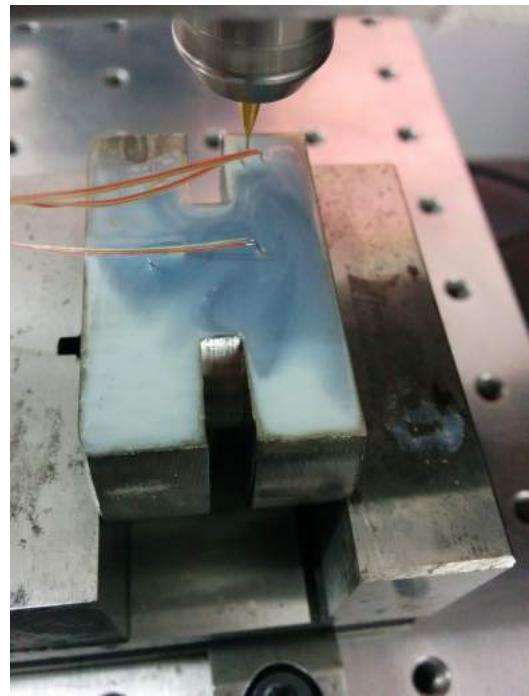
Tabela 3.8: Parâmetros de corte usado nos experimentos.

A aplicação do fluido de corte é primeiramente testada utilizando-se um sistema de mínima quantidade de fluido (MQL), adaptado com uma agulha hipodérmica na extremidade de saída do fluido. A inserção da agulha tem o propósito de acelerar o fluido em direção ao contato ferramenta/peça como mostra a Fig. 3.10a. Este método possui a finalidade de aumentar a probabilidade de o fluido interagir com a região de contato entre a ferramenta de corte e o cavaco, aumentando a eficiência do fluido de corte durante o processo.

O primeiro método, apesar de, em teoria, acelerar o fluido de corte, também consome



(a) Método 1 - Fluido de corte acelerado e aplicado por MQL.



(b) Método 2 - Usinagem submersa

Figura 3.10: Métodos propostos para aplicação do fluido de corte.

um alto volume de fluido, que após a utilização, não pode ser reaproveitado.

Devido o volume de grafeno disponível para os testes ser um fator limitante, um segundo método de aplicação de fluido de corte é selecionado. Os dois fluidos de corte selecionados, VASCO 1000 e o óleo sintético são colocados em um recipiente de igual volume e para os dois recipientes é adicionado aproximadamente a mesma quantidade de solução de grafeno disponível. Antes de cada teste, um volume significativo de fluido de corte adicionado de grafeno é posicionado na superfície a ser usinada. A tensão superficial do próprio fluido, como demonstra a Fig. 3.10b permite que ele permaneça acima da superfície da peça, fazendo com que a usinagem ocorra submersa ao fluido de corte.

# CAPÍTULO IV

## ANÁLISE TÉRMICA DO PROCESSO DE MICRO-FRESAMENTO: FUNDAMENTOS TEÓRICOS

Apresenta-se neste capítulo a metodologia usada na solução de problemas inversos através da técnica TFBGF, incluída em uma simulação numérica analítica. Tal metodologia usa uma função pulso para estimativa do fluxo de calor para uma fonte de calor móvel.

### 4.1 Simulação analítica e o problema direto

A Fig. 4.1 apresenta um problema térmico transiente 3D com uma fonte de calor móvel representada por uma distribuição gaussiana uniforme, localizada inicialmente na posição  $(0, 02, 0, 05, L_3)$  e movendo-se a uma velocidade constante de  $v = 0,0001ms^{-1}$  no sentido positivo da direção do eixo  $x$ . A placa possui dimensões amplas, uma vez que a superfície tem a finalidade de manter a temperatura constante e igual a  $T_o(x, y, z) = 0^{\circ}C$  e a superfície superior é exposta ao ambiente com coeficiente de transferência de calor por convecção  $h = 20Wm^{-2}K^{-1}$ . Antes da inserção no sistema da fonte geradora de calor, a placa encontra-se inicialmente a uma temperatura  $T_o(x, y, z) = 0^{\circ}C$ .

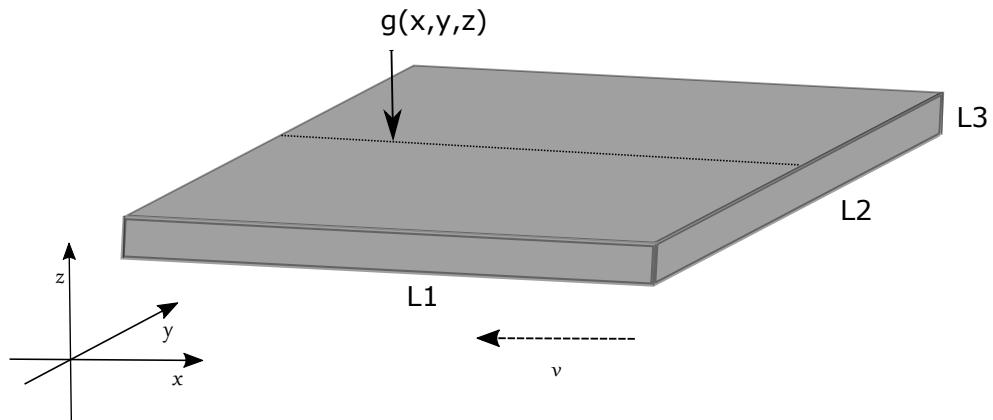


Figura 4.1: Problema tridimensional térmico transiente com fonte de calor móvel.

Existem duas maneiras de considerar o efeito da movimentação da fonte geradora de calor. Primeiramente, considerar o fluxo de calor é liberado na superfície e, neste caso, o fluxo de calor é considerado como uma condição de contorno. A segunda maneira, utilizada neste trabalho, é considerar o fluxo de calor como um pulso de calor. Esta consideração é uma melhor aproximação para aplicações práticas de engenharia como nos processos de fabricação (furação, torneamento, fresamento, retificação, etc.) que envolvem a geração de calor devido o atrito de uma área associada a uma penetração, sendo assim, a geração de calor é considerada um volume. Neste caso, para este trabalho, a fonte móvel de calor é considerada uma fonte de potência pontual [W], liberando a energia continuamente ao longo do tempo enquanto movimenta-se na direção positiva ao longo do eixo x com uma velocidade constante  $u$ , em um meio estacionário inicialmente a temperatura zero.

O problema térmico mostrado na Fig. 4.1 pode ser descrito pelo equação de condução de calor 3D fixado no sistema de coordenadas x, y, z, assumindo propriedades constantes, como

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{q_g}{k} \delta(x - vt) \delta(y - P_y) \delta(z - P_z) = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} - u \frac{\partial T}{\partial x} \quad (4.1)$$

sujeita às condições de contorno:

$$T(0, y, z, t) = T(L_1, y, z, t) = T_0 \quad (4.2)$$

$$T(x, y, z, t) = T(x, L_2, z, t) = T_0$$

e condições iniciais

$$T(x, y, z, 0) = T_0 \quad (4.3)$$

Uma alteração é proposta por Cole et al. (1992) para remoção do último termo da Equação 4.1. Significa que uma nova variável  $W(x, y, z, t)$  é introduzida como

$$T(x, y, z, t) = W(x, y, z, t) \exp\left(\frac{ux}{2\alpha} - \frac{u^2 t}{4\alpha}\right) \quad (4.4)$$

Além disso, na solução de problemas de fonte móvel de calor, é conveniente considerar o sistema de coordenadas em movimento junto com a fonte de calor (COLE et al., 1992). Isso é obtido pela introdução de uma nova coordenada  $\xi$  definida por

$$\xi = x - ut \quad (4.5)$$

Portanto, considerando-se as Equações 4.4 e 4.5 a equação governante é obtida por

$$\frac{\partial^2 W}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 W}{\partial z^2} + \frac{q_g}{k} \delta(\xi - P_\xi) \delta(y - P_y) \delta(z - P_z) = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial W}{\partial t} \quad (4.6)$$

sujeita às condições de contorno

$$W(0, \gamma, z, t) = W(L_1, y, z, t) = 0 \quad (4.7)$$

$$W(\xi, 0, z, t) = W(\xi, L_2, z, t) = 0 \quad (4.8)$$

$$W(\xi, y, 0, t) = W(\xi, y, L_3, t) = 0 \quad (4.9)$$

e

$$k \frac{\partial W}{\partial z} \Big|_{z=L_3} + W(L_3, t) \left( h + \frac{ku}{2\alpha} \right) = hW_\infty e^{\frac{-uL_3}{2\alpha} - \frac{u^2 t}{4\alpha}} \quad (4.10)$$

onde

$$h + \frac{ku}{2\alpha} = h_{eff} \quad (4.11)$$

O termo  $h_{eff}$  na equação 4.11 é o coeficiente de convecção efetivo (COLE et al., 1992).

A equação 4.6 pode ser solucionada pelo método da função de Green (COLE et al., 1992) como

$$W = \int_{\tau=0}^t \int_{\xi'=0}^{L_1} \int_{y'=0}^{L_2} \int_{z'=0}^{L_3} G^*(t-\tau) q_g(\tau) dz' dy' d\xi' d\tau \quad (4.12)$$

onde

$$G^*(\xi, y, z, t | \xi', y', z', t - \tau) = G(t - \tau) \delta(\xi' - P_\xi) \delta(y' - P_y) \delta(z' - P_z) \times e^{\frac{uP_\xi}{2\alpha} - \frac{u^2 \tau}{4\alpha}} \quad (4.13)$$

e a função de Green para este problema pode ser obtida por Cole et al. (1992)

$$\begin{aligned} G(\xi, y, z, t | \xi', y', z', t - \tau) &= \frac{8}{L_1 L_2 L_3} \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \sum_{p=1}^{\infty} e^{-\beta_m^2 u} e^{-\beta_n^2 u} e^{-\beta_p^2 u} \\ &\times \text{sen}(\beta_m x) \text{sen}(\beta_m x') \text{sen}(\beta_n y) \\ &\times \text{sen}(\beta_n y') \text{sen}(\beta_p z) \text{sen}(\beta_p z') \frac{\beta_p^2 + B^2}{\beta_p^2 + B^2 + B} \end{aligned} \quad (4.14)$$

Onde  $\beta_m = \frac{m\pi}{L_1}$ ,  $\beta_n = \frac{n\pi}{L_2}$ ,  $-B = \beta_p \cot(\beta_p)$ ,  $B = \frac{hL_3}{k}$  e  $u = \alpha(t - \tau)$ .

A temperatura inicial pode ser recuperada pela equação 4.4, significando que

$$T(x, y, z, t) = W(x, y, z, t) \exp \left( \frac{ux}{2\alpha} - \frac{u^2 t}{4\alpha} \right) \quad (4.15)$$

## 4.2 Identificação do fluxo de calor utilizando a técnica TFBGF

Para qualquer sistema dinâmico (Fig. 4.2), a relação entre a entrada  $X(t)$  e a saída  $Y(t)$  pode ser dada pela equação de convolução

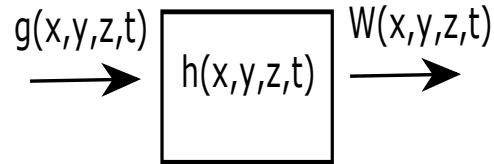


Figura 4.2: Diagrama para sistemas dinâmicos.

$$Y(t) = h(t) * X(t) = \int_{-\infty}^{+\infty} h(t - \tau)X(\tau)d\tau \quad (4.16)$$

Que no domínio de Laplace é expressa pela multiplicação

$$Y(x, s) = H(x, s) \cdot X(s). \quad (4.17)$$

Neste caso, a entrada X no domínio  $s$  pode ser calculada por

$$X(s) = (1/H(x, s)) \cdot Y(x, s). \quad (4.18)$$

ou no domínio do tempo pela deconvolução

$$X(t) = \mathcal{L}^{-1}\{1/h(x, t)\} * Y(x, t). \quad (4.19)$$

Comparando-se as equações 4.13 e 4.18, pode ser identificado um sistema térmico equivalente onde a saída do sistema pode ser representada pela temperatura auxiliar  $W$ , a função transferência resultante da modificação da função de Green  $G^*$  e a inserção de uma fonte de calor móvel  $q_g$  pode ser considerada a entrada do sistema. Significa que,

$$G^*(\xi, y, z, t | \xi', y', z', t - \tau) = h(t - \tau)$$

e

$$q_g(t) = X(t) \quad (4.20)$$

### Identificação analítica da resposta impulso

A metodologia proposta para identificação analítica da resposta impulso é baseada na teoria de sistemas dinâmicos de única entrada e saída.

Pode ser observado que para toda entrada  $X(t)$  e saída  $Y(t)$ , a função transferência,  $H(t)$  permanece a mesma. Neste caso, se a entrada  $X(\tau) = \delta(\tau)$  é aplicada, a função transferência, pode ser obtida pela distribuição auxiliar de temperatura,  $W(t)$ . Significa que,  $Y(t) = W(t) = h(t) = G^*(t)$ .

Portanto, comparando-se as equações 4.13 e 4.16, usando a equação de transformação 4.4 e considerando  $q_g(\tau) = \delta(\tau)$  a função Transferência pode ser calculada por

$$\begin{aligned} h(\xi, y, z, t) &= \frac{\alpha}{k L_1 L_2 L_3} \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \sum_{p=1}^{\infty} e^{-(\beta_m^2 + \beta_n^2 + \beta_p^2)\alpha t} \\ &\times \operatorname{sen}(\beta_m \xi) \operatorname{sen}(\beta_m P_\xi) \operatorname{sen}(\beta_n y) \operatorname{sen}(\beta_n P_y) \\ &\times \operatorname{sen}(\beta_p z) \operatorname{sen}(\beta_p P_z) e^{\frac{u P_\xi}{2\alpha}} \left( \frac{\beta_p^2 + B^2}{\beta_p^2 + B^2 + B} \right) \end{aligned} \quad (4.21)$$

$$T(s) = q_g(s) \cdot H(s) \Rightarrow q_g(s) = \frac{T(s)}{H(s)} \quad (4.22)$$

Portanto, a solução do problema inverso (na variável original  $T$ ) é obtido pela equação 4.22 no domínio de Laplace ou, no domínio do tempo pela equação 4.19 (FERNANDES; SANTOS; GUIMARAES, 2015).

Neste caso, a entrada, a fonte de calor  $q_g(s)$ , pode ser estimada pela resposta impulso  $H(s)$  e pela temperatura medida em qualquer posição do sistema. Como mencionado, o pulso de calor pode ser estimado no domínio de Laplace ou no domínio do tempo usando um código comercial Matlab com funções de deconvolução (*deconv*), Transformada de Fourier (*FFT*) e Transformada Inversa de Fourier (*IFFT*) de acordo com as seguintes expressões.

$$q_g(s) = (1/H(x, s)) \cdot W(x, s). \quad (4.23)$$

e

$$q_g(t) = \{1/h(x,t)\} * W(x,t). \quad (4.24)$$

# CAPÍTULO V

## RESULTADOS

Apresentou-se no capítulo anterior pela Fig. 3.1 a sequência cronológica de execução dos testes idealizados neste trabalho. No intuito de selecionar o melhor método de aplicação de fluido de corte, com base em parâmetros como redução de custos e volume de fluido utilizado, analisaram-se diferentes metodologias de aplicação do fluido de corte na usinagem da liga de alumínio 6351 e aço de livre corte 12L14. Após os métodos de aplicação de fluido já determinados, deu-se início à análise de influência dos parâmetros de corte na usinagem do INCONEL 718. Avaliaram-se as variações dos parâmetros de corte pelo fenômeno de formação de rebarba e temperatura de usinagem. Todos os gráficos apresentam uma variação de medidas indicada pelo valor do desvio padrão.

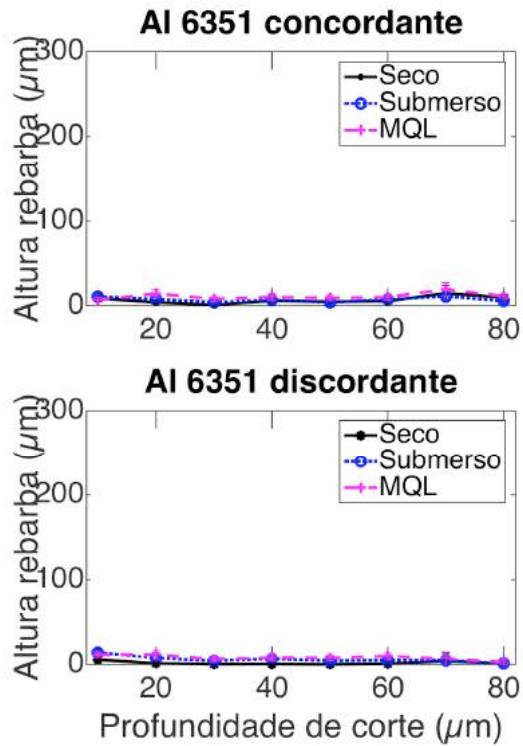
### 5.1 Formação de Rebarba

A formação de rebarbas se mostra um parâmetro difícil de ser avaliado por não ser um fenômeno periódico e cíclico. Na tentativa de avaliar a influência dos parâmetros de corte investigados nos experimentos, os resultados serão apresentados como sendo valores médios das medições efetuadas.

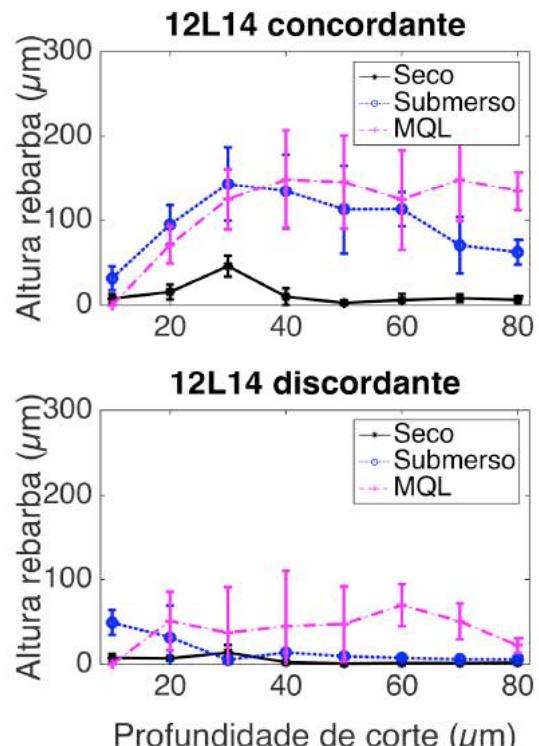
#### 5.1.1 Liga de Alumínio 6351 e aço de livre corte 12L14

Como já mencionado, as amostras de alumínio, após posicionada na morsa, são usinadas previamente com a micro-fresadora. As amostras de aço 12L14 foram usinadas por uma ferramenta abrasiva adaptada para a micro-fresadora. A seguir apresentam-se as Figs. 5.1a

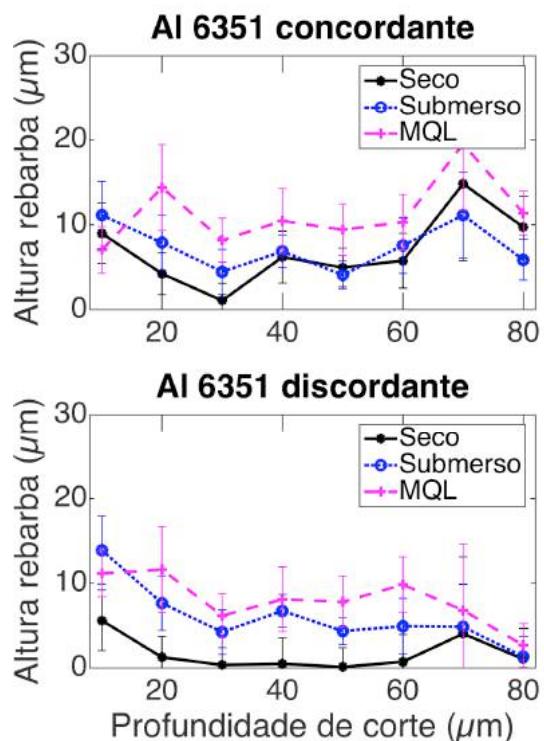
e 5.1b contendo a medição das alturas das rebarbas apresentadas por estes dois materiais.



(a) Al 6351.



(b) Aço livre corte ABNT 12L14



(c) Al 6351

Figura 5.1: Resultados de medição de rebarbas.

A Fig. 5.1c apresenta os valores da altura de rebarbas para a liga de alumínio 6351 com melhor visualização de resultados de efeito do fluido de corte e seu método de aplicação.

Embora ambos materiais possuam propriedades mecânicas similares, como mostrado na Tab. 3.7, o aço de livre corte usado neste trabalho tem ductilidade maior do que a liga de alumínio (CUNHA, 2012; COSTA, 2014). Com base nos resultados apresentados a seguir, é significativa a diferença na magnitude das rebarbas entre os dois materiais, tanto para o micro-fresamento concordante quanto para o discordante. Essa diferença também poderia ser ocasionada pela forma de preparação de cada superfície antes da realização do ensaio. Pode se concluir, a partir dos resultados, que as rebarbas formadas para o lado concordante são maiores do que o lado discordante. A diferença é maior para o aço. Também no aço foram detectados os menores valores de rebarbas para a condição de corte a seco.

De fato, Piquard et al. (2014) afirmam que existe uma diferença significativa entre a altura das rebarbas formadas pelo processo de fresamento concordante e discordante. Os autores percebem que as rebarbas obtidas pelo processo concordante, apresentam uma grande curvatura, enquanto no processo discordante, as rebarbas são ligeiramente inclinadas. Fotos tiradas por meio de um microscópio eletrônico de varredura da amostra de alumínio e de aço 12L14 também sugerem as mesmas características, como demonstrado pela Fig. 5.2a e Fig. 5.2b na usinagem a seco.

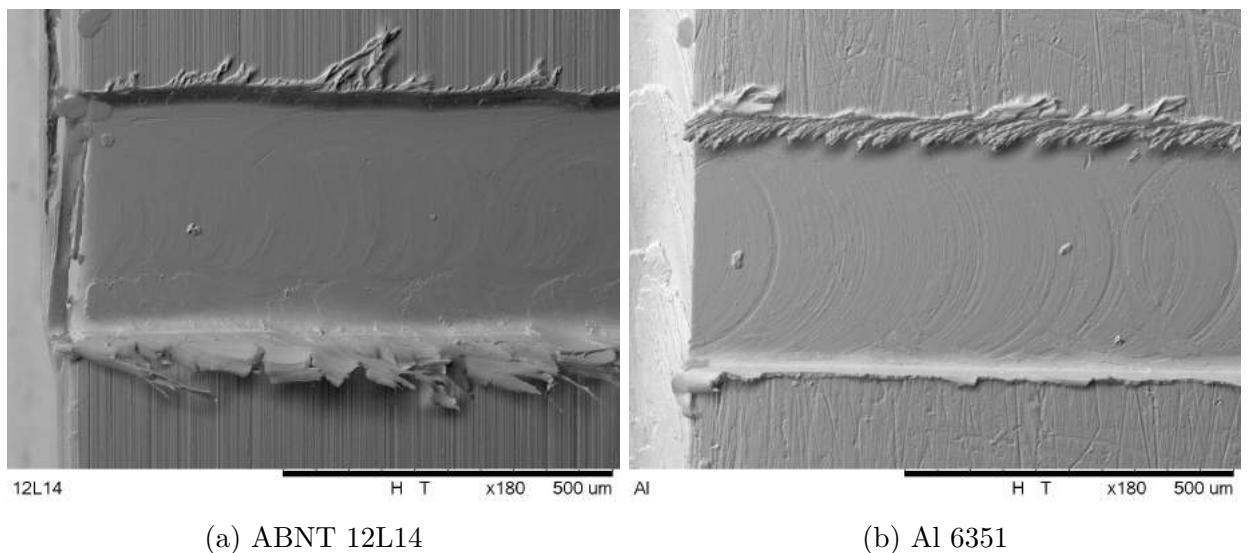


Figura 5.2: Comparação visual da presença de rebarbas na lateral concordante (inferior) e na lateral discordante (superior) ( $a_p = 40,0 \mu\text{m}$ ,  $f_z = 0,4 \mu\text{m}$ , rpm = 15.000, usinagem a seco).

A Fig. 5.2 mostra que a rebarba do lado concordante é mais larga e ainda inclina-se. Assim, as alturas obtidas na medição são menores do que o tamanho real das rebarbas para

a usinagem do aço.

O mesmo ocorreu nas diferentes condições de corte, que apresentaram os mesmos resultados. Analisando-se apenas a Fig. 5.2b, observa-se que o canal usinado possui um desvio geométrico, causado pela formação de uma rebarba na parede interna do canal. A Fig. 5.3 apresenta um *layout* do posicionamento destas rebarbas internas mencionadas. Na micro-usinagem a seco, apesar das velocidades de corte serem consideradas pequenas, as rotações da ferramenta envolvidas no processo são altas. Altas rotações geram temperaturas maiores devido ao aumento do atrito. Valores pequenos de avanço por aresta prolongam o tempo de contato entre a parede da peça, quando ocorre a recuperação elástica, e a ferramenta de corte. Essa combinação de fatores pode gerar o fenômeno da rebarba interna ao canal usinado. Lekkala et al. (2011), também na micro-usinagem de alumínio, menciona que o aumento do avanço da ferramenta diminui a espessura da rebarba formada. Segundo os autores, ao se aumentar o avanço da ferramenta de corte, a relação avanço/raio de ponta, também aumenta, facilitando a fratura do material e produzindo menores valores de rebarbas em peças usinadas.

Observa-se na Fig. 2.2 que uma pequena porção de material não é removida pela aresta no começo do corte. Considerando-se uma ferramenta de corte submetida a altas temperaturas provenientes do processo de usinagem, após a primeira aresta efetuar seu percurso, devido a recuperação elástica da parede do canal e um valor baixo de avanço, a superfície de folga da segunda aresta de corte entra em contato com a porção de material não removida pela aresta anterior. Por um intervalo de tempo curto, esse material aquece, aumentando momentaneamente sua ductilidade, e o atrito com a superfície de folga da ferramenta faz com que este material se deform e se desprenda parcialmente da parede do canal, porém sem que haja a formação efetiva do cavaco, permanecendo aderido ao interior do canal usinado. Admiti-se neste caso que a maior parte do calor gerado pelo processo é entregue à ferramenta de corte. Maiores discussões sobre essa hipótese serão feitas na Seção 5.2.

Silva (2011) não encontrou nenhuma diferença na medição de rebarbas ao variar a profundidade de corte (0,2-2,0 mm) na usinagem a seco e com fluido de corte. O aumento da profundidade de corte em micro-usinagem, conforme Fig. 5.1c e Fig. 5.1b também não mostra diferença significativa no valor medido de rebarbas, mesmo com diferentes métodos de aplicação de fluido. Este resultado está de acordo com Silva (2011). Exceção é observada para o aço no lado concordante, quando se utiliza profundidades de corte menores do que

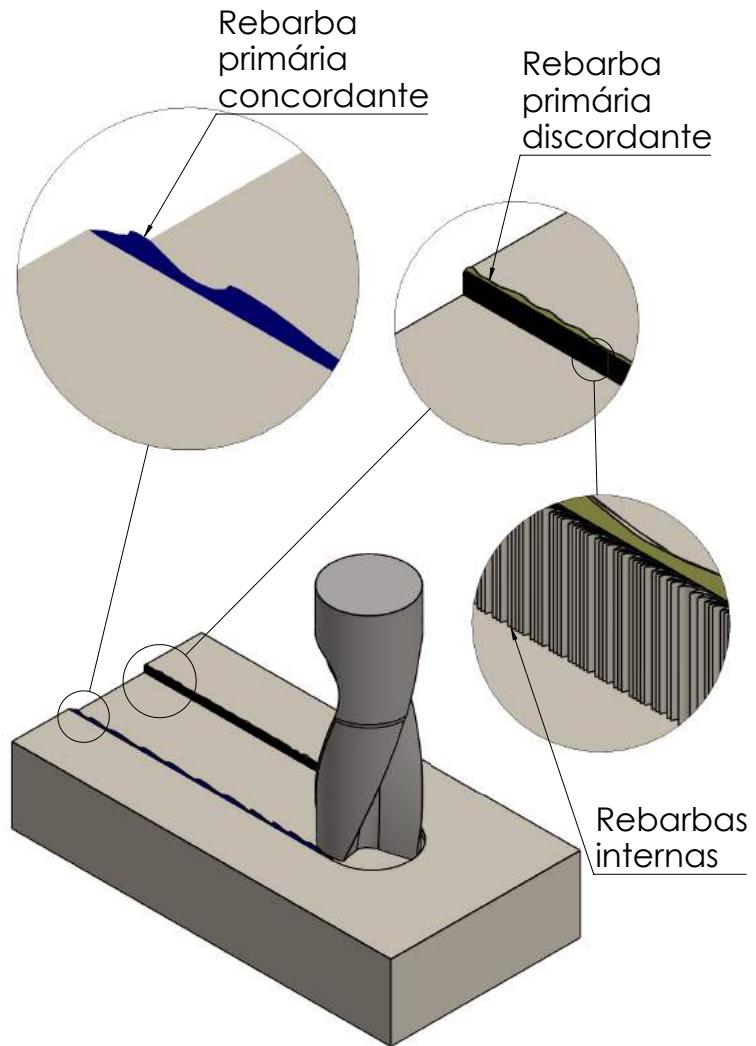


Figura 5.3: Posicionamento das rebarbas internas no canal usinado.

30 micrometros quando se usa fluido de corte.

Shefeline e Dornfeld (2004) concluiu em seu trabalho que a altura da rebarba formada na condição de usinagem a seco é aproximadamente 11% maior do que a formada na condição com a utilização de fluido de corte. Existe uma influência significativa para micro-usinagem de amostras de alumínio usando fluido de corte. Para usinagem do aço 12L14, a mesma comparação no uso de fluido de corte não é observada, uma vez que os menores valores de altura das rebarbas foi encontrado na condição de usinagem a seco. As figuras apresentadas nos resultados de altura de rebarba representam um valor médio de 10 medições para cada condição de usinagem. Na análise dos valores médios, não existe diferença significativa no uso de fluido de corte. Os resultados mostram que para a maioria dos casos, a usinagem a seco do alumínio apresenta valores menores de rebarbas. Com o aumento da profundidade de usinagem, usando-se fluido de corte, os resultados sugerem uma redução da altura da

rebarba. Na usinagem do alumínio com uso do VASCO 1000 na condição submersa, a formação da rebarba interna praticamente é inexistente, como mostra a Fig. 5.4b.

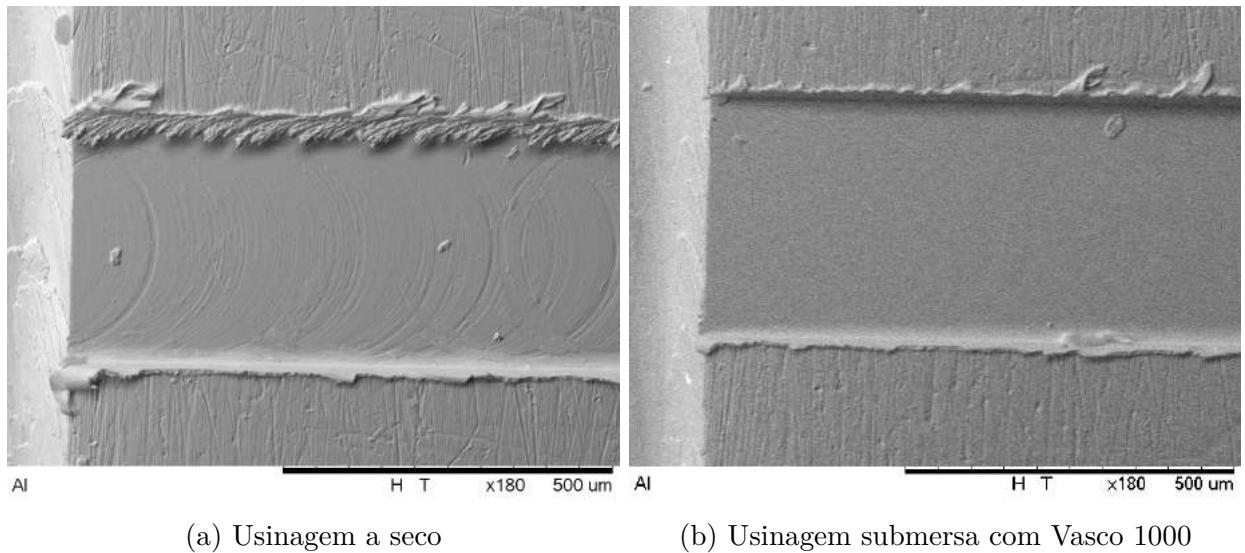


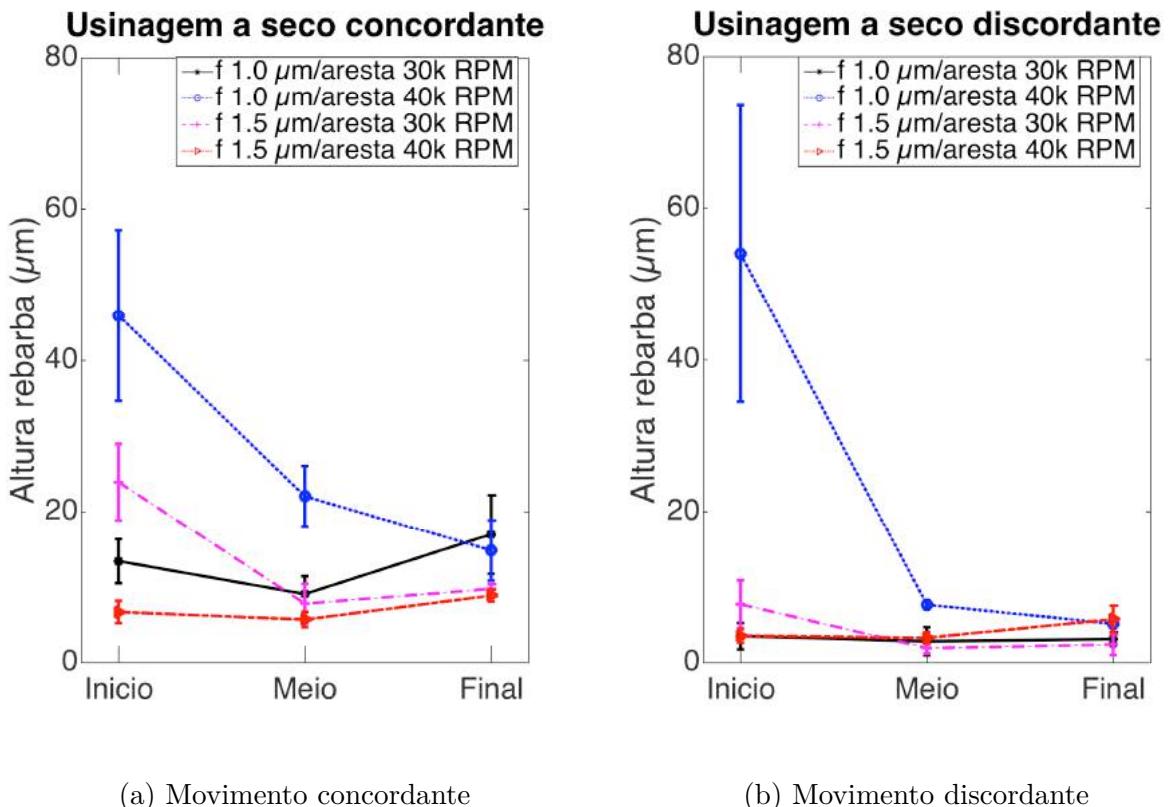
Figura 5.4: Profundidade de corte:  $40,0 \mu\text{m}$ , avanço por aresta:  $0,4 \mu\text{m}$ , 15.000 rpm, da liga de alumínio 6351.

Como pode ser visto pela Fig. 5.4, a qualidade da superfície usinada é melhor quando se usa o fluido de corte. Marcas de avanço da ferramenta são notadas na usinagem a seco das amostras de alumínio, e são eliminadas pelo uso da usinagem na condição submersa. A deflexão da ferramenta durante o processo de micro-usinagem também contribui para as marcas na superfície da amostra. Com o aumento da profundidade de corte, ocorre um aumento das forças de usinagem, consequentemente, a deflexão da ferramenta e vibração associada ao processo. Outro fenômeno que é a recuperação elástica do material, já mencionada anteriormente. Com o uso do fluido de corte ocorre uma redução do atrito, consequentemente da temperatura de usinagem, aumentando a resistência ao cisalhamento do material, favorecendo a formação do cavaco e reduzindo a recuperação elástica do material, reduzindo também a vibração da ferramenta de corte, eliminando as marcas de avanço da ferramenta e as rebarbas internas, conforme já mostrado pela Fig. 5.4. Outra possível causa para a redução das rebarbas internas com o uso do fluido de corte é a diminuição da ocorrência da aresta postiça de corte, fenômeno ainda pouco estudado em micro-usinagem. A evolução do desgaste da ferramenta pode ter influência na formação destas rebarbas internas, conforme resultados do trabalho de Santos (2016) no micro-fresamento de aço inoxidável super-duplex. Para o INCONEL 718, o desgaste da ferramenta não é responsável pela formação do fenômeno, uma vez que ao final do canal usinado, a ferramenta apresenta um desgaste severo e não é observado a presença de rebarbas internas.

Após testes realizados, concluiu-se que a aplicação de fluido de corte pelo método de MQL não tem contribuição significativa para minimização do processo de formação de rebarbas na liga de alumínio e no aço usados nos experimentos. A quantidade de fluido de corte utilizado pelo processo de MQL foi muito maior do que na condição de usinagem submersa. Considerando que a quantidade de grafeno obtida para os ensaios é limitada, foi selecionada apenas a condição de aplicação de fluido na usinagem submersa para os ensaios do INCONEL 718.

### 5.1.2 Resultados de rebarba obtidos na usinagem do INCONEL 718

Realizou-se a segunda fase de experimentos usando-se o INCONEL 718. Duas grandes diferenças são percebidas nestes testes em comparação com a primeira fase mencionada na Sub-Secção 5.1.1. Usou-se apenas um método de aplicação de fluido e variou-se o fluido de corte. Os valores de avanço por aresta são considerados acima dos recomendados com o objetivo de serem percebidas variações de temperatura com a variação dos fluidos de corte, como discutido na Secção 5.2.



(a) Movimento concordante

(b) Movimento discordante

Figura 5.5: Medição de rebarba para usinagem a seco do INCONEL 718.

A Fig. 5.5 mostra os resultados da altura da rebarba para usinagem a seco do INCO-

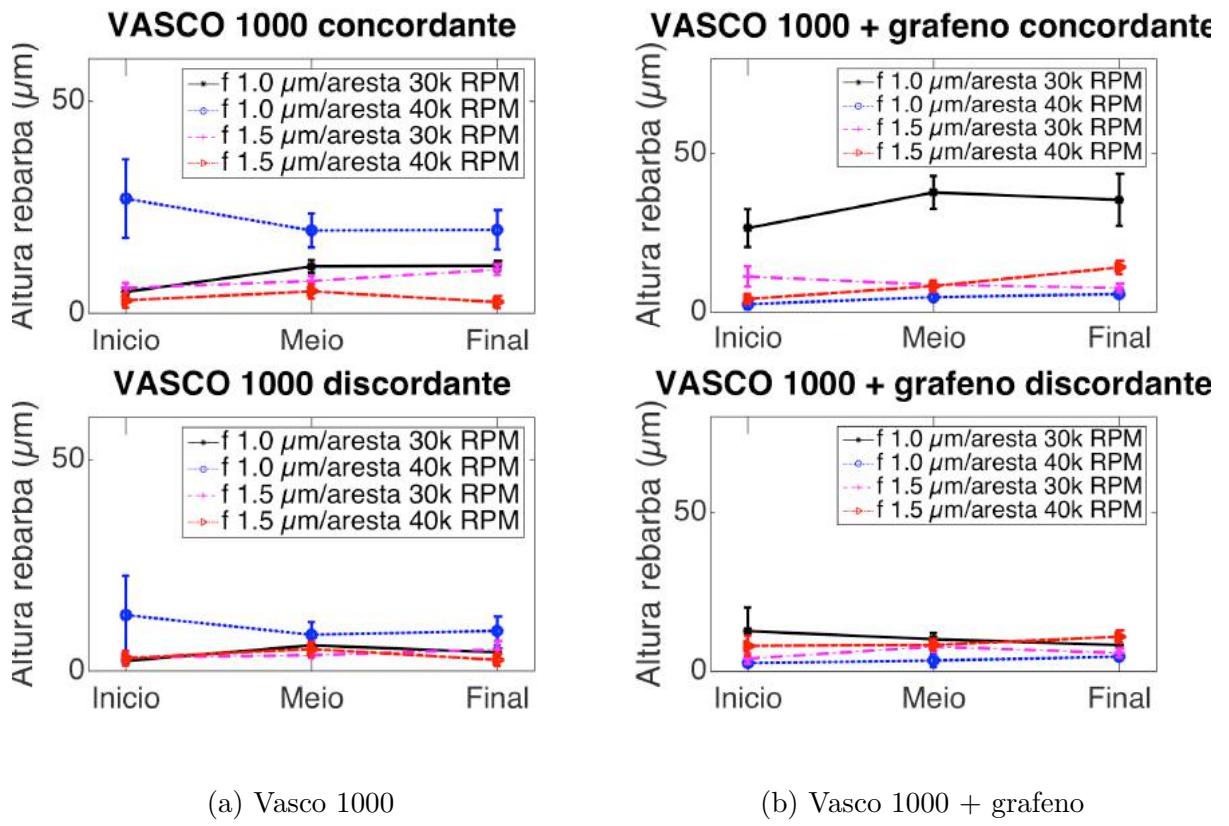


Figura 5.6: Medição da altura das rebarbas na usinagem com aplicação de fluido de corte emulsionável

NEL 718. Cada ponto indicado no gráfico, é um valor médio de três medições em lugares diferentes no canal usinado. Três medições foram efetuadas no início do canal, três no meio e três no final do percurso usinado. A usinagem a seco do INCONEL 718 não apresenta um aumento da altura das rebarbas com o aumento do volume de material removido, diferente do apresentado por Lin (2000).

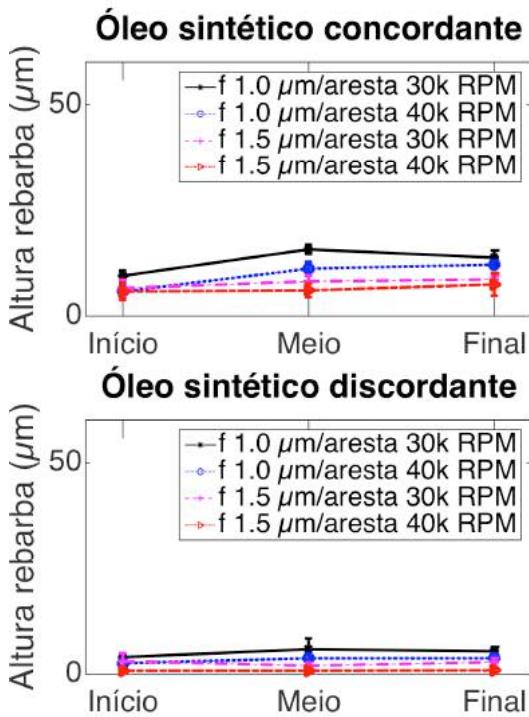
Os gráficos sugerem uma tendência de diminuição da altura da rebarba com o desgaste da ferramenta, pelo menos para a rotação de 40.000 rpm e avanço de  $1,0 \mu\text{m}/\text{aresta}$ . Esta condição de corte se mostra diferenciada em relação às demais. Pouca diferença se nota entre os lados concordante e discordante.

Medição de rebarba com o uso do VASCO 1000 na condição submersa e VASCO 1000 adicionado de grafeno são mostrados na Fig. 5.6a e Fig. 5.6b respectivamente. Anteriormente nesta secção foi apresentado que a condição de corte concordante gera rebarbas maiores do que a condição discordante. Para o movimento concordante são notados valores reduzidos de rebarbas com o uso de fluido de corte comparando-se com a usinagem a seco. Fig. 5.6a mostra valores maiores de altura de rebarba para os movimentos concordante e

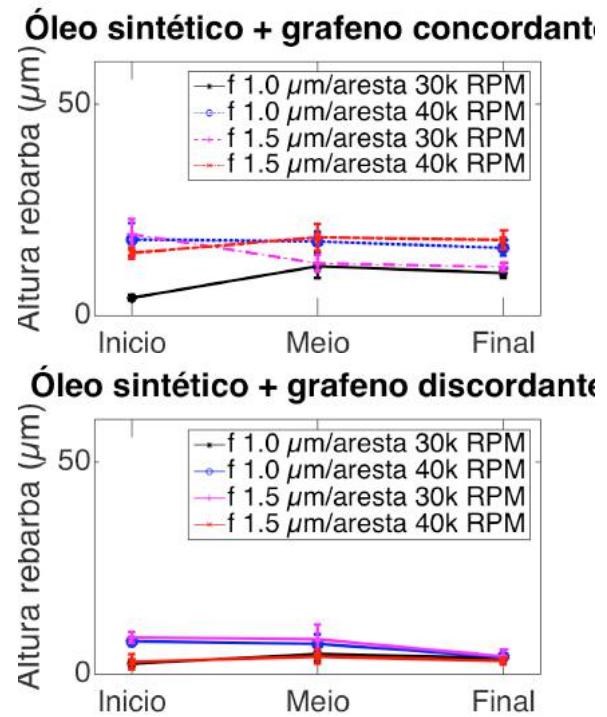
discordante para o maior valor de velocidade de corte e menor valor de avanço, como também observado por Piquard et al. (2014). Um aumento dos valores de avanço reduzem a formação das rebarbas. A condição de corte mais severa utilizada durante os testes foi a que apresentou menores valores de altura de rebarba. Uma hipótese ainda não relatada por nenhum autor é a ocorrência do desgaste da ferramenta no começo da usinagem, ou o colapso da ferramenta na entrada do material. Caso uma dessas hipóteses ocorra, os mecanismos de corte e os parâmetros de usinagem são alterados, influenciando os resultados. Poucos autores comentam sobre a evolução do desgaste da ferramenta durante o processo.

Fig. 5.6b apresenta, para o movimento de usinagem concordante, uma curva similar à mostrada por Lin (2000). Movimento concordante com VASCO 1000 adicionado de grafeno apresenta os maiores valores de medição de rebarba nas condições de menor avanço e menor velocidade de corte, similar aos resultados obtidos por Lekkala et al. (2011). O grafeno parece estabilizar o tamanho das rebarbas para o movimento discordante, de acordo com uma análise do valor de desvio padrão encontrada nos gráficos. Esse controle da formação de rebarba pode ser devido à propriedade lubrificante que o grafeno possui. Pelo processo de formação do cavaco exemplificado por Filiz et al. (2007) na Fig. 2.2, pode ocorrer a entrada do grafeno entre a superfície de folga da ferramenta e o material usinado, reduzindo os esforços, e consequentemente a altura das rebarbas.

Óleo sintético utilizado como fluido de corte, apresentaram os melhores resultados de redução na altura das rebarbas no micro-fresamento concordante. Tal redução pode ser explicada pela propriedade lubrificante do óleo ser maior do que sua propriedade refrigerante, ao contrário do que se espera das propriedades termo-físicas do VASCO 1000. Com base nesta suposição, a adição de grafeno para lubrificar uma região já lubrificada pelo óleo não apresentou grande variação de resultados, como é o caso ao se comparar as Figs. 5.7a e 5.7b



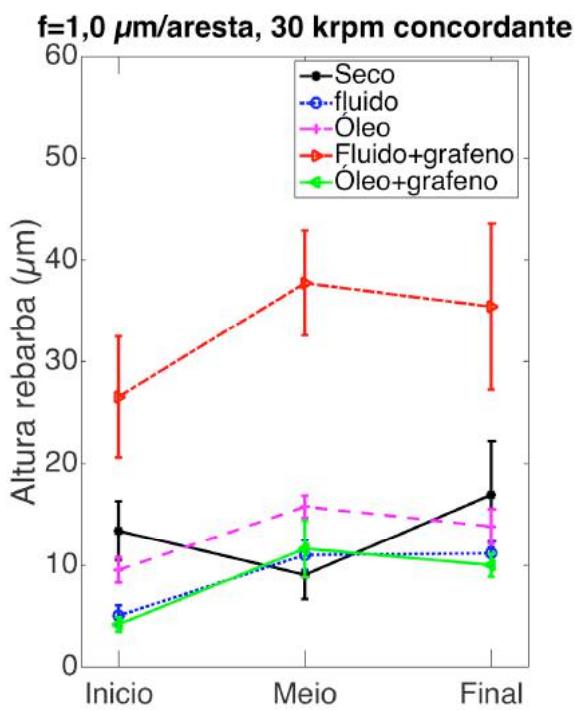
(a) Óleo sintético



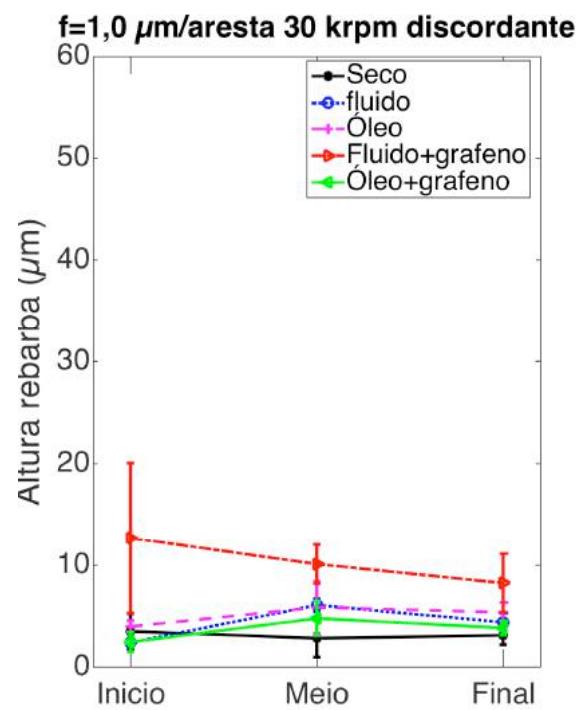
(b) Óleo sintético + grafeno

Figura 5.7: Medição da altura das rebarbas na usinagem com aplicação de fluido de corte sintético.

Mesmo com o uso do grafeno e do óleo sintético, não foi observada uma variação da altura da rebarba com o aumento do volume de material removido, nem com a variação dos parâmetros de corte. A utilização do fluido de corte para lubrificação ou refrigeração possui uma influência maior do que a variação dos parâmetros de corte. O VASCO 1000 possui propriedade refrigerante maior que lubrificante (maiores informações na Secção 5.2), deixando a lubrificação sob a responsabilidade do grafeno. Segundo Lin (2000), com a redução do atrito entre a ferramenta e a peça, ocorre um aumento correspondente no ângulo de cisalhamento e uma redução da espessura do cavaco formado, logo, a deformação plástica associada à formação do cavaco é reduzida. Pela análise da Fig. 5.8 conclui-se que a utilização do Vasco 1000 adicionado de grafeno apresenta os maiores valores médios de altura de rebarba registrado nos ensaios.



(a) Movimento concordante



(b) Movimento discordante

Figura 5.8: Influência do fluido de corte na formação de rebarbas do INCONEL 718.

## 5.2 Temperatura envolvida no processo de usinagem

Resultados da usinagem na condição a seco do INCONEL 718 são tratados nesta Secção como sendo o caso base. Tab. 5.1 e Fig. 5.9 apresentam os resultados de temperatura do caso base em todas as condições de corte adotadas. Os gráficos apresentam a evolução da temperatura em função da quantidade de pontos adquirida.

		Termopares		
		T1 (°C)	T2 (°C)	Monitoramento (°C)
30k rpm	1,0 $\mu\text{m}/\text{aresta}$	109,3	80,7	27,5
	1,5 $\mu\text{m}/\text{aresta}$	41,6	108,2	29,5
40k rpm	1,0 $\mu\text{m}/\text{aresta}$	77,4	93,5	29,8
	1,5 $\mu\text{m}/\text{aresta}$	78,8	59,7	25,5

Tabela 5.1: Temperaturas máximas adquiridas pelos termopares na usinagem a seco.

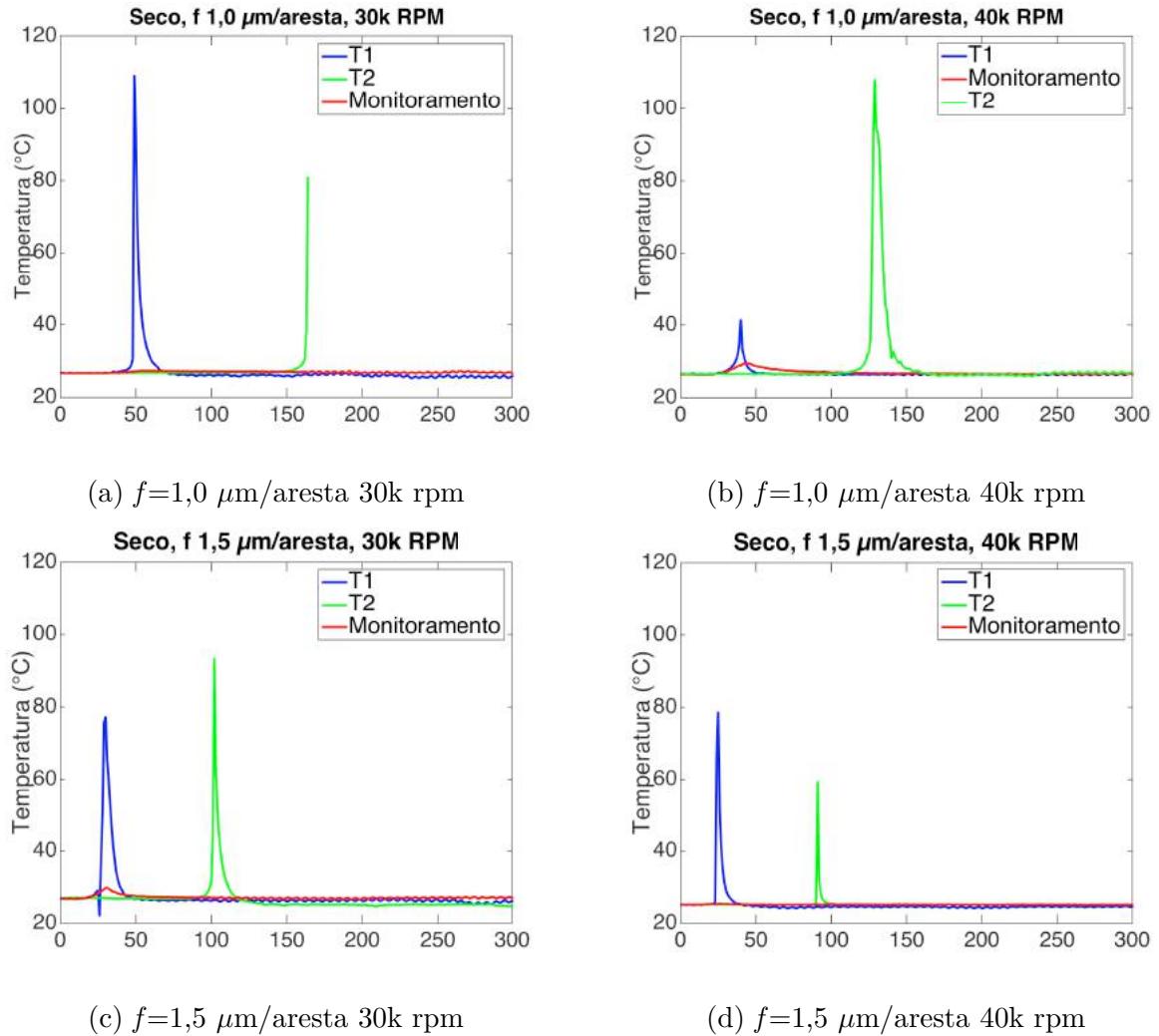


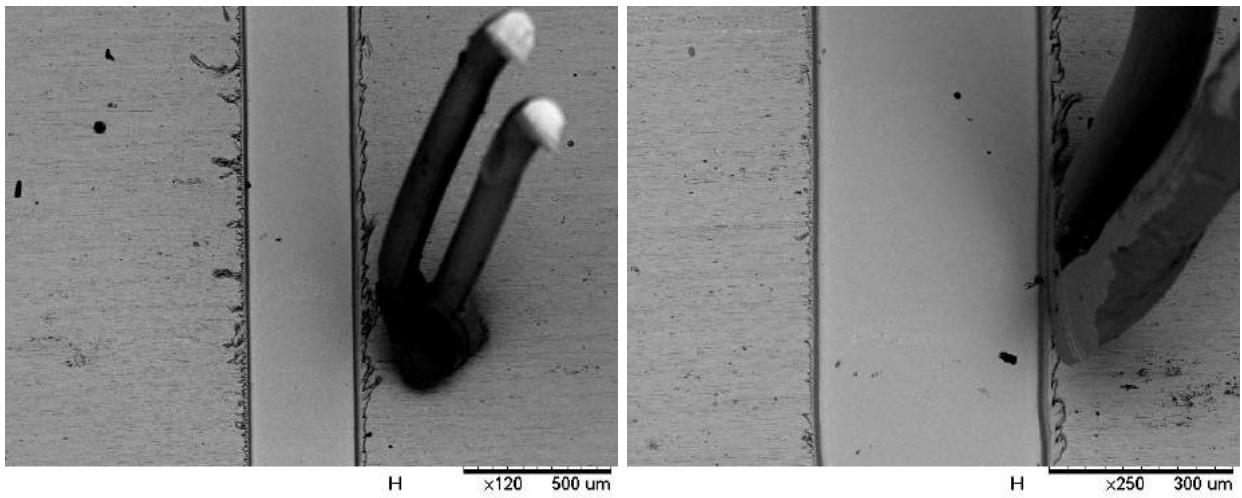
Figura 5.9: Resultados de medição de temperatura na condição a seco na usinagem do INCONEL 718.

É conhecido para a macro-usinagem que o aumento da velocidade de corte gera um aumento das temperaturas de usinagem, pelo menos nas temperaturas máximas na interface cavaco/ferramenta. A partir dos resultados, conclui-se que a variação do avanço apresentam alterações significativas nos valores máximos de temperatura medidas. O aumento da velocidade de avanço diminui as temperaturas. Para a rotação de 30.000 rpm a temperatura cai 20 °C e para 40.000 rpm cerca de 30 °C. Diferente de Mamedov e Lazoglu (2016), que obtiveram temperaturas de usinagem maiores com o aumento da profundidade de corte e do avanço da ferramenta. É importante ressaltar que os resultados de temperatura são influenciados por fontes de erro, entre elas:

- O termopar utilizado nos testes é um tipo-K, como mencionado anteriormente. O equipamento usado para aquisição dos dados não permite a aquisição do sinal dos três termopares simultaneamente. No caso da aquisição de um único termopar posicionado

no sistema, o intervalo entre cada ponto adquirido seria 0,037 segundos. Ou seja, após um segundo de usinagem, haveriam 27 pontos adquiridos, uma frequência de aquisição de 27 Hz. Para os testes, foram utilizados três termopares. O intervalo de tempo entre cada ponto adquirido por termopar, é 0,13 segundos. Após um segundo de usinagem, existem apenas 7 pontos adquiridos para cada sensor. Frequência de aquisição de 7 Hz. Após a aquisição do primeiro valor de temperatura em T1, um gap acontece para que sejam adquiridos o primeiro ponto em T2 e, em seguida, o primeiro ponto do terceiro termopar, antes de ser adquirido o segundo ponto de T1. Com o aumento do número de termopares, a taxa de aquisição diminui. Essa característica não é recomendável na aquisição de dados em um processo dinâmico e de curta duração que necessita um tempo de resposta rápido. De qualquer maneira, qualquer medição de temperatura ficaria limitada ao tempo de resposta do termopar.

- O diâmetro do termopar soldado à peça, equivale ao diâmetro da ferramenta de usinagem. No processo de marco-usinagem, o termopar faz a medição de um ponto na superfície da peça usinada; em micro-usinagem, o mesmo termopar monitora uma área na superfície usinada. Em virtude desta característica, duas fontes de erro foram comprovadas experimentalmente:
  - Dois termopares foram posicionados na trajetória da ferramenta, porém, em alguns casos o alinhamento não foi exato. A ferramenta, ao invés de usinar o termopar como foi proposto, se desloca próximo a ele, como mostra a Fig. 5.10a.
  - A rigidez da fixação do termopar à peça influencia nos resultados. Considerando os termopares com o mesmo diâmetro da ferramenta, no primeiro contato entre eles o termopar com baixa rigidez interrompe a medição por não se manter na superfície usinada, não adquirindo o maior valor de temperatura. Enquanto um termopar mais rígido, em contato com a ferramenta, pode manter seu posicionamento na peça até que a ferramenta atinja metade do valor da área medida pelo termopar (Fig. 5.10b). Por isso algumas medições de temperatura podem apresentar valores muito diferentes com as mesmas condições de corte.



(a) Usinagem próximo ao termopar.

(b) Usinagem do próprio termopar.

Figura 5.10: Possíveis fontes de erros na medição de temperatura usando-se termopares em micro-usinagem

As temperaturas registradas pelos termopares de monitoramento, que estão distantes da trajetória da ferramenta, variam muito pouco com os parâmetros de corte. O termopar de monitoramento na Fig. 5.9a não detecta nenhuma elevação da temperatura. A quantidade de calor gerada durante o processo não é suficiente para ser percebida a um milímetro de distância da sua geração. Fig. 5.9b e Fig. 5.9c apresentam uma leitura de 2,0°C acima da temperatura ambiente inicial. Devido as velocidades de avanço nestes dois casos serem muito próximas, a geração e propagação do calor é semelhante para ambos. Por fim, Fig. 5.9d não apresenta nenhuma elevação da curva de temperatura avaliada no monitoramento do processo. A velocidade com que a ferramenta se desloca neste caso não favorece a condução do calor através da peça, por isso, não é detectada nenhuma alteração pelo sensor.

De acordo com a teoria de usinagem convencional, a menor parte do calor gerado pelo processo de usinagem é dissipado pela ferramenta, a maior parte do calor é dissipado na forma de cavaco ou pela peça usinada. Em micro-usinagem o cavaco gerado possui dimensões menores inclusive que os parâmetros de corte, portanto, é correto inferir, que a contribuição do cavaco para dissipar o calor gerado pelo processo não é significativa. O mesmo se aplica à ferramenta de corte. Logo, a maior parte do calor gerado deve ser dissipado pela peça.

Entende-se que, uma geração de calor, movimentando-se em trajetória retilínea, capaz de produzir uma temperatura na superfície do material de até 109,0 °C quando bem próximo do sensor de temperatura, também seja capaz de produzir uma alteração no sensor posicionado a 1mm de distância, contradizendo os resultados já apresentados. A principal hipótese para tal contradição é que o calor gerado pelo processo de corte não está sendo

conduzido para a peça, e sim, de alguma forma, sendo acumulado pela ferramenta de corte, ou dissipado pela ação do fluido de corte, uma vez que o volume do cavaco é muito pequeno para ter uma contribuição desta magnitude.

Simulações numéricas, específicas para o caso de micro-usinagem, poderiam sugerir as taxas de transferência de calor. No trabalho de Jackson, Novakov e Silva () (em preparação), são realizadas simulações numéricas para mostrar o efeito da velocidade de corte e avanço. Os resultados sugerem que o calor pode ser dissipado preferencialmente pelo cavaco ou peça dependendo da relação entre a força de corte e força passiva e esta relação é muito influenciada pelo avanço. O trabalho também sugere que as temperaturas são muito pequenas. Diferente da temperatura estimada por Mamedov e Lazoglu (2016) de 700 °C para a micro-usinagem do mesmo material.

Na próxima seção, uma análise térmica usando soluções analíticas e a técnica de solução de problemas inversos TFBGF é usada (FERNANDES; SANTOS; GUIMARAES, 2015; RIBEIRO; FERNANDES; GUIMARAES, 2016). Assim, um modelo térmico é proposto e o calor gerado na interface que flui para a ferramenta é estimado. Observa-se que o calor que é entregue à ferramenta representa 60% do calor que é gerado na interface, medido pelo método de estimativa de torque citado no Capítulo 3.

O aumento da temperatura de usinagem facilita o cisalhamento do material no processo de formação do cavaco, porém, temperaturas muito elevadas prejudicam o processo de usinagem em relação à aceleração do desgaste sofrido pela aresta de corte da ferramenta. Na tentativa de reduzir as temperaturas na usinagem, utiliza-se fluidos de corte, como também é apresentado a seguir. Foram usados uma emulsão (água + óleo) na concentração de 8,0%, denominada VASCO 1000, e um óleo sintético. Ambos foram utilizados de duas formas distintas: primeiramente em sua forma comercial, para testar o desempenho dos fluidos em relação ao caso base (usinagem a seco), e posteriormente, a adição de grafeno como nano-fluido de corte é avaliado em relação à forma comercial.

Como mencionado anteriormente, duas características principais dos fluidos de corte são sua capacidade de refrigeração e lubrificação. A utilização de VASCO 1000 como fluido de corte na condição submersa, tem a finalidade de reduzir os valores máximos de temperatura detectados pelos termopares na usinagem a seco. A análise dos dados neste caso revela-se inconclusiva, pois não é possível a determinação de uma temperatura máxima de usinagem próximo ao termopar. Ao contrário dos resultados da usinagem a seco, a medida que a ferramenta aproxima-se do termopar, a temperatura diminui e chega a ser menor do que a

temperatura ambiente, como representado pela Fig. 5.11. Sobre este fenômeno observado, duas hipóteses são postuladas:

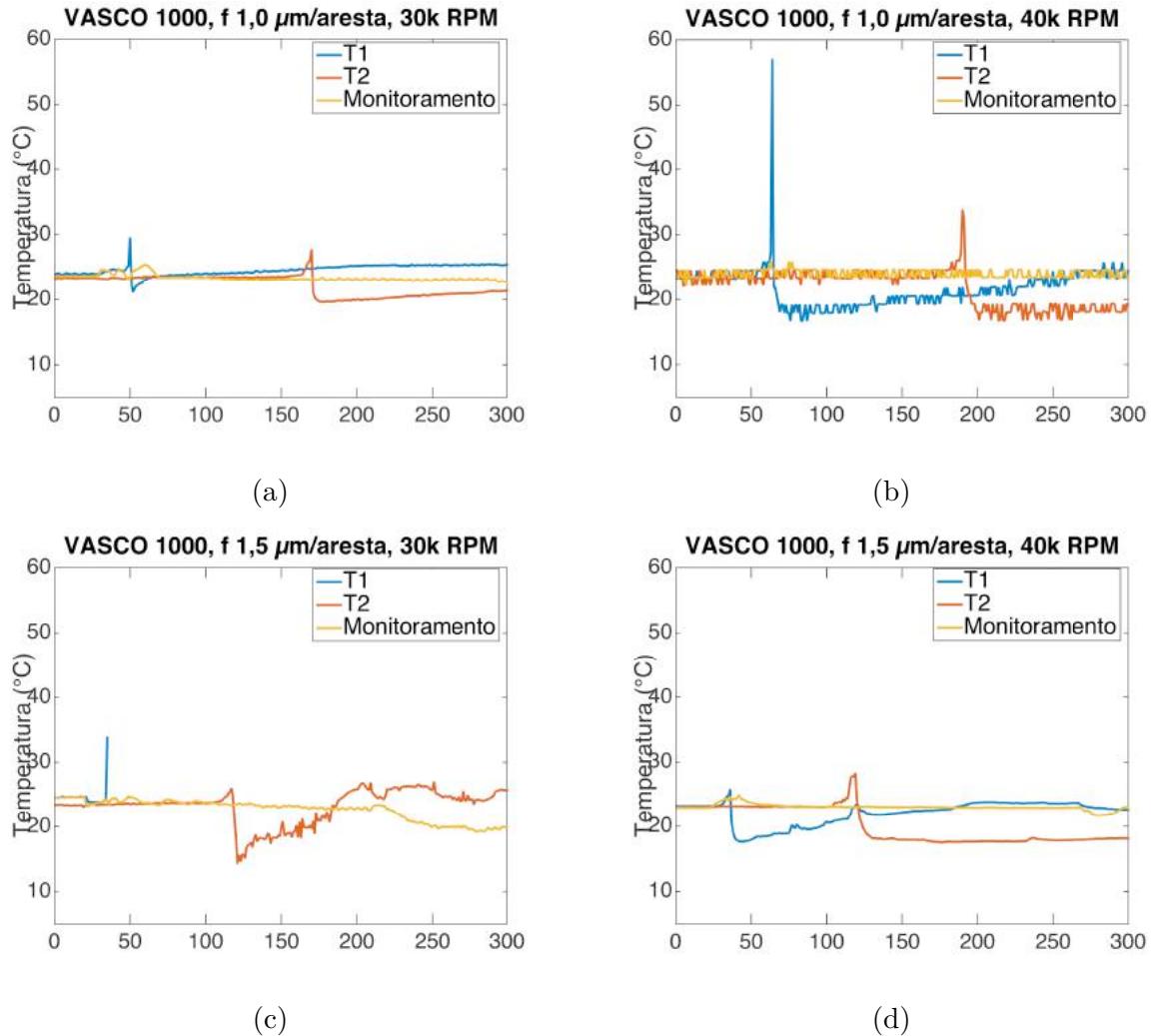


Figura 5.11: Resultados de medição de temperatura na usinagem com VASCO 1000.

1. Apesar da velocidade de corte ser considerada muito inferior da recomendada para a usinagem do material, a rotação da ferramenta é considerado ser um valor elevado, quando comparado com os parâmetros de corte do mesmo material em macro-usinagem. O fluido de corte, mantido estacionário sobre a superfície da peça por meio da tensão superficial, quando em contato com a ferramenta de corte durante a usinagem, adquire uma determinada movimentação. Quanto mais próximo da ferramenta, mais acelerado encontra-se o fluido. Essa movimentação do fluido, à medida que a ferramenta se aproxima do termopar, faz com que haja uma convecção forçada do fluido de corte, aumentando a troca de calor na superfície onde o sensor está posicionado, e essa troca de calor é percebida pelo termopar pela representação da queda de temperatura.

2. O fluido de corte é composto por uma emulsão bifásica (água + óleo). Admitindo-se que a maioria do calor gerado no processo é acumulado pela ferramenta, quando em contato com o fluido de corte, esta faz com que o fluido evapore. Essa evaporação do fluido de corte na região medida pelo termopar, faz com que o sensor registre uma queda de temperatura antes que a ferramenta atinja o sensor.

A respeito da primeira hipótese, um teste adicional foi efetuado nos fluidos de corte (VASCO 1000 e óleo sintético), utilizando-se apenas um termopar soldado à superfície da amostra. A ferramenta de corte foi posicionada a uma distância de aproximadamente 1,2 mm afastado da trajetória inicial de usinagem que passa pelo termopar, e foi simulado o processo de usinagem com profundidade de corte zero e comprimento de usinagem de 30,0 mm. Foram utilizados como parâmetros de movimentação da ferramenta os maiores e menores valores de avanço e rotação ensaiados. Após a aquisição do sinal de temperatura encerrado para a distância de 1,2 mm, a ferramenta foi reposicionada a uma distância menor do termopar (0,9 mm) e a simulação foi repetida. Distâncias de 0,6, 0,4 e 0,3 mm também foram utilizadas. A finalidade do teste é investigar se, com a diminuição da distância entre o termopar e a trajetória da ferramenta, seria verificada a convecção forçada pelos dados adquiridos pelo termopar. Os resultados deste teste são apresentados na Fig. 5.12.

Com a redução da distância entre a ferramenta e o termopar, ocorre a elevação da temperatura medida na superfície da amostra pelo sensor. A elevação da temperatura neste caso não corresponde ao processo de corte na usinagem, mas sim ao aquecimento do fluido de corte na região próxima ao termopar. O atrito entre ferramenta e fluido de corte é percebido pelo sensor de temperatura. Por isso, ao invés da queda de temperatura pela convecção forçada, foi verificado que o atrito ferramenta/fluido é suficientemente alto para interferir na temperatura do fluido.

O maior aumento de temperatura no teste foi verificado na utilização do óleo sintético. Podemos afirmar por isso que o VASCO 1000 possui propriedades refrigerantes melhores se comparadas às propriedades do óleo sintético. O calor gerado pelo atrito ferramenta/fluido é mais facilmente dissipado com utilização do VASCO 1000 do que com óleo. A Fig. 5.13 apresenta os resultados quando se utiliza o óleo sintético como fluido de corte.

Conforme Fig. 5.13, não observa-se o fenômeno de queda de temperatura quando utilizado óleo sintético como fluido de corte. Entretanto, valores menores de temperatura foram registrados pelos termopares quando comparados aos casos de usinagem a seco. Para alguns experimentos, não é verificado no gráfico o retorno para a temperatura ambiente após

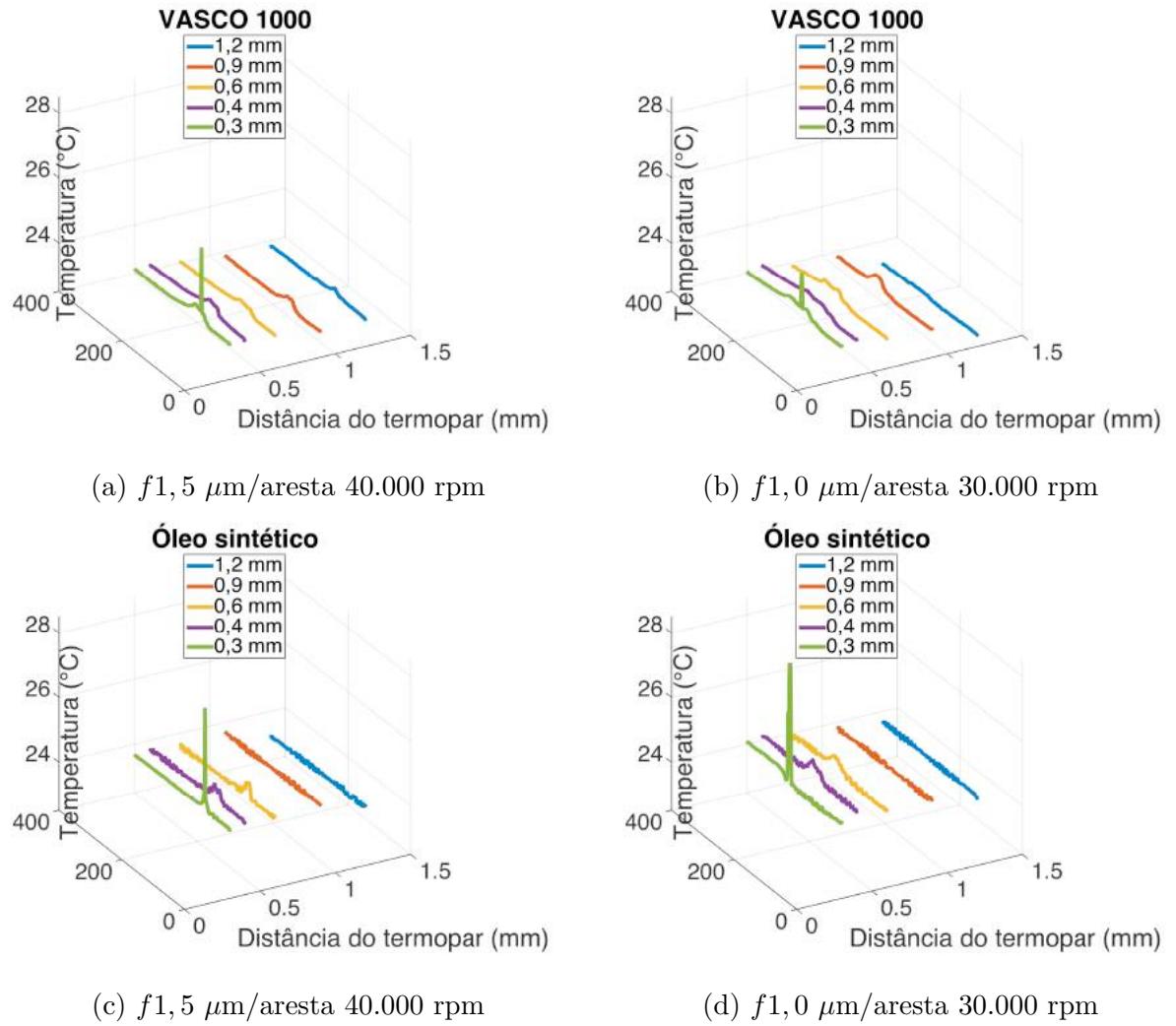


Figura 5.12: Teste para investigação da hipótese de convecção forçada.

registrado o valor máximo de temperatura pelo termopar. Isso ocorre pois a ferramenta de corte rompe o contato entre os dois materiais do termopar, e este passa a registrar um ruído, com valores aleatórios positivos e negativos. Para cada ocorrência deste fato, os valores posteriores à temperatura máxima registrada eram desconsiderados. Para os dados adquiridos pelo termopar de monitoramento na Fig. 5.13d verifica-se uma elevação da curva, diferente do caso base (Fig. 5.9d). Pela tensão superficial, a camada de óleo pode agir como isolante térmico entre a superfície da peça e o ar, portanto, o fluxo de calor gerado pelo processo de corte é propagado até ser percebido pelo termopar de monitoramento.

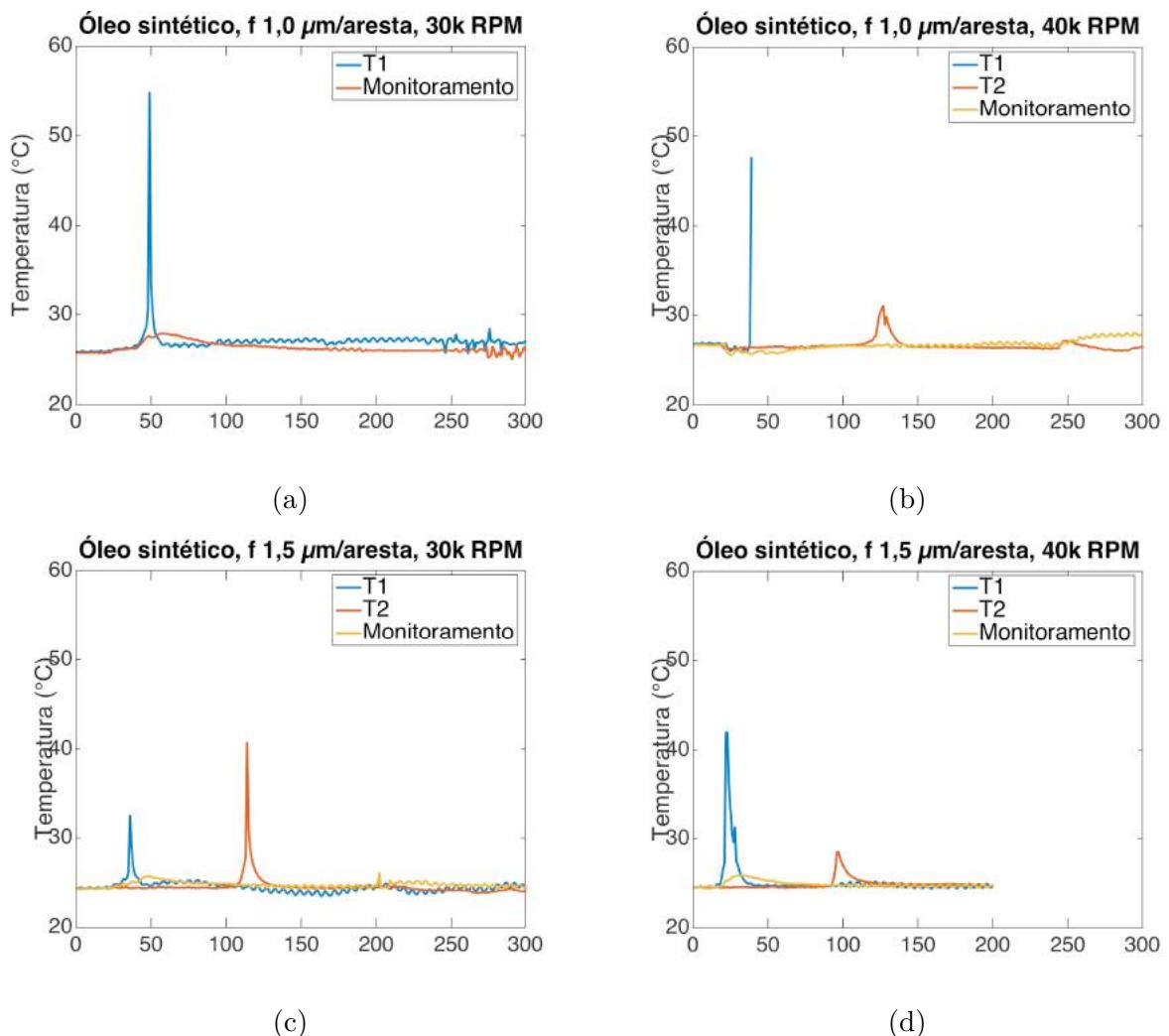


Figura 5.13: Resultados de medição de temperatura na usinagem com óleo sintético.

Todos os resultados analisados na usinagem com VASCO 1000 adicionado com grafeno (Fig. 5.14) não apresentam visualmente nenhuma variação se comparados os resultados com a usinagem utilizando-se VASCO 1000. O fenômeno de queda de temperatura abaixo da temperatura ambiente continua presente mesmo com a adição do grafeno, portanto, a adição do grafeno como nano-fluido de corte não apresenta ser eficiente para fluidos com propriedades semelhantes ao VASCO 1000.

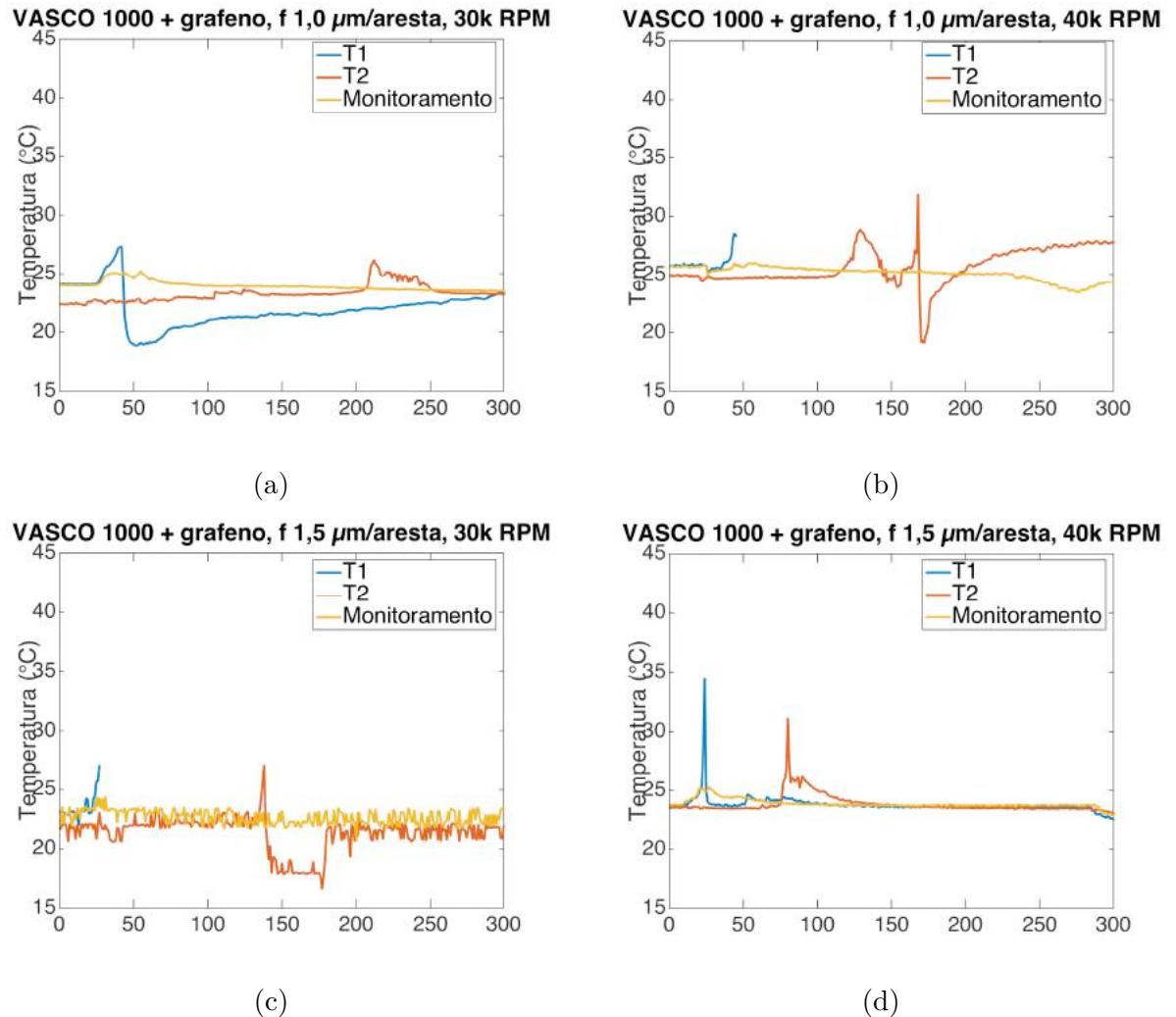


Figura 5.14: Resultados de medição de temperatura na usinagem com VASCO 1000 adicionado com grafeno.

Com a adição do grafeno ao óleo sintético, observa-se pela Fig. 5.15 valores reduzidos nas temperaturas medidas. Pelo fato de possuir boas propriedades térmicas de condução de calor (SHESHMANI; ASHORI; FASHAPOYEH, 2013), o grafeno pode ser responsável por absorver parte do calor gerado pelo processo. Samuel et al. (2011) também afirma que a condutividade térmica do fluido de corte é ampliada quando adicionado o grafeno, assim como Azimi e Mozaffari (2015) concluiu de maneira empírica, que água adicionada com óxido de grafeno, possui condutividade térmica muito superior à água pura.

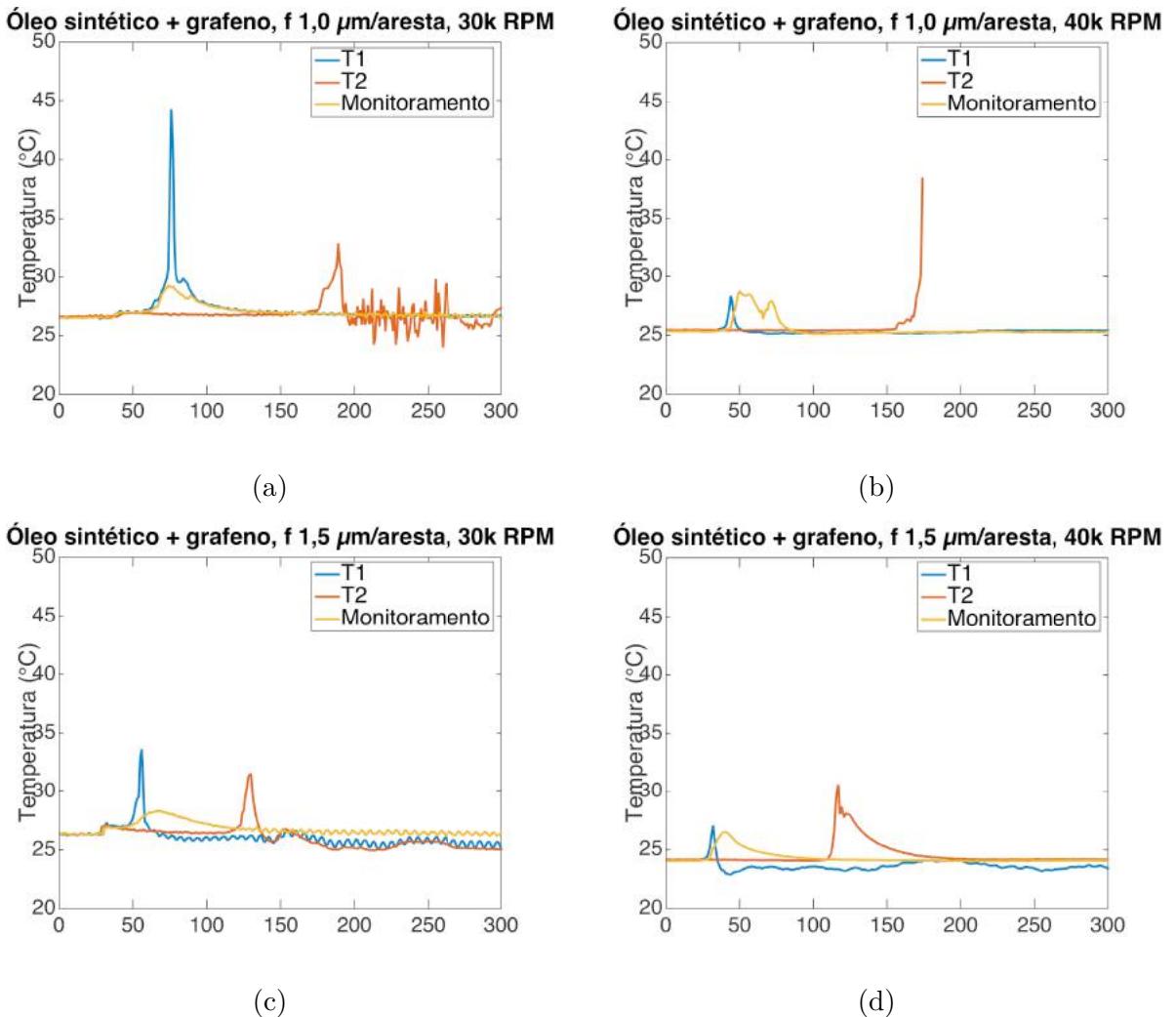


Figura 5.15: Resultados de medição de temperatura na usinagem com óleo sintético adicionado com grafeno.

Durante a micro-usinagem na condição submersa, a movimentação do fluido de corte ocorre apenas na região próxima à ferramenta, onde apenas o grafeno nessa região influencia no processo. À medida que ocorre a evolução do processo de corte, ocorre também uma saturação da quantidade de energia que cada partícula é capaz de absorver. Caso houvesse uma movimentação do fluido de corte além da movimentação gerada pela rotação da ferramenta, talvez o processo poderia ser otimizado. As partículas de grafeno podem também penetrar na interface cavaco-ferramenta, aumentando a lubricidade do processo de corte, atuando como um nano-revestimento integrado à superfície da ferramenta. A Fig. 5.16 mostra uma ferramenta após usinagem com partículas de grafeno aderidas, mesmo após a limpeza da ferramenta.

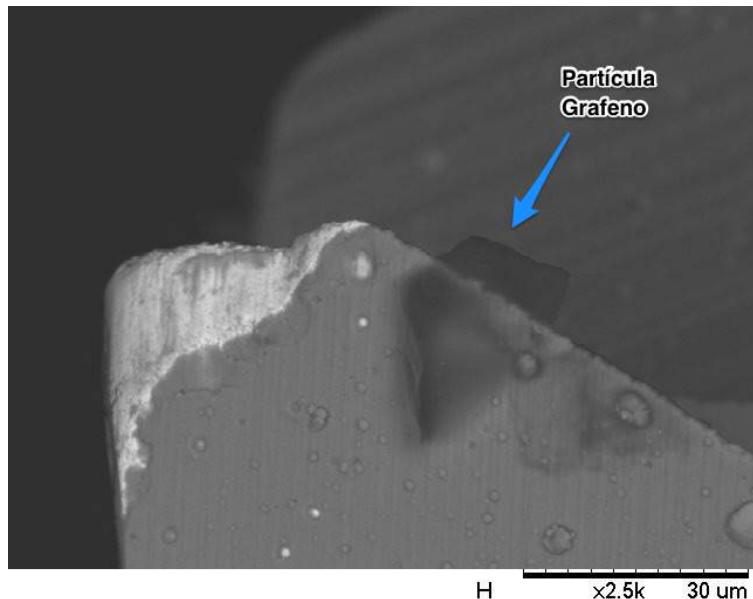


Figura 5.16: Partícula de grafeno aderida à superfície da ferramenta de corte.

Todas as temperaturas adquiridas pelo primeiro termopar usinado pela ferramenta de corte são mostrados na Tab. 5.2. Os resultados utilizando VASCO 1000 e VASCO 1000 adicionado de grafeno não podem ser estimadas as temperaturas máximas como já foi mencionado anteriormente. Em média, as temperaturas adquiridas por T1 na condição de usinagem a seco são maiores. A utilização do óleo sintético como óleo de corte mostra uma redução média da temperatura na superfície da peça de aproximadamente 43,0%. A adição de grafeno ao óleo sintético apresenta uma redução de 57,0% da temperatura máxima média de T1. Graficamente, essas comparações podem ser feitas pela Fig. 5.17, que apresenta as medições de T1 para o avanço de 1,0  $\mu\text{m}/\text{aresta}$  a 30.000 rpm. Outras tabelas com as temperaturas de T2 e de monitoramento podem ser encontradas no Anexo B ao final deste trabalho.

T1 ( $^{\circ}\text{C}$ )				
	Seco	VASCO 1000	Óleo	Vasco 1000 + grafeno
109,4		29,6	55,0	27,4
41,6		57,1	47,6	28,5
77,4		33,8	32,6	27,0
78,8		25,8	42,0	34,5
Média	76,8	35,6	44,3	29,4
				33,3

Tabela 5.2: Temperaturas adquiridas por T1 para todas as condições de corte ensaiadas.

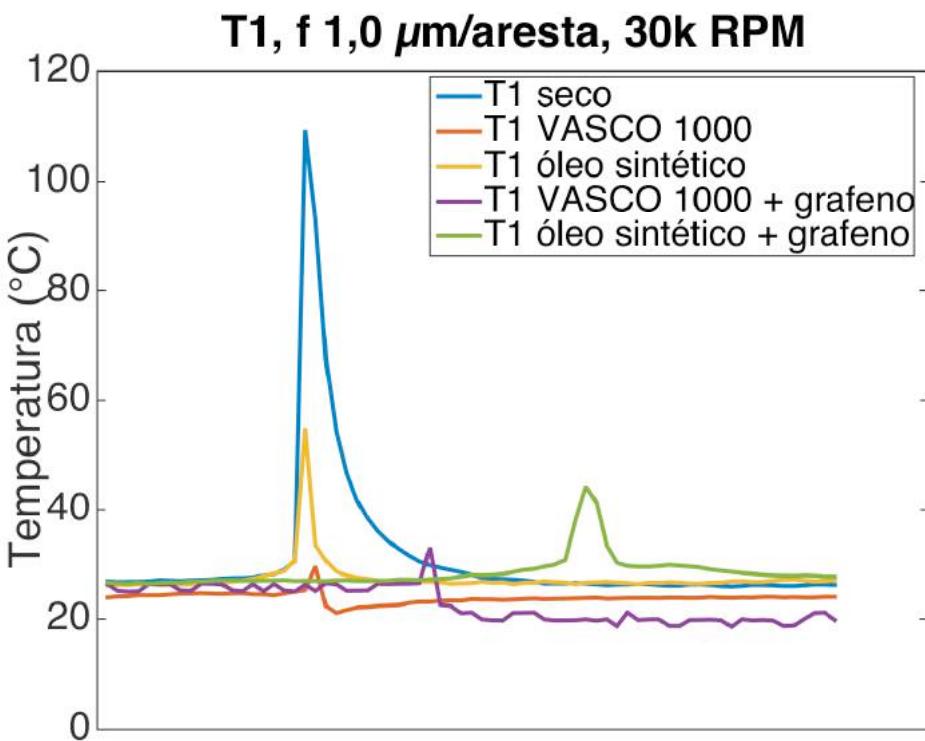


Figura 5.17: Influência do fluido de corte na medição da temperatura de T1.

### 5.3 Torque de Usinagem

Os ensaios de torque durante o processo de usinagem também foi restrito à usinagem do INCONEL 718. Assim como Childs et al. (2014) demonstra na Fig. 2.6, uma aquisição de torque foi efetuada durante os ensaios de usinagem no INCONEL 718. O sistema de aquisição utilizado não é o melhor dimensionado para aquisição de um sinal de tal magnitude pois não havia um amplificador de sinais para integrar o sistema. O sinal adquirido e analisado é um sinal de tensão (Volts), extraído diretamente de uma entrada RS 232 do próprio controlador Nakanishi E3000. Um cabo foi conectado à saída do controlador para a placa de aquisição e esta, conectada a um notebook com o SignalExpress instalado para visualização dos resultados. A taxa de aquisição utilizada foi 1000 Hz. A aquisição do sinal teve início antes do acionamento do motor que garante rotação à ferramenta. Ao final do processo de usinagem, esse motor é desligado e após algum tempo, é encerrada a aquisição do sinal. Esse procedimento é utilizado com esta sequência pois com o acionamento e desligamento do motor, consegue-se determinar visualmente em um gráfico a faixa do sinal durante a usinagem. O sistema de aquisição não conta com filtros para eliminar o

ruído proveniente da rede elétrica, dessa forma, o sinal adquirido não pode ser analisado conclusivamente pois o resultado não é claro sobre onde, precisamente, tem início o processo de usinagem, conforme mostra Fig. 5.18a.

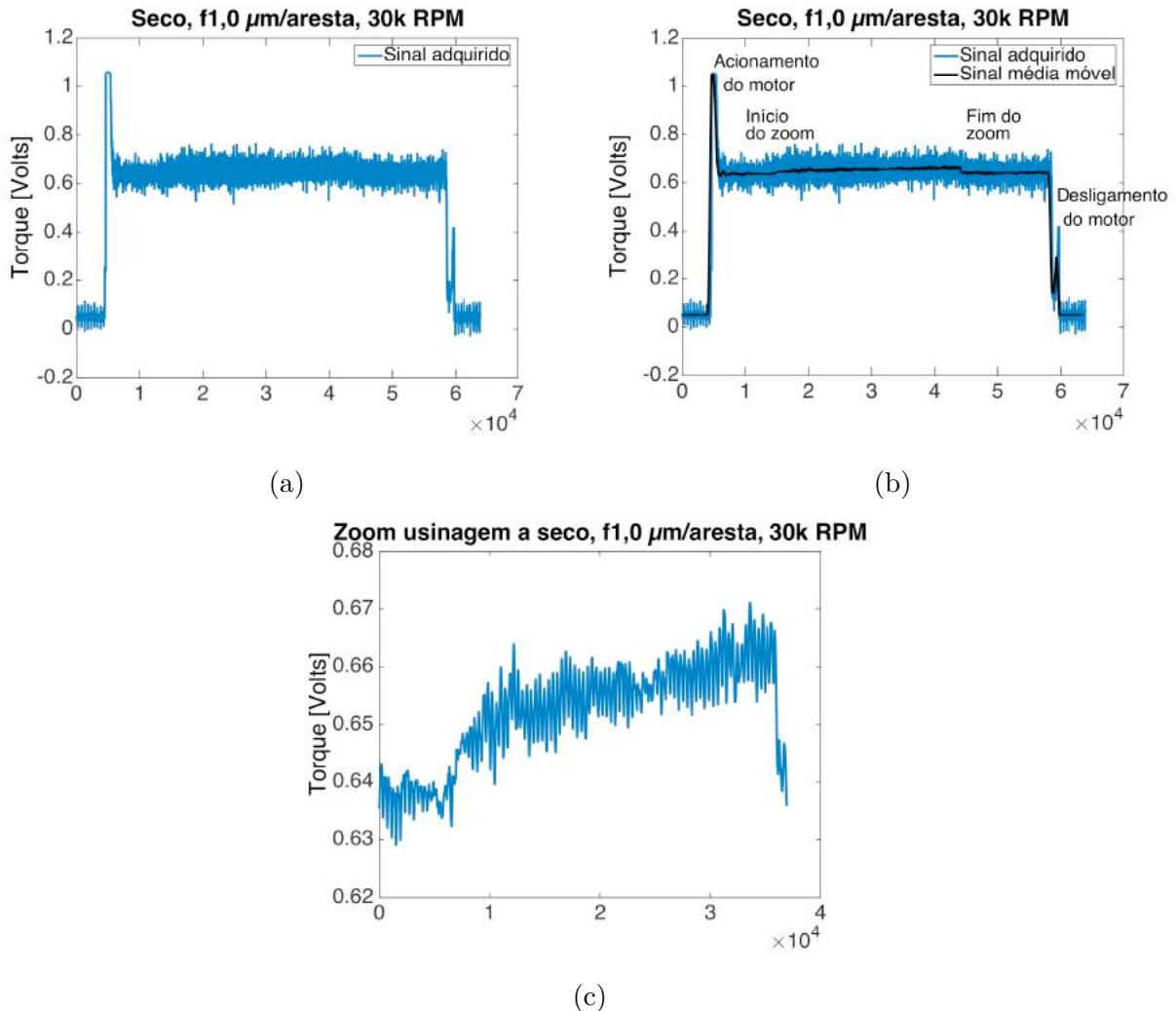


Figura 5.18: Metodologia de análise de torque a partir do controlador Nakanishi E3000.

Após o sinal adquirido, um tratamento de média móvel foi aplicado no intuito de reduzir a influência da rede elétrica e extraír as informações necessárias para análise. Fig. 5.18b mostra o mesmo sinal adquirido no controlador durante a usinagem com o tratamento de média móvel. Pode-se neste caso, verificar nitidamente o momento onde a ferramenta entra em contato com a peça e o término do processo de usinagem. Uma ampliação feita na região de usinagem representada pela Fig. 5.18c apresenta uma pequena inclinação da curva, sugerindo um aumento do torque de usinagem ao longo do tempo. Esse comportamento é visualizado apenas numa condição de corte específica (Rotação 30.000 rpm e  $f$  1,0  $\mu\text{m}/\text{aresta}$ ). Para as demais condições de corte o sinal elétrico é mais estável durante o período de usinagem.

A utilização da média móvel faz com que os valores indicados nos gráficos tenham sua magnitude ligeiramente alterada, ou seja, os valores apresentados pelos gráficos de torque não são valores exatos, mas sim valores aproximados, que são utilizados em uma análise qualitativa comparado ao caso base que é a usinagem a seco. Resultados do torque analisados são demonstrados na Fig. 5.19.

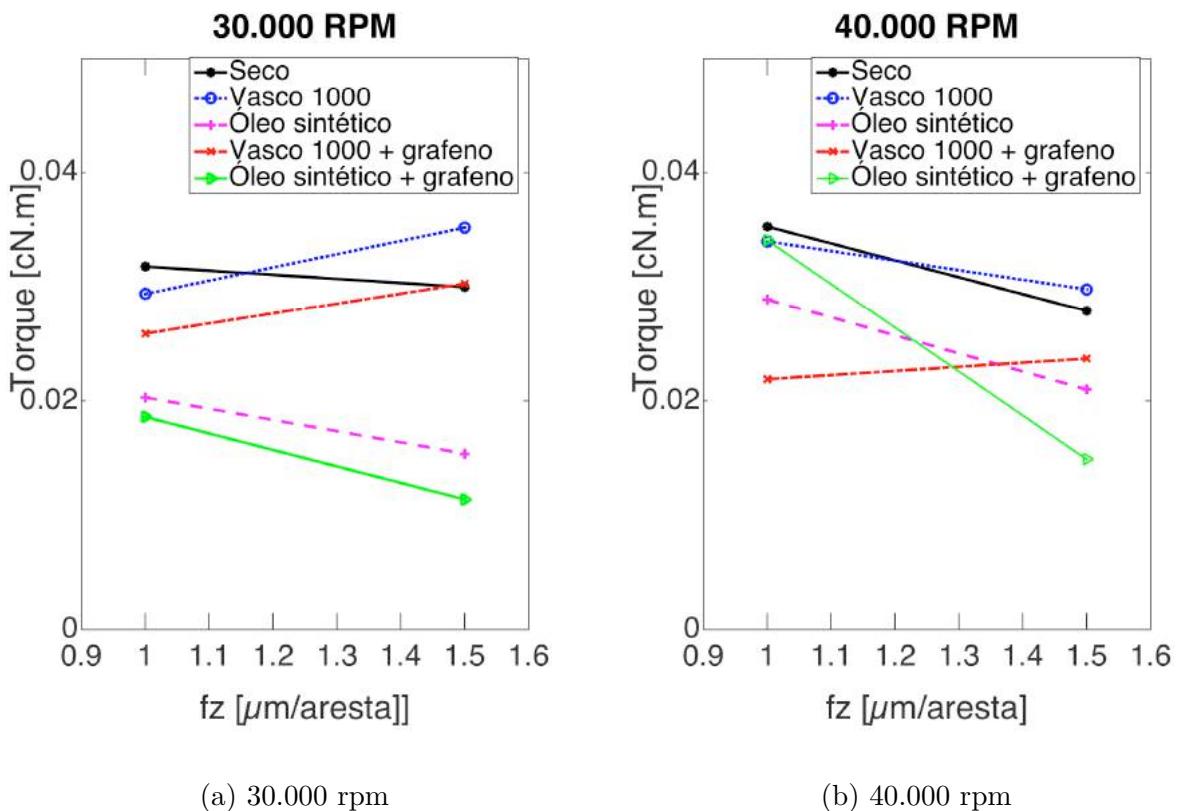


Figura 5.19: Influência da aplicação de diferentes fluidos de corte no torque da micro-usinagem INCONEL 718.

Após analise dos dados, percebe-se que o maior valor adquirido de torque durante a usinagem acontece com a maior velocidade de avanço, porém com a utilização de VASCO 1000. Devido à boa propriedade refrigerante do fluido, a redução de temperatura na região próxima à ferramenta de corte justificada pela evaporação do mesmo pode dificultar o cisalhamento do material, aumentando-se assim o torque durante o processo. A adição do grafeno ao VASCO 1000 apresenta valores de torque menores que com a utilização do fluido simples. Neste caso, o grafeno pode estar agindo como lubrificante sólido, reduzindo até 86% do valor do torque nas mesmas condições de corte comparados com a utilização de VASCO 1000.

Os valores de torque, geralmente, são os menores quando aplicado como fluido de

corte o óleo sintético, semelhante ao trabalho proposto por Childs et al. (2014). O óleo sintético age como um isolante térmico entre a superfície da peça e o ambiente, fazendo com que o calor acumulado pela ferramenta seja utilizado no processo de corte, facilitando o cisalhamento do material. Devido suas propriedades lubrificantes, ocorre a redução do atrito entre a superfície de folga da ferramenta e a porção de material proveniente da recuperação elástica do processo de corte, reduzindo também os esforços sofridos pela ferramenta. A eficiência da redução de torque devido à utilização de óleo sintético é de 16 a 49 % quando comparado com a micro-usinagem a seco. Utilizando-se o óleo com aditivo de grafeno, nota-se uma redução de até 63 % destes valores. À velocidades de corte mais elevadas e valores maiores de avanço da ferramenta essa influência é potencializada.

Essa redução do torque sugere uma hipótese alternativa, sendo esta o colapso da ferramenta durante o processo, reduzindo a profundidade de corte, e por consequência, os valores adquiridos de torque. Uma verificação das ferramentas de corte passam a ser necessária para verificação desta hipótese ou não.

Pelos valores de torque adquiridos na análise anterior, foi estimado uma aproximação da pressão específica de corte envolvida no processo Tab. 5.3. Uma análise feita nos resultados obtidos por Marques (2016) no processo de torneamento do INCONEL 718, valida a metodologia utilizada na obtenção do valor do torque durante os experimentos de micro-usinagem. Para condições de corte no macro-processo, a energia específica de corte é em média, para as condições observadas no trabalho,  $3033,5 \text{ N/mm}^2$  (Tab. 5.4).

Pelos resultados apresentados pelas tabelas, a pressão específica de corte no micro-fresamento apresenta valores entre 5 e 7 vezes maiores do que na usinagem tradicional do mesmo material. O comportamento da pressão específica de corte com relação à espessura indeformada do cavaco sugere o mesmo comportamento encontrado por Silva (2014) na medição de pressão específica de corte para o alumínio puro segundo Fig. 5.20.

	$ap(mm)$	$v_c(m/min)$	$f(mm/volta)$	Torque ( $cN.m$ )	$Ks(N/mm^2)$
Fluido	0,03	35,91	0,002	0,0294	25721,78
	0,03	47,88	0,003	0,034	19830,85
Fluido+Grafeno	0,03	35,91	0,002	0,0259	22659,67
	0,03	47,88	0,003	0,0219	12773,40
Óleo	0,03	35,91	0,002	0,0203	17760,28
	0,03	47,88	0,003	0,0289	16856,23
Óleo+Grafeno	0,03	35,91	0,002	0,0186	16272,97
	0,03	47,88	0,003	0,0341	19889,18
Seco	0,03	35,91	0,002	0,0318	27821,52
	0,03	47,88	0,003	0,0353	20589,09

Tabela 5.3: Pressão específica de corte estimada no micro-fresamento do INCONEL 718

Ensaio	$v_c(m/min)$	$ap(mm)$	$f(mm/rev)$	$F_c(N)$	$K_s(N/mm^2)$
Vasco 1000	100	1,5	0,15	680,99	3026,62
Vasco 1000 + 1,33% grafite	100	1,5	0,15	668,84	2972,64
Vasco 1000 + 1,50% grafite	100	1,5	0,15	684,94	3044,16
Vasco 1000 + 10,0% grafite	100	1,5	0,15	695,37	3090,53

Tabela 5.4: Valores de força e pressão específica de corte no processo de torneamento de INCONEL 718 (MARQUES, 2016).

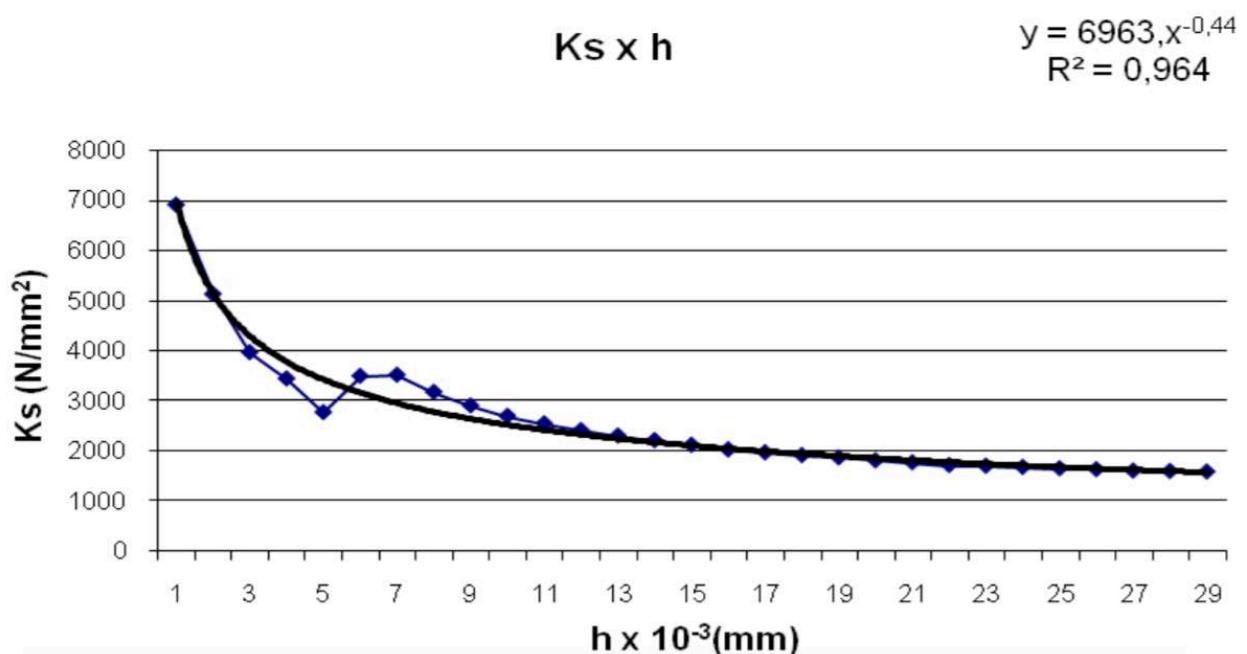


Figura 5.20: Pressão específica de corte na usinagem do alumínio puro (SILVA, 2014).

## **5.4 Desgaste da ferramenta**

A evolução do desgaste no processo de micro-fresamento não foi avaliado da maneira tradicional, onde após alguns passes de usinagem a ferramenta é retirada, o desgaste medido, a ferramenta volta à operação normal e assim sucessivamente até o critério de fim de vida da ferramenta. Se fosse usada essa metodologia, cada vez que a ferramenta fosse retirada e retornasse à operação, poderiam haver erros devido o re-posicionamento da ferramenta na máquina e a referência entre a ferramenta e a peça a ser usinada.

Após um único passe de aproximadamente 30 mm, a ferramenta foi levada a um MEV e as arestas de corte foram avaliadas. Todas as arestas sofreram um desgaste severo, perdendo sua aresta de corte. A hipótese apresentada na Seção de torque não é valida, uma vez que todas as ferramentas apresentaram um desgaste final elevado, e os valores de torque são significativamente diferentes em várias condições de corte.

## **5.5 Simulação analítica de temperatura**

Após dados experimentais de temperatura serem discutidos em seção anteriores, uma solução numérica analítica foi proposta na determinação da temperatura na interface de corte durante o processo de micro-fresamento. Os resultados são apresentados a seguir através da metodologia TFBGF.

As temperaturas medidas experimentalmente são usadas para as estimativas do fluxo de calor aplicando-se as equações 4.19 e 4.20 para cada posição das temperaturas medidas.

A respectiva evolução de temperatura para cada posição da fonte de calor é apresentada na Fig. 5.21.

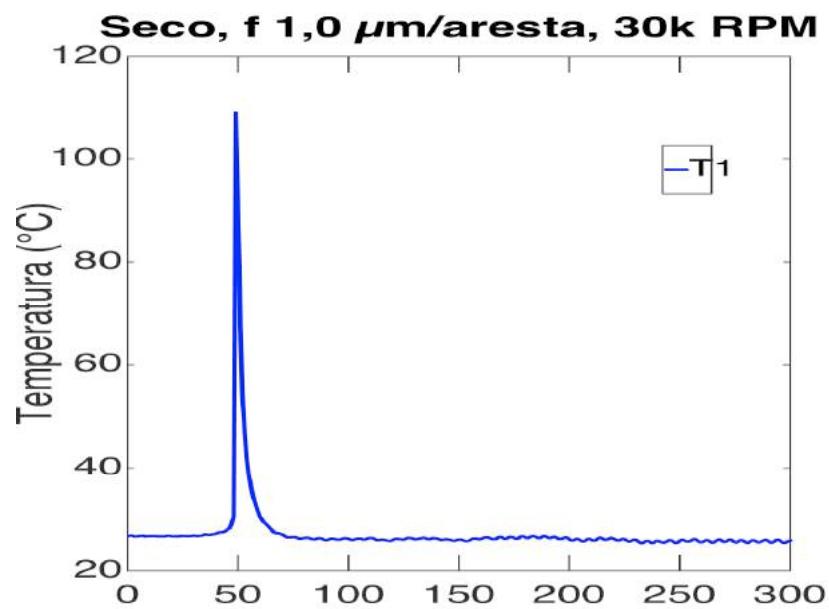


Figura 5.21: Evolução da temperatura do termopar T1 na usinagem a seco para simulação analítica.

A Fig. 5.22 apresenta a função transferência relativa à posição do termopar que é utilizado na estimativa do fluxo de calor móvel. Qualquer par temperatura/função transferência de calor pode ser usado na estimativa.

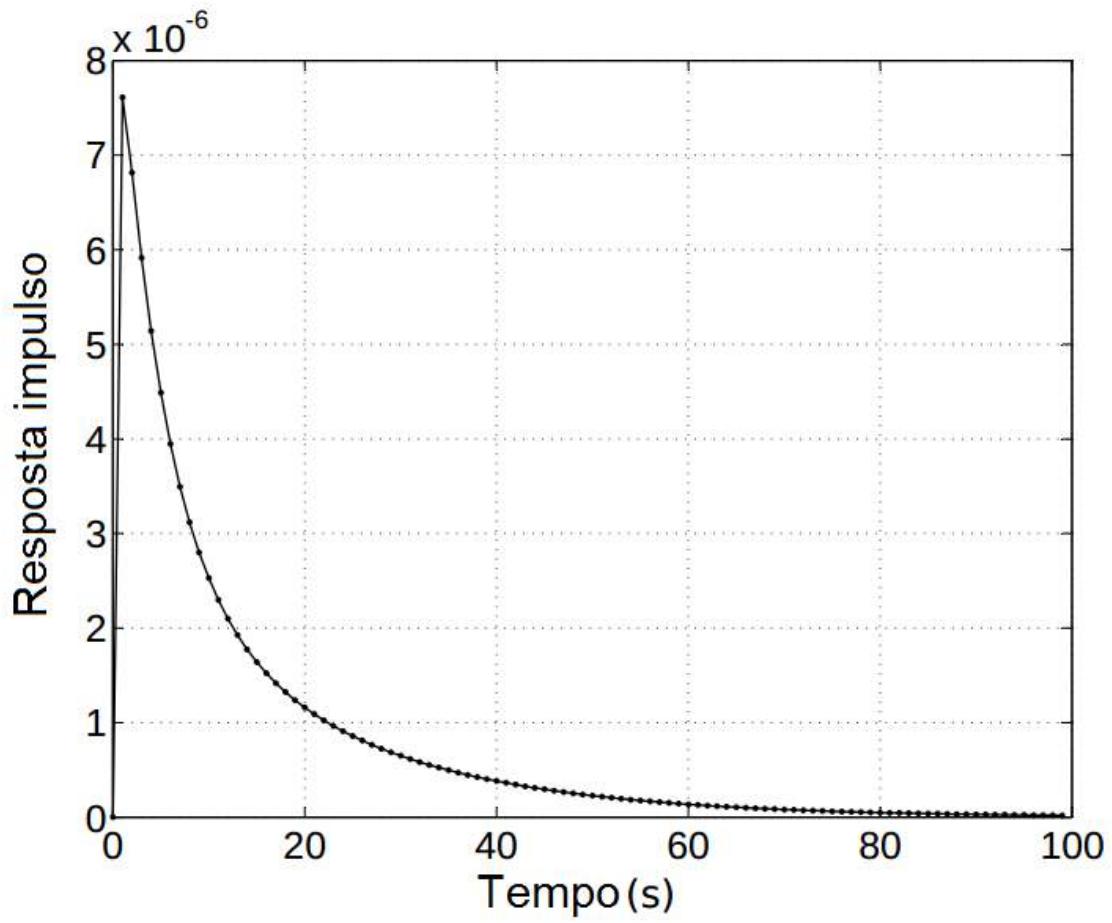


Figura 5.22: Resposta impulso da geração de calor do problema inverso.

Pela Fig. 5.23 verifica-se o fluxo de calor estimado usando-se as posições  $(0, 02, 0, 04, L_3)$ .

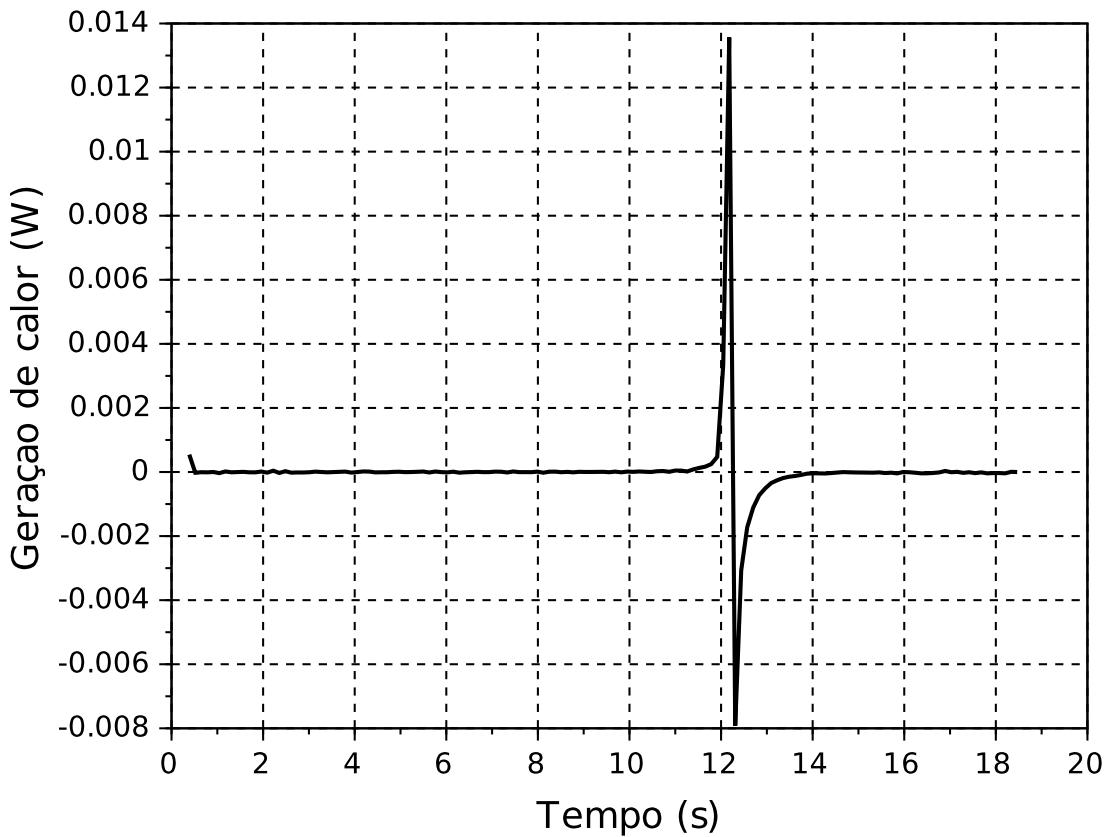


Figura 5.23: Fluxo de calor estimado analiticamente.

Pode-se observar que o valor verdadeiro foi obtido com uma dispersão máxima de aproximadamente 5,0% do valor máximo da temperatura experimental.

Uma vez obtido o valor do fluxo de calor móvel, a temperatura pode ser calculada em qualquer ponto na região analisada. A comparação de resultados obtidos é apresentado na Fig. 5.24 apresentando a temperatura obtida pela estimação do fluxo de calor e a temperatura obtida experimentalmente, como exemplo, mostra-se o perfil de temperatura na posição  $x = 0,02; y = 0,04; z = L_3$ .

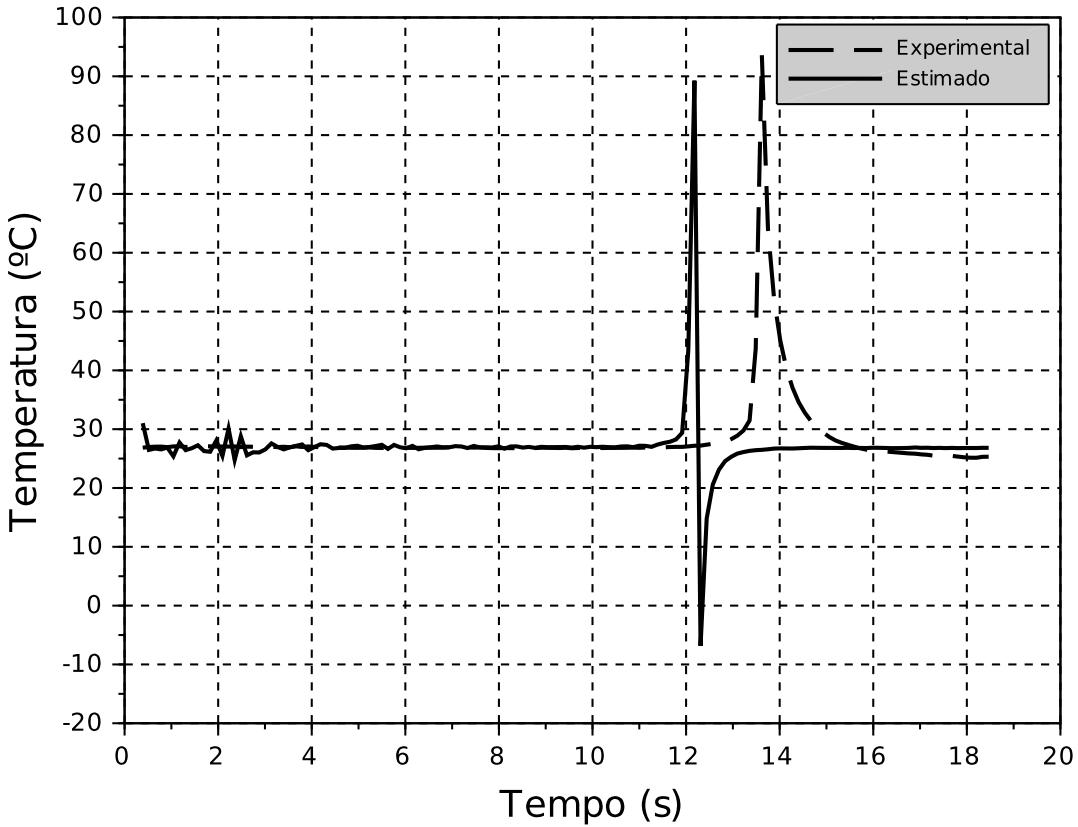


Figura 5.24: Temperatura estimada x Temperatura experimental.

Os resultados obtidos à partir da simulação numérica mostram uma potência máxima de 0,014 Watts, transmitida para a peça durante o processo de micro-fresamento. Pelo resultado é possível observar que uma parte mínima do calor gerado é transmitido para a peça, sendo o calor acumulado em sua maior parte na ferramenta, tornando possível a confirmação da evaporação do fluido de corte quando este entra em contato com a ferramenta.

A Fig. 5.24 mostra que a ascensão da temperatura estimada acompanha muito bem a evolução da temperatura adquirida experimentalmente, porém, após atingida a máxima temperatura, ocorre uma queda acentuada da temperatura estimada a valores inclusive menores que a temperatura ambiente inicial. Tal efeito pode ser explicado pela resolução de aquisição dos valores experimentais, sendo que a ascensão da curva de temperatura considera no máximo três pontos entre a temperatura ambiente e a máxima registrada pelo sensor.

Outro parâmetro que pode ser melhorado para otimização da simulação do fluxo de calor é a determinação experimental das propriedades térmicas do material usado nos experimentos. As propriedades térmicas tratadas pelo modelo analítico são obtidas por trabalhos

publicados pela comunidade científica, sendo também uma fonte de erro na análise dos resultados.

Um procedimento experimental realizado com um equipamento com uma maior frequência de aquisição é previsto para ser usado em trabalhos futuros com um planejamento de experimentos mais satisfatório que atendam ao modelo analítico usado.

# CAPÍTULO VI

## CONCLUSÃO

Após o encerramento dos testes e análise dos resultados, foi possível verificar alguns fenômenos incomuns durante o processo de micro-fresamento que não havia ainda sido mencionado em referências anteriores para o processo em macro escala. Também, verificou-se a complexidade da metodologia para testes realizados em processos de micro-fresamento. A seguir são apresentados algumas conclusões sobre o trabalho em questão.

### 6.1 Formação de rebarba

Com relação ao fenômeno de formação de rebarbas, conclui-se que:

- Micro-fresamento concordante apresenta maiores valores de altura de rebarba do que o micro-fresamento discordante.
- Micro-fresamento de peças de alumínio na condição a seco causa a formação de rebarbas internas ao canal usinado, fenômeno que pode ser evitado pela utilização de fluido de corte na condição submersa.
- Rebarbas internas são ocorrência de uma combinação de fatores: avanços por aresta da ferramenta com valores pequenos, calor acumulado na ferramenta de corte e uma possível recuperação elástica da parede do canal usinada. Este último fator ainda necessita testes para confirmação de influência ou não.
- Aumento da profundidade de corte não sugere nenhuma alteração na formação da rebarba para peças de alumínio e aço 12L14.

- Micro-fresamento de amostras de alumínio possuem marcas de avanço na superfície, provavelmente pela recuperação elástica do material nas condições de corte ensaiadas.
- Fluido de corte na condição de usinagem submersa reduz as marcas de avanço na superfície usinada da liga de alumínio pois favorece a formação de cavaco e a retirada do material.
- Amostras de 12L14 não apresentam rebarbas internas nem marcas de avanço devido a recuperação elástica ser menor do que a da liga de alumínio 6351.
- A utilização da técnica de MQL não se mostrou efetiva na redução da formação de rebarbas. Childs et al. (2014) verificou uma redução da força de corte para o processo de micro-fresamento pelo mesmo método, porém a quantidade de material gasto não era viável economicamente para testes futuros.
- A utilização de VASCO 1000 na micro-usinagem do INCONEL 718 apresenta valores reduzidos de rebarba se comparados os valores da condição de corte a seco.
- O aumento do avanço por aresta de corte da ferramenta reduz a altura da rebarba formada no micro-fresamento de INCONEL 718.
- A utilização do grafeno adicionada ao VASCO 1000 formou rebarbas maiores com a menor velocidade de corte e também o menor avanço por aresta.
- A utilização do grafeno com o VASCO 1000 apresenta uma variabilidade pequena no valor da altura das rebarbas formadas. A provável causa disso é a redução do atrito ocasionada pela entrada do grafeno ao contato ferramenta/peça. A variação é consideravelmente reduzida comparado com a micro-usinagem a seco.
- Micro-usinagem com óleo sintético apresentou os melhores resultados, considerando inclusive a usinagem com movimento concordante.
- A característica do fluido de corte, se é melhor lubrificante ou refrigerante, é um fator importante a ser considerado na escolha dos parâmetros utilizados em micro-usinagem.

## 6.2 Temperatura

- Resultados sugerem que o calor gerado no processo é acumulado pela ferramenta de corte ao invés de ser difundido pela peça.

- VASCO 1000 apresenta propriedades refrigerantes maiores do que o óleo sintético. Este por sua vez apresenta propriedades lubrificantes melhores do que o VASCO 1000.
- A queda de temperatura abaixo da temperatura ambiente é devido o calor latente da mudança de fase da evaporação do VASCO 1000, fenômeno que não acontece quando utiliza-se o óleo sintético pelo fato dele não evaporar durante o processo.
- A adição do grafeno ao VASCO 1000 não apresenta nenhuma influência significativa melhorando alguma propriedade já apresentada pelo fluido de corte.
- O fluxo de calor móvel é obtido diretamente através da temperatura medida, já que a solução analítica 3D transiente é obtida e a técnica de TFBGF pode ser aplicado à solução.
- O uso do método de Função Transferência Baseada em Função de Green (TBGF) permite a estimativa do fluxo de calor sem processos interativos, e portanto extremamente rápidos.
- A medição de temperatura foi obtida usando termopares em regiões acessíveis na superfície da peça enquanto a temperatura teórica foi calculada por um modelo térmico 3D de condução de calor com fonte de calor móvel.
- O conhecimento do perfil de temperatura (hipotético ou experimental) e da função transferência permite a estimativa do fluxo de calor por meio de um procedimento inverso da transformada de Fourier (IFFT).

### 6.3 Torque

- O maior valor de torque obtido nos testes foi com a condição de avanço mais severa de testes ( $f=1.5 \mu\text{m}/\text{aresta}$ ).
- A evaporação causada ao redor da ferramenta de corte com a utilização do VASCO 1000 dificulta o cisalhamento do material, aumentando o torque.
- A utilização do óleo sintético como fluido de corte reduz significativamente o torque envolvido no processo, inclusive para valores maiores de avanço e velocidade de corte.
- Ocorre uma redução de até 49% do torque quando utilizado óleo sintético como fluido de corte.

- A adição do grafeno ao óleo sintético reduz o valor do torque envolvido no processo em até 63%.

# **CAPÍTULO VII**

## **TRABALHOS FUTUROS**

Para trabalhos futuros na mesma linha de pesquisa são sugeridos os seguintes tópicos:

- Desenvolvimento de uma metodologia paracompanhamento do desgaste nas ferramentas de micro-fresamento. Ao final de cada canal usinado a ferramenta já havia entrado em colapso, não havendo possibilidade de uma avaliação da influência do tipo de fluido de corte utilizado com relação a este parâmetro.
- Monitoramento do desgaste em passadas de comprimentos menores, uma vez já mencionado o acelerado desgaste para a ferramenta de corte no comprimento total usinado neste trabalho.
- Uma vez não verificado alteração da temperatura medida no início (T1) e no final da usinagem (T2), utilizar apenas um termopar para aquisição de temperatura na superfície de usinagem para melhorar a resolução de aquisição, e também melhorar a resposta da função impulso de geração de calor, uma vez que ela apresenta uma geração negativa devido à baixa resolução de aquisição.
- Determinação da condutibilidade térmica do VASCO 1000 e do óleo sintético comercialmente puros e com adição de grafeno. Trabalhos publicados já mencionam a influência da adição do grafeno nas propriedades de condução de calor nos fluidos de corte. Uma verificação dessas propriedades pode gerar novas hipóteses para o comportamento da temperatura no processo de micro-usinagem.

## **Referências Bibliográficas**

- ACCUMOLD. *5 Things Everyone Should Know About MicroMolding*. 2014. Disponível em: <<http://www.accu-mold.com>>.
- AFAZOV, S.; RATCHEV, S.; SEGAL, J. Modelling and simulation of micro-milling cutting forces. *Journal of Materials Processing Technology*, p. 2154–2162, 2010.
- AMRAMCHAROEN, A.; MATIVENGA, P. T. Tool wear modes in micro/mesoscale milling of hardened die steel. In: CIRP (Ed.). [S.l.], 2008. p. 179–188.
- ARAMCHAROEN, A.; MATIVENGA, P. T. Size effect and tool geometry in micromilling of tool steel. *Precision Engineering*, v. 33, p. 402 – 407, 2009.
- ASTME. [S.l.], 1959.
- AZIMI, M.; MOZAFFARI, A. *Heat transfer analysis of unsteady graphene oxide nanofluid flow using a fuzzy identifier evolved by genetically encoded mutable smart bee algorithm*. 2015. 106 - 123 p.
- BISSACCO, G.; HANSEN, H. N.; CHIFFRE, L. D. Micromilling on hardened tool steel for mould making applications. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 55, n. 2, p. 745–768, 2005.
- CHAE, J.; PARK, S. S.; FREIHEIT, T. Investigation of micro-cutting operations. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 46, p. 313 – 332, May 2006.
- CHERN, G.-L. Experimental observation and analysis of burr formation mechanisms in face milling of aluminum alloys. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, p. 1517–1525, 2006.
- CHERN, G.-L. et al. Study on burr formation in micro-machining using micro-tools fabricated by micro-edm. *Precision Engineering*, v. 31, p. 122–129, 2007.
- CHILD, T. et al. Estimation of cutting conditions in precision micromachining of cuni alloys of varying composition. In: ELSEVIER (Ed.). *6th CIRP International Conference on High Performance Cutting, HPC2014*. [S.l.: s.n.], 2014. p. 383–388.
- COLE, K. D. et al. *Heat Conduction Using Green's Functions*. [S.l.]: Taylor & Francis Group, 1992.
- COSTA, I. S. da. *Usinabilidade do Aço de Corte Fácil Baixo Carbono ao Chumbo ABNT 12L14*. Dissertação (Mestrado) — Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, 2014.

CUNHA, D. F. da. *Influência do Teor de Silício na Usinabilidade da Liga de Alumínio 6351 - Avaliada através de Força de corte e Acabamento Superficial*. Dissertação (Mestrado) — Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, 2012.

DORNFELD, D.; MIN, S.; TAKEUCHI, Y. Recent advances in mechanical micromachining. *CIRP*, v. 55, n. 2, 01 2006.

FERNANDES, A. P.; SANTOS, M. B. dos; GUIMARAES, G. *An analytical transfer function method to solve inverse heat conduction problems*. 2015. 6897 - 6914 p.

FILIZ, S. et al. An experimental investigation of micro-machinability of copper 101 using tungsten carbide micro-endmills. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 47, p. 1088 – 1100, 2007.

GAITONDE, V. et al. Genetic algorithm-based burr size minimization in drilling of aisi 316l stainless steel. *Journal of Materials Processing Technology*, p. 225–236, 2008.

GILLESPIE, L. Deburring precision miniature parts. *Precision Engineering*, p. 189–198, 1979.

GILLESPIE, L. K. *The formation and properties of machining burrs*. Dissertação (Mestrado) — Utha State University, Logan, UT, 1973.

HEAMAWATANACHAI, S.; BAMBERG, E. Cutting force model of orbital single-point micromachining tool. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, p. 815–823, 2010.

JACKSON, M. J.; NOVAKOV, T.; SILVA, M. B. da. *Computational Analysis of the Minimum Uncut Chip Thickness Applied to the Micromachining of Ti6Al4V Titanium Alloy*.

KAMINISE, A. K.; SILVA, M. B. da; GUIMARAES, G. *Influence of Tool Holder Material on Interfacial, Insert and Tool Holder Temperatures During Turning Operation of Gray Iron*. [S.l.]: Proceedings of the ASME 2012 International Mechanical Engineering Congress & Exposition, 2012.

KARA, F.; ASLANTAS, K.; ÇIÇEK, A. Prediction of cutting temperature in orthogonal machining of aisi 316l using artificial neural network. *Applied Soft Computing*, p. 64 – 74, 2016.

KHEDKAR, R. S.; SONAWANE, S. S.; WASEWAR, K. L. Water to nanofluids heat transfer in concentric tube heat exchanger: Experimental study. In: ELSEVIER (Ed.). *Procedia Engineering*. [S.l.], 2013. v. 51, p. 318–323.

KIM, J. D.; KIM, D. S. On the size effect of micro-cutting force in ultraprecision machining. *JSME International Journal*, p. 164 – 169, 1996.

KOU, Z. et al. Burr controlling in micro milling with supporting material method. *Procedia Manufacturing*, 2015.

LAI, X. et al. Modelling and analysis of micro scale milling considering size effect, micro cutter edge radius and minimum chip thickness. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, p. 1–14, 2008.

LEKKALA, R. et al. Characterization and modeling of burr formation in micro-end milling. *Precision Engineering*, p. 625 – 637, 2011.

LIN, T.-R. Experimental study of burr formation and tool chipping in the face milling of stainless steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 12-20, 2000.

LOMASCOLO, M. et al. Review of heat transfer in nanofluids: Conductive, convective and radiative experimental results. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, p. 1182 – 1198, 2015.

LUCCA, D. A.; RHORER, R. L.; KOMANDURI, R. Energy dissipation in the ultraprecision machining of copper. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 40, p. 69 – 72, January 1991.

LUCCA, D. A.; SEO, Y. W. Effect of tool edge geometry on energy dissipation in ultraprecision machining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 42, p. 83 – 86, January 1993.

MACHADO, A. R. et al. *Teoria da Usinagem dos Materiais*. [S.l.]: Editora Blucher, 2009.

MAMEDOV, A.; LAZOGLU, I. Thermal analysis of micro milling titanium alloy ti–6al–4v. *Journal of Materials Processing Technology*, p. 659–667, 2016.

MARQUES, A. *TORNEAMENTO DE INCONEL 718 COM APLICAÇÃO DE LUBRIFICANTES SOLIDOS*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Uberlândia, 2016.

MASUZAWA, T. State of art of micromachining. *CIRP*, v. 49, 2 2000.

MIAN, A. J.; DRIVER, N.; MATIVENGA, P. T. Identification of factors that dominate size effect in micro-machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 51, p. 383 – 394, January 2011.

MZAD, H. A simple mathematical procedure to estimate heat flux in machining using measured surface temperature with infrared laser. *Case Studies in Thermal Engineering*, p. 128 – 135, 2015.

NAKAYAMA, K.; TAMURA, K. Size effect in metal-cutting force. *Journal of Engineering for Industry*, transactions of the ASME 90, p. 119 – 126, 1986.

NIKNAM, S. A.; SONGMENE, V. Analysis of friction and burr formation in slot milling. *Variety Management in Manufacturing. Proceedings of the 47th CIRP Conference on Manufacturing Systems*, p. 755–759, 2014.

OLIVEIRA, F. B. de et al. Size effect and minimum chip thickness in micromilling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 89, p. 39–54, November 2014.

OLVERA, O.; BARROW, G. An experimental study of burr formation in square shoulder face milling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 36, n. 9, p. 1005–1020, 1996.

PIQUARD, R. et al. Micro-end milling of niti biomedical alloys, burr formation and phase transformation. *Precision Engineering*, p. 356–364, 2014.

RIBEIRO, S.; FERNANDES, A. P.; GUIMARAES, G. *THE USE OF TFBGF METHOD WITH A 3D TRANSIENT ANALYTICAL SOLUTION TO SOLVE AN INVERSE HEAT CONDUCTION PROBLEM IN THE PRESENCE OF A MOVING HEAT SOURCE*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Uberlândia, 2016.

SAMUEL, J. et al. *Graphene Colloidal Suspensions as High Performance Semi-Synthetic Metal-Working Fluids*. 2011. 3410-3415 p.

SANTOS, A. G. dos. *Microfresamento de Aço Inoxidável Duplex UNS S32205 com Ferramentas de Metal Duro Revestidas com Nitreto de Titânio*. Dissertação (Mestrado) — Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, 2016.

SANTOS, M. R. dos et al. Analyses of effects of cutting parameters on cutting edgetemperature using inverse heat conduction technique. *Mathematical Problems in Engineering*, 2014.

SARKAR, J.; GHOSH, P.; ADIL, A. A review on hybrid nanofluids: Recent research, development and applications. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, v. 43, p. 164–177, 2015.

SHANMUGHASUNDARAMA, P.; SUBRAMANIAN, R. Study of parametric optimization of burr formation in step drilling of eutectic al–si alloy–gr composites. *Journal of Materials Research and Technology*, p. 150–157, March 2014.

SHARMA, A. K.; TIWARI, A. K.; DIXIT, A. R. Rheological behaviour of nanofluids: A review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, v. 53, p. 779–791, 2016.

SHAW, M. The size effect in metal cutting. *Sadhana*, v. 28, p. 875 – 896, October 2003.

SHEFELBINE, W.; DORNFELD, D. A. The effect of dry machining on burr size. In: *Proceedings of the 7th International Conference on DeBurring and Surface Finishing*. *Proceedings of the 7th International Conference on DeBurring and Surface Finishing*. *Proceedings of the 7th International Conference on DeBurring and Surface Finishing*. [S.l.: s.n.], 2004.

SHESHMANI, S.; ASHORI, A.; FASHAPOYEH, M. A. *Wood plastic composite using graphene nanoplatelets*. 2013. 1-6 p.

SILVA, L. C. da. *Burr Behaviour on Face Milling of Stainless Steel PH 13 8Mo*. Tese (Doutorado) — Federal University of Uberlândia, 2011.

SILVA, L. C. da et al. Study of burr height in face milling of ph 13-8 mo stainless steel—transition from primary to secondary burr and benefits of deburring between passes. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, v. 10, p. 61–67, June 2015.

SILVA, M. A. da. *Estudo do Contato Entre o Material da Peça e Superficie de Folga da Ferramenta de Usinagem*. Tese (Doutorado) — Faculdade de Engenharia Mecanica da Universidade Federal de Uberlândia, 2014.

SOUSA, P. F. de et al. Estimation of heat flux and temperature field during drilling process using dynamic observers based on green's function. *Applied Thermal Engineering*, p. 144 – 154, 2012.

SUBBIAH, S.; MELKOTE, S. N. Effect of finite edge radius on ductile fracture ahead of the cutting tool edge in micro-cutting of al2024-t3. *Materials Science and Engineering*, v. 474, p. 283 – 300, 2008.

TAJALLI, S.; MOVAHHEDY, M.; AKBARI, J. Simulation of orthogonal micro-cutting of fcc materials based on rate-dependent crystal plasticity finite element model. *Computational Materials Science*, p. 79–87, 2014.

TANG, Y. et al. Burr formation in milling cross-connected microchannels with a thin slotting cutter. *Precision Engineering*, p. 108–115, 2011.

VOLLERTSEN, F. et al. Size effect in manufacturing of metallic components. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 58, p. 566 – 587, 2009.

WALDORT, D. J.; DEVOR, R. E.; KAPOOR, S. G. A slip line field for ploughing during orthogonal cutting. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, p. 693–699, 1998.

WECK, M.; FISCHER, S.; VOS, M. Fabrication of microcomponents using ultraprecision machine tools. *Nanotechnology*, v. 8, p. 145–148, 1997.

WOON, K. S. et al. Investigations os tool edge radius effect in micromachining: A fem simulation approach. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 195, p. 204–2011, April 2008.

YU, W. et al. Significant thermal conductivity enhancement for nanofluids containing graphene nanosheets. *Physics Letters A*, v. 375, p. 1323–1328, 2011.

ZHOU, L. et al. Analytical modeling and experimental validation of micro end-milling cutting forces considering edge radius and material strengthening effects. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, p. 29–41, 2015.

## Anexo A

T2 (°C)					
	Seco	VASCO 1000	Óleo	Vasco 1000 + grafeno	Óleo + grafeno
	80,74	27,74	-	26,21	32,89
	108,21	26,02	31,07	26,01	28,76
	93,52	27,03	40,80	27,13	31,52
	59,65	28,32	28,59	31,16	30,62
Média	85,53	27,27	33,49	27,63	30,95

Tabela 7.1: Temperaturas adquiridas por T2 para todas as condições de corte ensaiadas.

Monitoramento (°C)					
	Seco	VASCO 1000	Óleo	Vasco 1000 + grafeno	Óleo + grafeno
	27,49	25,39	27,93	25,24	29,27
	29,49	33,84	31,07	31,91	38,36
	29,80	24,82	26,14	24,42	28,33
	25,52	24,94	25,92	25,29	26,52
Média	28,07	27,25	27,76	26,71	30,62

Tabela 7.2: Temperaturas adquiridas pelo termopar de monitoramento para todas as condições de corte ensaiadas.