

**IVANILSON SOUSA DA COSTA**

**USO DE CALORIMETRIA PARA ESTIMATIVA DA  
DISTRIBUIÇÃO DO CALOR GERADO NO  
PROCESSO DE FURAÇÃO DE FERRO FUNDIDO**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA

FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2019

**IVANILSON SOUSA DA COSTA**

**USO DE CALORIMETRIA PARA ESTIMATIVA DA  
DISTRIBUIÇÃO DO CALOR GERADO NO PROCESSO  
DE FURAÇÃO DE FERRO FUNDIDO**

**Tese** apresentada ao programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para obtenção do título de **Doutor em Engenharia Mecânica**.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva

**Uberlândia – MG**

**2019**

Ficha Catalográfica Online do Sistema de Bibliotecas da UFU  
com dados informados pelo(a) próprio(a) autor(a).

C837 2019	<p>Costa, Ivanilson Sousa da, 1991- Uso de Calorimetria para Estimativa da Distribuição do Calor Gerado no Processo de Furação de Ferro Fundido [recurso eletrônico] / Ivanilson Sousa da Costa. - 2019.</p> <p>Orientador: Márcio Bacci Da Silva. Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Pós-graduação em Engenharia Mecânica. Modo de acesso: Internet. Disponível em: <a href="http://dx.doi.org/10.14393/ufu.te.2019.2272">http://dx.doi.org/10.14393/ufu.te.2019.2272</a> Inclui bibliografia. Inclui ilustrações.</p> <p>1. Engenharia mecânica. I. Da Silva, Márcio Bacci, 1964-, (Orient.). II. Universidade Federal de Uberlândia. Pós-graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.</p> <p>CDU: 621</p>
--------------	--

Bibliotecários responsáveis pela estrutura de acordo com o AACR2:  
Gizele Cristine Nunes do Couto - CRB6/2091  
Nelson Marcos Ferreira - CRB6/3074



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA

**ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO**

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Mecânica				
Defesa de:	Tese, nº 277, COPEM				
Data:	quatro de setembro de dois mil e dezenove	Hora de início:	08:30	Hora de encerramento:	12:00
Matrícula do Discente:	11513EMC007				
Nome do Discente:	Ivanilson Sousa da Costa				
Título do Trabalho:	Uso de Calorimetria para Estimativa da Distribuição do Calor Gerado no Processo de Furação de Ferro Fundido				
Área de concentração:	Materiais e Processos de Fabricação				
Linha de pesquisa:	Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)				
Projeto de Pesquisa de vinculação:					

Reuniu-se na Sala de Projeções do Bloco 1Y, Campus Santa Mônica, da Universidade Federal de Uberlândia, a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, assim composta: Professores Doutores: Rosemar Batista da Silva - FEMEC/UFU; Gilmar Guimarães - FEMEC/UFU; Anselmo Eduardo Diniz - FEM/UNICAMP; Juan Carlos Campos Rubio - DEMEC/UFMG; Márcio Bacci da Silva - FEMEC/UFU, orientador do candidato.

Iniciando os trabalhos o presidente da mesa, Dr. Márcio Bacci da Silva, apresentou a Comissão Examinadora e o candidato, agradeceu a presença do público, e concedeu ao Discente a palavra para a exposição do seu trabalho. A duração da apresentação do Discente e o tempo de arguição e resposta foram conforme as normas do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

A seguir o senhor(a) presidente concedeu a palavra, pela ordem sucessivamente, aos(às) examinadores(as), que passaram a arguir o(a) candidato(a). Ultimada a arguição, que se desenvolveu dentro dos termos regimentais, a Banca, em sessão secreta, atribuiu o resultado final, considerando o(a) candidato(a):

Aprovado.

Esta defesa faz parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor.

O competente diploma será expedido após cumprimento dos demais requisitos, conforme as normas do Programa, a legislação pertinente e a regulamentação interna da UFU.

Nada mais havendo a tratar foram encerrados os trabalhos. Foi lavrada a presente ata que após lida e achada conforme foi assinada pela Banca Examinadora.

Documento assinado eletronicamente por **Marcio Bacci da Silva, Professor(a) do Magistério**





**Superior**, em 04/09/2019, às 14:41, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Anselmo Eduardo Diniz, Usuário Externo**, em 04/09/2019, às 14:42, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Rosemar Batista da Silva, Professor(a) do Magistério Superior**, em 04/09/2019, às 14:42, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **JUAN CARLOS CAMPOS RUBIO, Usuário Externo**, em 04/09/2019, às 14:52, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Gilmar Guimarães, Professor(a) do Magistério Superior**, em 05/09/2019, às 10:52, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site [https://www.sei.ufu.br/sei/controlador\\_externo.php?acao=documento\\_conferir&id\\_orgao\\_acesso\\_externo=0](https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0), informando o código verificador **1524944** e o código CRC **5F607402**.

## **AGRADECIMENTOS**

À minha esposa Paula Tayse.

Aos meus pais, Sr. Raimundo e D<sup>a</sup>. Auzenir.

Ao Prof. Márcio Bacci da Silva, pela orientação e confiança.

Aos amigos do LEPU, Marcelo, Guilherme, Maksym, Gustavo, Leonardo, Aline, Milla, Letícia, Déborah, Prof. Arthur etc., pelo auxílio, apoio e amizade.

Ao Prof. Gilmar Guimarães, pela concessão da câmera termográfica.

Ao CNPq, pelo financiamento do trabalho (Processo 153248/2015-7).

Aos irmãos da Igreja Adventista do Sétimo Dia em Uberlândia, pelo apoio e orações.

## SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO .....	1
1.1.	Considerações iniciais .....	1
1.2.	Estruturação do trabalho .....	6
2.	GERAÇÃO DE CALOR E TEMPERATURA EM USINAGEM .....	8
2.1.	Geração de calor em usinagem .....	8
2.2.	Modelos analíticos para determinação de calor e temperatura em usinagem ....	11
2.3.	Problemas inversos para determinação de calor e temperatura em usinagem ..	12
2.4.	Técnicas numéricas para determinação de calor e temperatura em usinagem..	12
2.5.	Técnicas experimentais para determinação de calor e temperatura em usinagem	17
2.5.1.	Termopares inseridos .....	18
2.5.2.	Método do termopar ferramenta-peça .....	20
2.5.3.	Método do termopar de fio único .....	21
2.5.4.	Medição por radiação de calor com sensores infravermelhos.....	22
2.5.5.	Medição por propriedades metalográficas .....	23
2.5.6.	Medição utilizando saís com diferentes temperaturas de fusão .....	23
2.5.7.	Medição utilizando filmes depositados por PVD (Physical Vapor Deposition)	24
2.5.8.	Método calorimétrico .....	25
3.	O MÉTODO CALORIMÉTRICO E SUA EXPERIMENTAÇÃO BASE .....	39
3.1.	Calorímetro utilizado .....	39
3.2.	Medição de temperaturas .....	43
3.3.	Medição de esforços de usinagem .....	44
3.4.	O processo de furação .....	45
3.5.	Estimativa da porcentagem de energia mecânica transformada em calor .....	48
3.6.	Material usinado e sua caracterização.....	52
4.	MÉTODO CALORIMÉTRICO: ENSAIOS PRELIMINARES .....	57
4.1.	Ensaio com calorímetro segundo metodologia de Silva (2015).....	57
4.2.	Ensaio com calorímetro sem fluido calorimétrico .....	63
4.3.	Ensaio para avaliação do calor transferido para o fluido calorimétrico .....	65
4.4.	Considerações finais .....	66
5.	METODOLOGIA CALORIMÉTRICA APERFEIÇOADA.....	68
5.1.	Percentual da energia mecânica transformada em energia térmica em furação	68
5.2.	Partição da energia mecânica transformada em energia térmica na ferramenta de corte .....	69

5.3. Partição da energia mecânica transformada em energia térmica nos cavacos..	70
5.4. Partição da energia mecânica transformada em energia térmica na peça .....	73
5.5. Resultados .....	73
5.6. Testes adicionais.....	80
5.7. Discussão dos resultados.....	85
6. DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS NA FURAÇÃO DO FERRO FUNDIDO .....	89
6.1. Termografia infravermelha.....	89
6.2. Simulação por método dos elementos finitos.....	93
6.3. Considerações finais .....	101
7. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	103
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	106

COSTA, I. S. **Uso de Calorimetria para Estimativa da Distribuição do Calor Gerado no Processo de Furação de Ferro Fundido**. 2019. 120 p. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG.

## RESUMO

O calor gerado e a distribuição de temperaturas em usinagem exercem grande influência no desgaste da ferramenta de corte, na integridade superficial e na precisão dimensional das peças usinadas, de modo que os fenômenos de geração de calor e temperatura têm sido investigados por metodologias experimentais, analíticas e numéricas. Este trabalho teve como objetivo determinar a quantidade de calor gerada na furação do ferro fundido cinzento por meio do método calorimétrico. O calorímetro empregado consistiu de dois recipientes cilíndricos coaxiais fabricados em Poliamida 6.6 e Policloreto de Vinila. Termopares tipo-T foram utilizados para contínua medição das temperaturas do fluido no interior do calorímetro. O equacionamento do calorímetro foi definido para a metodologia utilizada. O calorímetro também foi utilizado para medição da partição de calor transferida para a ferramenta de corte, da partição de calor transferida para os cavacos e das temperaturas da ferramenta de corte e dos cavacos. A distribuição de temperaturas durante o corte foi medida experimentalmente por medição infravermelha e simulada pelo método dos elementos finitos com o programa AdvantEdge™. Foi demonstrado que entre 82,63 % e 83,46 % da energia mecânica utilizada para o corte foi transformada em calor durante a usinagem. O método calorimétrico apresentou resultados coerentes com a literatura confirmando a aplicabilidade da metodologia empregada para avaliação da energia mecânica transformada em energia térmica em usinagem. O método dos elementos finitos se mostrou uma ferramenta eficaz para simulação do processo de furação. Por outro lado, a termografia infravermelha apresentou limitações quando associada ao método calorimétrico.

---

Palavras-chave: geração de calor, calorimetria, distribuição de temperaturas, método dos elementos finitos, ferro fundido cinzento.

**COSTA, I. S. Use of Calorimetry to Estimate the Distribution of Heat Generated in Drilling Process of Cast Iron.** 2019. 120 p. Ph.D. Thesis, Federal University of Uberlandia, Uberlandia-MG.

## **ABSTRACT**

The heat generated and the temperature distribution in machining greatly influence cutting tool wear, surface integrity and dimensional accuracy of machined parts, so that heat and temperature generation phenomena have been investigated by experimental, analytical and numeric methodologies. This thesis aimed to determine the amount of heat generated in the gray cast iron drilling through the calorimetric method. The calorimeter employed consisted of two coaxial cylindrical boxes made of Polyamide 6.6 and Polyvinyl Chloride. T-type thermocouples were used to continuously measure the temperatures of the calorimetric fluid. Calorimeter equation was defined for the methodology applied. Calorimeter was also used to measure the heat transfer to the drill bit, the heat transfer to the chips and the temperature of drill bit and chips. The temperature distribution during the cutting were measured experimentally by infrared measurement and simulated by the finite element method with the AdvantEdge™ software. It has been shown that between 82.63 % and 83.46 % of the mechanical energy spent for the cutting was converted into heat during machining. Calorimetric method presented results consistent with the literature, thereby, confirming the applicability of the methodology employed to evaluate the mechanical energy transformed into thermal energy in machining. Finite element method has proved to be an effective tool in simulation tests of the drilling process. On the other hand, infrared thermography presented limitations when associated with the calorimetric method.

---

Keywords: heat generation, calorimetry, temperature distribution, finite element method, gray cast iron.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Concepção do calorímetro de gelo proposto por Lavoisier e Laplace em 1784 (adaptado de FRANKENFIELD, 2010).....	2
Figura 1.2 – Experimentos de Rumford para determinação do calor gerado na fabricação de canhões; a) experimento montado; b) ampliação do calorímetro mostrando a barra usinada ao fim do qual uma ferramenta é fixada; c) recipiente para o líquido do calorímetro (adaptado de KOMANDURI; HOU, 2001a).....	3
Figura 1.3 – Configuração do experimento de Joule para medição do equivalente mecânico do calor (adaptado de NUSSENZVEIG, 2008).....	4
Figura 2.1 – Zonas de geração de calor em usinagem (adaptado de SEGURAJAUREGUI; ARRAZOLA, 2015).....	9
Figura 2.2 – Distribuição de temperaturas na broca após 12,7 mm de usinagem, velocidade de corte de 73,2 m/min, broca de metal duro, diâmetro de 9,92 mm, material usinado: titânio comercialmente puro (adaptado de LI; SHIH, 2007b).....	14
Figura 2.3 – Distribuição de temperaturas na ferramenta de corte utilizando diferentes pacotes comerciais, velocidade de corte de 10,7 m/min, avanço de 0,224 mm/rev, broca de aço rápido, diâmetro de 6,8 mm, material usinado: aço carbono AISI 1045; a) AbaqusTM; b) DEFORM-2D; c) AdvantEdgeTM (adaptado de WU; HAN, 2009).....	15
Figura 2.4 – Distribuição de temperaturas na broca durante furação de liga Ti-6Al-4V, velocidade de corte de 10 m/min, avanço de 0,2 mm/rev, profundidade do furo de 20 mm, broca de metal duro não revestida, 12 mm de diâmetro (adaptado de LAZOGLU et al., 2017).....	15
Figura 2.5 – Distribuição de temperaturas na ferramenta de corte, velocidade de corte de 48,8 m/min, avanço de 0,05 mm/min, profundidade de 12,7 mm, diâmetro da broca de 6,352 mm, material usinado: Ti-6Al-4V; a) aresta de corte afiada; b) raio de aresta de 50 µm; c) raio de aresta de 100 µm (adaptado de PATNE et al., 2017).....	16
Figura 2.6 – Técnicas experimentais desenvolvidas para medição de temperaturas em usinagem (adaptado de LONGBOTTOM; LANHAM, 2005; GRZESIK, 2017).....	17
Figura 2.7 – Medição de temperaturas em furação pela técnica dos termopares inseridos; a) na peça; b) na ferramenta de corte (adaptado de TASKESSEN; KUTUKDE, 2015).....	19
Figura 2.8 – Método do termopar ferramenta-peça em processo de furação (adaptado de VAIDYANATHAN, 1970).....	20
Figura 2.9 – Representação esquemática da técnica do termopar de fio único aplicada ao processo de furação (adaptado de GUTHY et al., 2013).....	21

Figura 2.10 – Medição utilizando sais em ferramentas de metal duro destacando a zona fundida (região escura), $vc = 150$ m/min, $ap = 0,025$ mm (adaptado de KATO et al., 1976).....	24
Figura 2.11 – Medição de temperatura pelo método PVD; a) montagem experimental; b) superfície interna do inserto revelando filme fundido (telúrio) após usinagem de aço carbono (0,55 % de C), $vc = 200$ m/min, $f = 0,20$ mm/rev, $ap = 2$ mm (adaptado de KATO; FUJII, 1996).....	24
Figura 2.12 – Configuração básica de um calorímetro com motor de agitação .....	25
Figura 2.13 – Determinação da temperatura média do cavaco por meio de calorímetro de água (adaptado de FERRARESI, 1970).....	26
Figura 2.14 – Calorímetros de água para estimativa de: a) calor total gerado na furação; b) calor dissipado pela broca; c) calor dissipado pelos cavacos (adaptado de SCHMIDT; ROUBIK, 1949 apud KOMANDURI; HOU, 2001) .....	27
Figura 2.15 – Partição do calor gerado para peça, ferramenta de corte e cavacos em função da velocidade de corte na usinagem de liga de magnésio, $vf = 13,8$ mm/min (adaptado de SCHMIDT; ROUBIK, 1949 apud KOMANDURI; HOU, 2001a) .....	28
Figura 2.16 – Configuração do calorímetro para medição da partição de calor dissipada pelos cavacos (adaptado de DENKENA; AMMERMAN; NIEDERWESTBERG, 2012) .....	29
Figura 2.17 – Influência da velocidade de corte e do avanço no calor dissipado pelos cavacos (adaptado de DENKENA; AMMERMAN; NIEDERWESTBERG, 2012) .....	29
Figura 2.18 – Calorímetro para avaliação do calor dissipado pelos cavacos em torno mecânico; a) representação esquemática; b) configuração experimental final (adaptado de QUAN; HE; DOU, 2008).....	30
Figura 2.19 – a) Taxa de geração de calor e potência consumida em função da velocidade de corte; b) distribuição do calor gerado em função da velocidade de corte; torneamento do aço AISI 1045 sem fluido de corte com ferramenta de metal duro P10, avanço de 0,12 mm/rev, profundidade de corte de 0,8 mm (adaptado de QUAN; HE; DOU, 2008).....	31
Figura 2.20 – a) Geração de calor em função da velocidade de corte, avanço de 0,1 mm/rev, profundidade de corte de 1,0 mm, ferramenta cerâmica ( $Al_2O_3/TiC$ ) e corte a seco; b) Geração de calor em função do avanço, velocidade de corte de 1000 m/min, profundidade de corte de 1,0 mm, ferramenta cerâmica ( $Al_2O_3/TiC$ ) e corte a seco (adaptado de QUAN; ARSECULARATNE; ZHANG, 2009) .....	33
Figura 2.21 – a) Calorímetro de água para medição de calor em fresamento; b) variação da temperatura da água durante ensaio (adaptado de HIRAO et al., 1998) .....	35



Figura 2.22 – Taxa de geração de calor em função da velocidade de corte para fresamento de aço AISI 1045 e Al 5052, avanço de 0,12 mm/rev, profundidade de corte de 0,12 mm, ferramenta de metal duro P20 (adaptado de HIRAO et al., 1998) .....	36
Figura 2.23 – Partição do calor gerado em função da velocidade de corte para fresamento de aço AISI 1045 e Al 5052, avanço de 0,12 mm/rev, profundidade de corte de 0,12 mm, ferramenta de metal duro P20 (adaptado de HIRAO et al., 1998) .....	36
Figura 2.24 – Configuração do calorímetro de água para medição de calor em fresamento (adaptado de QUAN; XU; DOU, 2009) .....	37
Figura 2.25 – Quantidade de calor em função da velocidade de corte para fresamento de aço AISI 1045; a) partição dos cavacos; b) partição da peça; c) partição da ferramenta de corte (adaptado de QUAN; XU; DOU, 2009) .....	37
Figura 2.26 – a) Configuração experimental do método calorimétrico; b) medição de temperaturas no fluido calorimétrico, $v_c = 30$ m/min, $f = 0,13$ mm/rev, profundidade do furo de 15,0 mm, broca de aço rápido revestida de TiN (adaptado de SILVA, 2015) ...	38
Figura 3.1 – Recipiente maior (Poliamida 6.6); a) vista superior; b) vista transversal.....	40
Figura 3.2 – Recipiente menor (Policloreto de Vinila); a) vista superior; b) vista transversal	41
Figura 3.3 – Tampa do calorímetro (Poliamida 6.6); a) vista superior; b) vista transversal...	42
Figura 3.4 – Configuração final do calorímetro utilizado e seus componentes .....	43
Figura 3.5 – Sistema para medição de temperaturas com cabos para termopares duplex isolados com fio fino do tipo-T, unidade de aquisição de dados Keysight Technologies® e programa Agilent BenchLink Data Logger Pro .....	44
Figura 3.6 – Sistema de aquisição de esforços de usinagem; a) dinamômetro rotativo Kistler®; b) amplificador de sinais multicanal Kistler®; c) placa de aquisição de sinais da National Instruments™ .....	45
Figura 3.7 – Broca helicoidal (adaptado de LEE; RABIN; OZDOGANLAR, 2011).....	45
Figura 3.8 – Broca de aço rápido revestida de TiAlN, 10 mm de diâmetro; a) vista de topo da ferramenta, aumento de 10x; b) vista lateral da ferramenta, aumento de 6,7x em microscópio óptico Olympus® SZ61 .....	47
Figura 3.9 – Broca de metal duro classe K30 revestida de TiN, 10 mm de diâmetro; a) vista de topo da ferramenta, ampliação de 10x; b) vista lateral da ferramenta, ampliação de 6,7x em microscópio óptico Olympus® SZ61 .....	47
Figura 3.10 – Distribuição do calor gerado em furação entre a peça, cavacos e ferramenta de corte no interior do calorímetro, em que $Q^*$ representa as parcelas de energia recebidas pelo fluido calorimétrico e $Q'$ representa parcelas de calor absorvidas na forma de energia térmica .....	48

Figura 3.11 – Forças e momentos durante a furação em cheio com broca helicoidal (adaptado de KLOCKE, 2011).....	50
Figura 3.12 – Cavacos do tipo descontínuo e forma helicoidal cônica curta coletados durante furação de ferro fundido cinzento, velocidade de corte 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, ampliação de 6,7x em microscópio óptico Olympus® SZ61 .....	54
Figura 3.13 – Aspecto da fratura frágil do ferro fundido cinzento após ensaio de tração, ampliação de 0,8x em microscópio óptico Olympus® SZ61 .....	55
Figura 3.14 – Fluxograma dos ensaios realizados com o método calorimétrico.....	56
Figura 4.1 – Posição dos termopares soldados no corpo de prova (T1 a T4) e inseridos no fluido calorimétrico (T5 e T6).....	58
Figura 4.2 – Configuração experimental final dos ensaios preliminares.....	59
Figura 4.3 – Variação de temperaturas durante o ensaio 1, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm.....	60
Figura 4.4 – Detalhe na variação de temperaturas durante o ensaio 1, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm .....	60
Figura 4.5 – Variação de temperaturas no ensaio 2, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm.....	61
Figura 4.6 – Detalhe na variação de temperaturas no ensaio 2, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm .....	61
Figura 4.7 – Medição de torque durante ensaio experimental.....	63
Figura 4.8 – Variação de temperaturas no ensaio 3, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm.....	64
Figura 4.9 – Variação de temperaturas no ensaio 4, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm.....	65
Figura 4.10 – Variação de temperatura no ensaio 5, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm.....	66
Figura 5.1 – Configuração experimental para medição de calor dissipada pela ferramenta de corte; a) furação ocorre fora do calorímetro; b) broca é imersa no calorímetro após usinagem, termopares monitoram a temperatura do fluido calorimétrico.....	69
Figura 5.2 – Configuração experimental para medição de calor dissipado pelos cavacos com broca de aço rápido revestida de TiAlN.....	71
Figura 5.3 – Configuração experimental para medição de calor dissipado pelos cavacos e temperatura na região próxima a cunha da broca de metal duro revestida de TiN .....	72
Figura 5.4 – Temperatura para ensaio 6, velocidade de corte 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm.....	73

Figura 5.5 – Temperatura para ensaio 7, velocidade de corte 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm.....	74
Figura 5.6 – Temperatura para ensaio 8, velocidade de corte 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm.....	74
Figura 5.7 – Temperaturas para ensaio 9, velocidade de corte 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm.....	75
Figura 5.8 – Variação de temperaturas para o ensaio 10, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm.....	77
Figura 5.9 – Variação de temperaturas para o ensaio 11, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm (réplica do ensaio 10).....	77
Figura 5.10 – Temperatura do fluido calorimétrico para o ensaio 12, velocidade de corte de 27,3 m/min, avanço de 0,134 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm .....	78
Figura 5.11 – Temperatura do fluido calorimétrico para o ensaio 13, velocidade de corte de 27,3 m/min, avanço de 0,134 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm .....	79
Figura 5.12 – Temperatura na superfície de folga da ferramenta de corte no ensaio 13, velocidade de corte de 27,3 m/min, avanço de 0,134 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm.....	80
Figura 5.13 – Configuração experimental para os ensaio 14 e o ensaio 15 (réplica) .....	81
Figura 5.14 – Variação da temperatura no etilenoglicol no ensaio 14 .....	82
Figura 5.15 – Variação da temperatura no etilenoglicol no ensaio 15 .....	82
Figura 5.16 – Broca de metal duro revestida de TiAlN utilizada no ensaio 16 (SANDVIK COROMANT, 2019) .....	83
Figura 5.17 – Temperatura medida pelos termopares na cunha da broca para o ensaio 15, velocidade de corte de 27,3 m/min, avanço de 0,134 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm.....	83
Figura 5.18 – Temperatura ao longo do tempo para ensaio 17 .....	84
Figura 5.19 – Desvio padrão das temperatura ao longo do tempo para ensaio 17 .....	84
Figura 5.20 – Temperaturas do fluido calorimétrico na furação de aço carbono ABNT 1045, vc = 90 m/min, f = 0,10 mm/rev, mcav = 90 g; a) resultados sem estimulação dinâmica; b) resultados com estimulação dinâmica (adaptado de DENKENA; AMMERMANN; NIEDERWESTBERG, 2012) .....	86
Figura 6.1 – Configuração experimental apresentando a câmera termográfica, o sistema de aquisição de temperaturas e o calorímetro fixado com a broca.....	90
Figura 6.2 – Mapa térmico do sistema antes da usinagem, a temperatura máxima registrada está no corpo da broca em rotação (32,7 °C).....	91

Figura 6.3 – Mapa térmico do sistema logo após usinagem, a temperatura máxima registrada está na ponta da broca em rotação (48,0 °C) .....	91
Figura 6.4 – Mapa térmico do sistema 60 s após usinagem, a temperatura máxima registrada está na ponta da broca sem movimento de rotação (38,9 °C) .....	92
Figura 6.5 – Temperatura máxima da ferramenta de corte registrada pela câmera termográfica .....	93
Figura 6.6 – Modelo paramétrico de broca helicoidal maciça com duas arestas de corte ....	94
Figura 6.7 – Tipos de simulações de furação disponíveis: a) simulação na entrada da ferramenta na peça; b) simulação no avanço da ferramenta a partir de uma profundidade de corte definida; c) simulação na saída da ferramenta (adaptado de MARINESCU, 2009) .....	95
Figura 6.8 – Distribuição de temperaturas na broca 1; a) vista de topo; b) vista lateral .....	97
Figura 6.9 – Distribuição de temperaturas na broca 2; a) vista de topo; b) vista lateral .....	97
Figura 6.10 – Temperatura máxima na ferramenta de corte; a) broca 1; b) broca 2 (ajuste polinomial de 10° grau) .....	97
Figura 6.11 – Temperatura simulada na ferramenta de corte no local de medição experimental por termopares .....	98
Figura 6.12 – Distribuição de temperaturas no cavaco na simulação de furação com broca 1 .....	99
Figura 6.13 – Distribuição de temperaturas no cavaco na simulação de furação com broca 2 .....	99
Figura 6.14 – a) Simulação de torque durante a furação com a broca 1; b) simulação de força de axial durante a furação com a broca 1 (ajustes polinomiais de 10° grau) .....	100
Figura 6.15 – a) Simulação de forças de Fx e Fy durante a furação com a broca 1; b) simulação de potência durante a furação com a broca 1 (ajustes polinomiais de 10° grau) .....	100
Figura 6.16 – a) Simulação de torque durante a furação com a broca 2; b) simulação de força de axial durante a furação com a broca 2 (ajustes polinomiais de 10° grau) .....	100
Figura 6.17 – a) Simulação de forças de Fx e Fy durante a furação com a broca 2; b) simulação de potência durante a furação com a broca 2 (ajustes polinomiais de 10° grau) .....	101

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 – Distribuição da energia de corte entre ferramenta de corte, peça e cavacos (adaptado de FLEISCHER; PABST; KELEMEN, 2007).....	10
Tabela 3.1 – Condutividade térmica dos componentes do calorímetro (NASCIMENTO, 2018; ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DO POLIESTIRENO EXPANDIDO, 2019; INCOMPLAST, 2019).....	42
Tabela 3.2 – Dimensões dos componentes do calorímetro (em mm).....	43
Tabela 3.3 – Ângulos e dimensões da broca de aço rápido revestida de TiAlN (broca 1) e da broca de metal duro revestida de TiN (broca 2) .....	47
Tabela 3.4 – Resultados dos ensaios de tração.....	54
Tabela 4.1 – Posição dos termopares soldados no corpo de prova para os ensaios 1 e 2 (em mm).....	59
Tabela 4.2 – Resultados da aplicação da metodologia calorimétrica nos ensaios preliminares .....	63
Tabela 4.3 – Posição dos termopares soldados no corpo de prova para os ensaios 3 e 4 (em mm).....	64
Tabela 4.4 – Resultados obtidos no ensaio 5, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm.....	66
Tabela 5.1 – Posição dos termopares soldados no corpo de prova nos ensaios 6, 7, 8 e 9 (em mm) .....	73
Tabela 5.2 – Resultados obtidos nos ensaios desta etapa .....	76
Tabela 6.1 – Dimensões lineares e ângulos característicos das ferramentas de corte.....	94

## LISTA DE SÍMBOLOS

Letras latinas	Significado [unidade utilizada]
A	Área da seção de corte transversal [mm <sup>2</sup> ]
a <sub>p</sub>	Profundidade de corte [mm]
b	Largura de corte [mm]
c	Calor específico [J/kg.°C]
D	Diâmetro [mm]
E	Energia [kJ]
F	Força [N]
f	Avanço [mm/rev]
f <sub>z</sub>	Avanço por aresta [mm/rev]
h	Espessura de corte [mm]
H	Distância da aplicação da força de corte ao eixo de rotação da broca [mm]
k	Condutividade térmica [W/m.K]
k <sub>c</sub>	Pressão específica de corte [N/mm <sup>2</sup> ]
L	Comprimento [mm]
L <sub>furo</sub>	Profundidade do furo [mm]
m	Massa [g]
M <sub>c</sub>	Momento torsor, torque [N.m]
n	Rotação [rpm]
Ø	Diâmetro [mm]
P	Potência [kW]
Q	Calor ou energia térmica [kJ]
R	Partição de calor [%]
r	Raio [mm]
t	Tempo [s]
T	Temperatura [°C ou K]
v <sub>c</sub>	Velocidade de corte [m/min]
v <sub>f</sub>	Velocidade de avanço [mm/min]
W	Trabalho mecânico [kJ]
x	Distância no eixo x [mm]
y	Distância no eixo y [mm]
z	Distância no eixo z [mm]
z	Número de arestas de corte

**Siglas**

AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i> [Instituto Americano de Ferro e Aço]
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i> [Sociedade Americana de Testes e Materiais]
CNC	Comando Numérico Computadorizado
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung</i> [Instituto Alemão de Normatização]
EPS	Poliestireno Expandido
HSS	<i>High Speed Steel</i> [Aço rápido]
ISO	<i>International Organization for Standardization</i> [Organização Internacional para Padronização]
MD	Metal Duro
MEF	Método dos Elementos Finitos
NBR	Norma Brasileira
PVC	Policloreto de Vinila
PVD	<i>Physical Vapor Deposition</i> [Deposição Física de Vapor]
SAE	<i>Society of Automotive Engineers</i> [Sociedade de Engenheiros Automotivos]

**Letras gregas      Significado [unidade utilizada]**

$\gamma$	Ângulo de saída da ferramenta [°]
$\Delta$	Variação de uma grandeza
$\alpha$	Ângulo de folga da ferramenta [°]
$\delta$	Ângulo de hélice da broca [°]
$\varepsilon$	Deformação [mm/mm]
$\sigma$	Ângulo de ponta da broca [°]
$\sigma$	Tensão mecânica [MPa]
$\mu$	Coeficiente de atrito

**Subscritos      Relativo a[o]**

c	Corte
cal	Calorímetro
cav	Cavaco
eq	Equilíbrio
f	Final
fer	Ferramenta de corte

fl	Fluido do calorímetro
ger	Gerado
i	Inicial
ma	Meio ambiente
máx	Máximo
mín	Mínimo
p	Peça
par	Parafuso
pas	Passiva
per	Perdido
tot	Total

**Sobrescritos**

\* [asterisco]

' [apóstrofo]

· [ponto

superior]

**Relativo a[o]**

Transferido para o fluido calorimétrico

Não transferido para o fluido calorimétrico

Quantidade por unidade de tempo [taxa]



# CAPÍTULO I

## INTRODUÇÃO

### 1.1. Considerações iniciais

O ser humano tem utilizado os recursos da Natureza em favor de sua sobrevivência desde os primórdios da humanidade. Diversas técnicas e mecanismos foram inventados para alcançar esse objetivo, sendo a fabricação um dos grandes trunfos do homem primitivo. As primeiras ferramentas utilizadas consistiram de facas, lanças e machados fabricados com lascas de pedras, durante a denominada Idade da Pedra Lascada. Posteriormente, na Idade da Pedra Polida, essas ferramentas foram aperfeiçoadas sendo obtidas pelo desgaste de pedras, utilizando o princípio moderno de usinagem por abrasão. No final da Pré-história, na Idade dos Metais, o ser humano passou a confeccionar artefatos metálicos com cobre, ouro e estanho (GROOVER, 2010; STEPHENSON; AGAPIOU, 2016). É admirável observar que a história da humanidade pode ser categorizada por meio da evolução dos processos de fabricação utilizados, revelando o pioneirismo desses ancestrais na ciência da Manufatura.

Os conceitos de calor e temperatura também estiveram presentes, ainda que de forma empírica, na vida do homem pré-histórico. O domínio do fogo, por exemplo, é tido como um grande marco do desenvolvimento da humanidade, sendo possível ao homem primitivo aquecer-se, proteger-se de predadores, iluminar a escuridão e cozer alimentos. Mais tarde, o domínio desses fenômenos físicos foi aplicado na fabricação de ferramentas e na produção de novos materiais por meio do desenvolvimento da metalurgia, onde ligas e metais mais resistentes como o bronze e o ferro foram processados, além dos processos de conformação mecânica e dos tratamentos térmicos empregados ainda de forma rudimentar (GROOVER, 2010). Esse foi outro grande avanço tecnológico testemunhado pela História.

O grande impulso no desenvolvimento dos processos de fabricação ocorreu durante a Revolução Industrial no final do século XVIII e início do século XIX. Neste período várias

invenções muito contribuíram para o desenvolvimento da manufatura: (i) a máquina a vapor projetada por James Watt (1736-1819) por volta de 1763, uma nova tecnologia de geração de energia para a indústria; (ii) o surgimento das máquinas-ferramentas, iniciando com a máquina de mandrilar movida por roda d'água desenvolvida por John Wilkinson (1728-1808), considerada a primeira máquina-ferramenta inventada (por volta de 1775); (iii) a máquina de fiar hidráulica e outras máquinas para a indústria têxtil, que permitiram aumentos significativos de produtividade; e (iv) o sistema fabril, a nova organização do grande número de trabalhadores da produção com base na divisão do trabalho (GROOVER, 2010). É importante ressaltar que esses avanços tecnológicos na fabricação estavam intimamente ligados aos avanços científicos nas ciências termodinâmicas.

A despeito desse progresso, até o início do século XVIII não havia nenhuma metodologia conhecida para medição de calor. Em 1784, Antoine Lavoisier (1743-1794) e Pierre-Simon Laplace (1749-1827) publicaram a descrição de um calorímetro de gelo para medições de calor específico de metais, de calor em reações químicas e de taxas metabólicas de animais. Baseado na transferência de calor latente, à temperatura constante, o calorímetro de Lavoisier e Laplace é considerado o primeiro calorímetro inventado (Fig. 1.1). As medições de calor eram estimadas pela quantidade de água formada pela fusão do gelo tendo como base para cálculo o calor latente de fusão (TAVARES; PRADO, 2010; FRANKENFIELD, 2010).

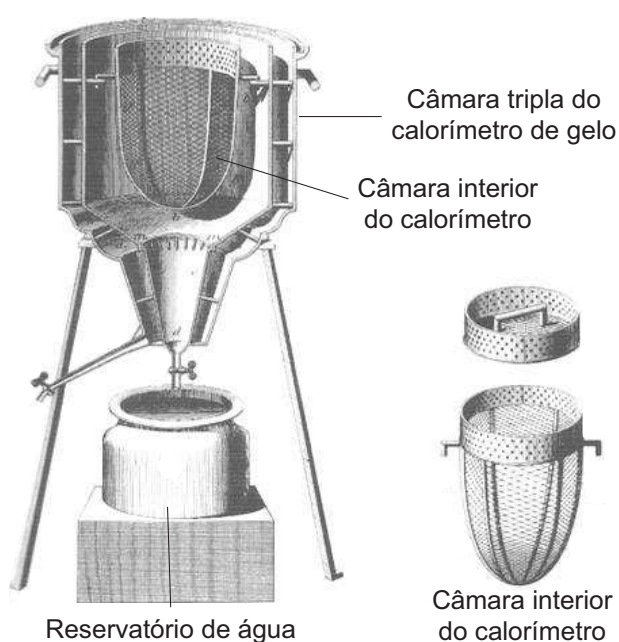


Figura 1.1 – Concepção do calorímetro de gelo proposto por Lavoisier e Laplace em 1784 (adaptado de FRANKENFIELD, 2010)

A geração de calor em processos de usinagem de materiais metálicos foi estudada pela primeira vez pelo físico Benjamin Thompson (conhecido como Conde Rumford, 1753-1814) em 1798. Ao observar a dinâmica do processo de fabricação de canhões de bronze, Rumford se admirou com as grandes quantidades de calor gerado na operação, perceptível pela imersão das peças usinadas em um tanque com água, a qual era aquecida até o ponto de ebulição. Rumford investigou como essa quantidade de calor era produzida numa operação puramente mecânica, imergindo peça, ferramenta de corte e cavacos em uma quantidade conhecida de água, ou seja, utilizando noções elementares de uma metodologia calorimétrica. Na Fig. 1.2 o experimento de Rumford para determinação do calor gerado durante a fabricação dos canhões é ilustrado (KOMANDURI; HOU, 2001a; SHAW, 2005).

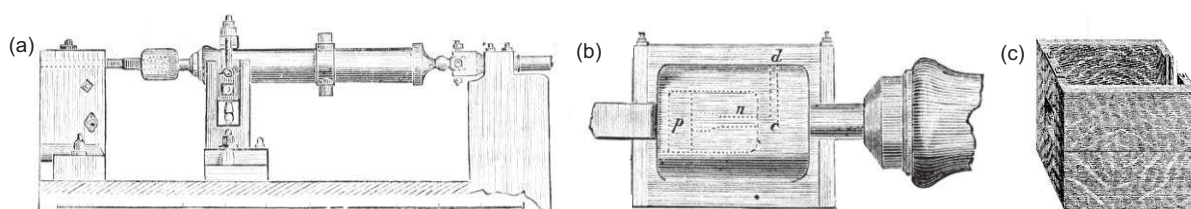


Figura 1.2 – Experimentos de Rumford para determinação do calor gerado na fabricação de canhões; a) experimento montado; b) ampliação do calorímetro mostrando a barra usinada ao fim do qual uma ferramenta é fixada; c) recipiente para o líquido do calorímetro (adaptado de KOMANDURI; HOU, 2001a).

A importância dos experimentos de Rumford incluiu, além de uma metodologia para investigação de calor em processos de usinagem por meio de calorímetros, o entendimento sobre a natureza do calor tendo em vista a vigente teoria do calórico, onde se acreditava que o calor era uma substância fluida invisível ou uma propriedade do material, que poderia ser recebida ou perdida pelo corpo (KOMANDURI; HOU, 2001a; ÇENGEL; GHAJAR, 2012).

Em meados do século XIX, o físico James P. Joule (1818-1889) desenvolveu o conceito de “equivalente mecânico de calor”, a relação existente entre a energia mecânica e a térmica, quando uma se converte na outra. Esse resultado, fruto do trabalho experimental desenvolvido por Joule, foi obtido por meio de um calorímetro (recipiente de paredes adiabáticas, ou seja, termicamente isolado) com determinada massa de água, no qual foi inserido um conjunto de paletas presas a um eixo. Esse conjunto foi colocado em rotação pela queda de um par de massas (Fig. 1.3). O atrito das paletas aquece a água, cuja variação de temperatura, determinada por um termômetro, corresponde a certa quantidade

de energia. A equivalência mecânica de calor estabelece o fundamento para o princípio da conservação de energia (JOULE, 1850; NUSSENZVEIG, 2008).

O trabalho mecânico equivalente foi calculado pela altura da queda das massas. Joule constatou que eram necessários aproximadamente 4,186 J para elevar de 1 °C a temperatura de 1 g de água. Desta forma, o fator do equivalente mecânico da água é 4,186 J/cal (NUSSENZVEIG, 2008; ÇENGEL; GHAJAR, 2012).

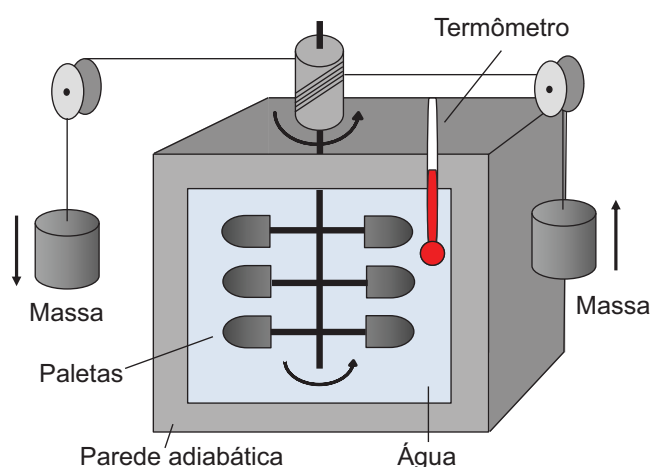


Figura 1.3 – Configuração do experimento de Joule para medição do equivalente mecânico do calor (adaptado de NUSSENZVEIG, 2008).

O entendimento dos conceitos de calor e temperaturas relacionados aos processos de usinagem foi crucial nos estudos do engenheiro americano Frederick W. Taylor (1856-1915), no final do século XIX. Com objetivo de aumentar a produtividade em escala industrial, Taylor conduziu uma série de experimentos sobre a vida da ferramenta de corte. As principais contribuições dos trabalhos de Taylor foram: (i) o desenvolvimento, juntamente com o metalurgista Maunsel White, das ferramentas de aço rápido, denominadas assim devido ao grande aumento das velocidades de corte em relação às ferramentas de aço carbono usualmente utilizadas na época, em virtude da manutenção da dureza dos aços rápidos em elevadas temperaturas; (ii) a relevância do uso de fluidos refrigerantes em usinagem; e (iii) o reconhecimento da influência da temperatura na vida da ferramenta de corte, o que levou ao desenvolvimento da equação de vida da ferramenta que leva seu nome (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Mais de um século após os trabalhos de Taylor, as limitações impostas pelas temperaturas de corte ainda têm sido o estímulo para o desenvolvimento de novos materiais de ferramentas de corte. Pesquisadores da área de fabricação mecânica têm concordado que a energia demandada para a usinagem de materiais metálicos é transformada, em sua

maior parcela, em energia térmica (calor) nas vizinhanças da zona de corte. Esse acréscimo de energia térmica tem marcante influência nos processos de usinagem e tem sido largamente estudado devido às temperaturas alcançadas tornarem-se, em muitas situações, um parâmetro crítico no processo. Isso pode acarretar diversos problemas técnicos e econômicos devido principalmente à parcela de calor transferida à ferramenta de corte, mas também às parcelas de calor transferidas para peça e cavacos (TRENT; WRIGHT, 2000).

Ao longo do tempo, muitas metodologias experimentais foram propostas para mensurar a quantidade de calor presente e seus efeitos em termos de temperaturas pontuais ou distribuições de temperaturas. No entanto, a medição de calor e da distribuição de temperaturas na região de corte são tecnicamente difícil e pesquisas recentes buscam esclarecer alguns dos princípios envolvidos. Nas últimas décadas, com o desenvolvimento de computadores, técnicas analíticas e numéricas têm sido propostas para predição e simulação do calor gerado e das temperaturas alcançadas nas diversas regiões de corte. Essas metodologias se mostraram ferramentas eficazes para o entendimento da fenomenologia do processo. Contudo, a despeito do êxito obtido, os trabalhos realizados até agora ainda carecem de estudos mais aprofundados.

Nesse ínterim, devido às significativas contribuições de Lavoisier, Rumford e Joule no campo da Calorimetria e da Termodinâmica, metodologias calorimétricas têm sido propostas e utilizadas na área de manufatura desde o século XIX para medição e estimativa de calor e temperatura, especialmente na usinagem e na soldagem (ARÉVALO, 2011; LISKEVYCH, 2014). É acreditando que as metodologias calorimétricas ainda são opções relevantes para expandir o entendimento sobre calor e temperaturas geradas durante o corte de metais que esse trabalho é proposto, com o objetivo de determinar a quantidade de calor gerada na furação do ferro fundido cinzento por meio do método calorimétrico.

O calor gerado e as temperaturas desenvolvidas durante os processos de usinagem são grandezas importantes devido às suas influências estarem presentes em todo o processo de corte. A integridade superficial e a precisão dimensional das peças usinadas, o desgaste da ferramenta de corte, a formação dos cavacos, as forças e a potência de usinagem, o desenvolvimento de materiais para ferramenta de corte e as condições econômicas de corte são alguns dos parâmetros fortemente influenciados pela temperatura e calor gerado em usinagem. Assim, a obtenção de informações sobre a quantidade de calor gerado, a distribuição de temperaturas e a partição do calor em usinagem são de grande valia para estudo e compreensão da usinagem de materiais.

A literatura científica tem sido unânime em afirmar que a maior parte da energia envolvida no processo de usinagem é transformada em calor, alguns trabalhos pontuam cerca de 98 % (GROOVER, 2010), cerca de 99 % (TRENT; WRIGHT, 2000), outros entre

97 % e 99 % (SHAW, 2005) da energia mecânica total transformada em calor. Há relativamente poucos trabalhos que versam sobre esse tema em especial e os pesquisadores tem amplamente assumido essa estimativa como um dado concreto em publicações acadêmicas e livros especializados.

O método calorimétrico é uma metodologia predominantemente experimental para medição de calor e temperaturas em usinagem. É uma técnica ainda pouco explorada pelos pesquisadores tendo em vista seu potencial. Neste trabalho foi estudado o desempenho de um calorímetro projetado e construído para medição de calor e temperaturas na furação do ferro fundido cinzento. Toda metodologia experimental e todo equacionamento do calorímetro foram desenvolvidos pelo autor.

## **1.2. Estruturação do trabalho**

Este trabalho está estruturado ligeiramente diferente do formato padrão de teses do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da UFU. Devido à sua natureza ser estritamente experimental, o texto foi dividido em oito capítulos nos quais as habituais seções Metodologia, Resultados, Discussões e Conclusões foram eventualmente agrupadas. Dentre os oito capítulos, que são descritos a seguir, inclui-se esse capítulo introdutório (Capítulo I).

O Capítulo II é constituído de uma revisão bibliográfica dos conceitos básicos de calor e temperatura relacionados aos processos de usinagem. Foram elencadas as principais metodologias para medição de calor e temperatura em usinagem, com ênfase no método calorimétrico.

No Capítulo III é descrito o procedimento experimental base do método calorimétrico, incluindo os equipamentos e os instrumentos utilizados, o equacionamento do calorímetro e o material usinado. Essas informações formam um denominador comum a quase todos os experimentos realizados.

No Capítulo IV são apresentados os ensaios iniciais realizados com a metodologia calorimétrica baseada nos experimentos de Silva (2015), as particularidades de cada experimento, os resultados obtidos e a discussão desses resultados, além de conclusões preliminares.

No Capítulo V são apresentados os ensaios realizados com uma metodologia calorimétrica aperfeiçoada. São apresentadas as particularidades de cada experimento, os resultados obtidos e a discussão desses resultados e, novamente, conclusões preliminares são propostas.

No Capítulo VI são apresentadas os ensaios utilizando o método calorimétrico associado à termografia infravermelha e à análise numérica pelo método dos elementos finitos. As particularidades dessas metodologias, os resultados obtidos, a discussão desses resultados e as conclusões foram apresentadas.

No Capítulo VII são apresentadas as conclusões gerais do trabalho e são sugeridas propostas para trabalhos futuros na mesma linha de pesquisa.

Finalmente, o capítulo Referências Bibliográficas elenca todos os trabalhos citados.

## **CAPÍTULO II**

### **GERAÇÃO DE CALOR E TEMPERATURA EM USINAGEM**

Este capítulo apresenta uma breve revisão bibliográfica na qual os conceitos básicos de calor e temperatura relacionados aos processos de usinagem são abordados. As principais metodologias para medição, predição e simulação de calor e temperatura em usinagem são apresentadas. Ênfase é dada à metodologia calorimétrica e a trabalhos que utilizaram a furação como processo de usinagem.

#### **2.1. Geração de calor em usinagem**

A experiência demonstra que uma considerável quantidade de calor é gerada em processos de usinagem. A literatura tem sido unânime em afirmar que praticamente toda a energia envolvida no processo de usinagem é transformada em calor na região próxima a aresta de corte. De fato, essa afirmação tem sido reverberada como um refrão nas publicações científicas e livros técnicos relacionados à temática (FERRARESI, 1970; KOMANDURI, 1993; DA SILVA; WALLBANK, 1999; TRENT; WRIGHT, 2000; SHAW, 2005; LONGBOTTOM; LANHAM, 2005; GROOVER, 2010; KLOCKE, 2011; STEPHENSON; AGAPIOU, 2016; GRZESIK, 2017).

Existem três fontes geradoras de calor durante o processo de corte, apresentadas na Fig. 2.1: a deformação e o cisalhamento do cavaco no plano de cisalhamento (zona de cisalhamento primária); o atrito entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta de corte (zona de cisalhamento secundária); e o atrito na interface de contato da peça com a superfície de folga da ferramenta (zona de cisalhamento terciária), principalmente quando há desgaste de flanco da ferramenta (TRENT; WRIGHT, 2000).



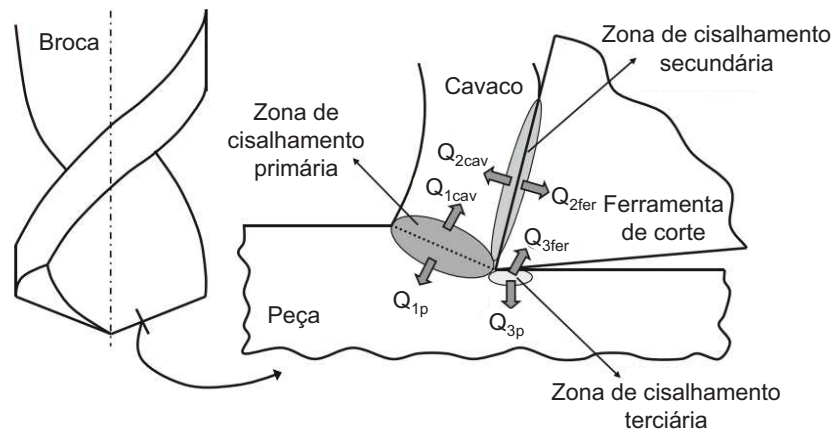


Figura 2.1 – Zonas de geração de calor em usinagem (adaptado de SEGURAJAUREGUI; ARRAZOLA, 2015)

Uma vez que o calor é uma forma de energia, partições do calor serão dissipadas pelos cavacos formados, peça e ferramenta de corte. Desta forma, o balanço energético do processo de corte pode ser expresso pela Eq. 2.1 (FERRARESI, 1970):

$$Q_1 + Q_2 + Q_3 = Q_{cav} + Q_p + Q_{fer} \quad (2.1)$$

Em que  $Q_1$  é a quantidade de calor produzida pela deformação e pelo cisalhamento do cavaco (zona de cisalhamento primária);  $Q_2$  é a quantidade de calor produzida pelo atrito do cavaco com a ferramenta de corte (zona de cisalhamento secundária);  $Q_3$  é a quantidade de calor produzida pelo atrito da peça com a ferramenta de corte (zona de cisalhamento terciária);  $Q_{cav}$  é a quantidade de calor dissipada pelo cavaco;  $Q_p$  é a quantidade de calor dissipada pela peça;  $Q_{fer}$  é a quantidade de calor dissipada pela ferramenta de corte.

De acordo com Ferraresi (1970), verifica-se experimentalmente que quase toda a energia consumida em usinagem se transforma em calor. Logo, a taxa de geração de calor é aproximadamente equivalente ao trabalho de usinagem na unidade de tempo. Pode-se determinar, com bastante aproximação, a taxa de geração de calor  $\dot{Q}$  produzida na usinagem pela Eq. 2.2 (MACHADO et al., 2015):

$$\dot{Q} = F_c \cdot v_c \quad (2.2)$$

Abukhshim; Mativenga; Sheikh (2006) afirmaram que o consumo de energia e a geração de calor nos processos de usinagem de metais dependem de uma combinação das

propriedades físicas e químicas do material da peça e do material da ferramenta de corte, das condições de corte e da geometria da ferramenta de corte.

Em relação à distribuição do calor gerado em usinagem entre peça, cavacos e ferramenta de corte, Fleischer; Pabst; Kelemen (2007) reuniram dados experimentais da literatura para os processos de furação, torneamento e fresamento, Tab. 1.1. As partições do calor gerado variam a depender do processo de usinagem e dos parâmetros de corte, sendo que o calor dissipado pelos cavacos representa a maior parcela da energia de corte para os processos convencionais de usinagem.

Tabela 1.1 – Distribuição da energia de corte entre ferramenta de corte, peça e cavacos (adaptado de FLEISCHER; PABST; KELEMEN, 2007)

	Furação	Torneamento	Fresamento
Ferramenta ( $Q_{fer}$ )	5 % a 15 %	2,1 % a 18 %	5,3 % a 10 %
Peça ( $Q_p$ )	10 % a 35 %	1,1 % a 20 %	1,3 % a 25 %
Cavacos ( $Q_{cav}$ )	55 % a 75 %	74,6 % a 96,3 %	65 % a 74,6 %

A maior parte do calor gerado na zona de cisalhamento primária ( $Q_1$ ) é dissipada pelos cavacos, mas uma pequena fração é conduzida na peça e aumenta sua temperatura, podendo gerar problemas de precisão dimensional. O aumento da temperatura do cavaco não é muito influenciado pela velocidade de corte, embora a quantidade de calor dissipado pela peça diminua com o aumento da velocidade de corte. A temperatura do cavaco, entretanto, exercerá pouca influência na temperatura da ferramenta, porque o tempo que uma pequena porção do cavaco passa sobre a superfície de saída da ferramenta é muito pequeno (poucos milissegundos) para conduzir calor, a menos que ocorra a zona de fluxo na zona de cisalhamento secundária, que apresenta temperaturas bem maiores que as temperaturas médias do cavaco, tornando-se a principal fonte de calor responsável pelo aumento de temperatura na ferramenta de corte (TRENT; WRIGHT, 2000; MACHADO et al., 2015).

Apesar de a maior parte do calor gerado ser dissipado pelos cavacos, a parcela de calor dissipada pela ferramenta é parâmetro crítico do processo de usinagem. Uma vez que a região da ferramenta que recebe esse calor (região de contato ferramenta-peça e cavaco-ferramenta) é reduzida e não muda com o tempo, como ocorre com a peça, desenvolvem-se ali altas temperaturas, que muito contribuem para o desgaste da ferramenta. Desta forma, a zona de cisalhamento secundária é a principal fonte de calor na usinagem, responsável pelas temperaturas da ferramenta de corte, apresentando as maiores temperaturas do sistema (TRENT; WRIGHT, 2000).

Desta forma, a temperatura da ferramenta de corte é inteiramente governada pelas condições da interface. Na presença das condições de aderência a quantidade de calor gerado na zona de fluxo é imensa, apresentando altas temperaturas. Como as ligações entre o cavaco e a ferramenta são de caráter inteiramente metálico, a temperatura será efetivamente a mesma na zona de fluxo na interface. A ferramenta funciona como um gerador térmico e, assim, um gradiente de temperatura estável é criado dentro da ferramenta. A quantidade de calor que flui para a ferramenta vai depender da condutividade térmica da ferramenta, da geometria da ferramenta e do método de refrigeração empregado (TRENT; WRIGHT, 2000).

A temperatura na zona terciária também aumenta com a velocidade de corte. Se a usinagem ocorrer com ângulos de folga pequenos ( $\alpha < 2^\circ$ ) ou se o desgaste de flanco atingir proporções consideráveis, a interface peça-superfície de folga da ferramenta se torna a terceira fonte importante de calor. Nesse caso, a análise é similar à da zona de cisalhamento secundário, com a presença de zona de fluxo, o que provoca altas temperaturas na superfície de folga, levando à falha da ferramenta (MACHADO et al., 2015).

## **2.2. Modelos analíticos para determinação de calor e temperatura em usinagem**

A dificuldade de medir experimentalmente as temperaturas de usinagem levou a um interesse inicial em modelos analíticos para predição de temperaturas. O ponto de partida para a maioria dos estudos nessa área tem sido os modelos desenvolvidos, na metade do século XX, por Hahn (1951), Trigger; Chao (1951), Chao; Trigger (1953) e Loewen; Shaw (1954) (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016). Por meio de modelos analíticos é possível estimar o aumento de temperaturas do plano de cisalhamento primário, da interface cavaco-ferramenta, da peça, dos cavacos e da ferramenta de corte, além do fluxo de calor gerado durante o corte. Os modelos analíticos também fornecem informações úteis para otimização de modelos numéricos (TRENT; WRIGHT, 2000; ARRAZOLA et al., 2013).

Abukhshim; Mativenga; Sheikh (2006) apresentaram uma revisão dos modelos de predição de temperaturas com enfoque em usinagem a altas velocidades de corte. Arrazola et al. (2013), discutindo os recentes avanços no desenvolvimento de modelos preditivos voltados à indústria para operações de usinagem de metais, afirmaram que os modelos analíticos podem prever diretamente as forças de corte, tensões, deformações, taxas de deformação e temperaturas. Contudo, a complexidade dos processos industriais ainda dificulta a predição analítica de todos os resultados relevantes do setor. Komanduri; Hou (2000) propuseram um modelo para obter do aumento de temperatura devido à fonte de calor do plano de cisalhamento, baseado no modelo de Hahn (1951). Em trabalhos

sequenciais, os autores propuseram modelos analíticos para predição do aumento de temperaturas na interface cavaco-ferramenta (KOMANDURI; HOU, 2001b) e um modelo combinando os efeitos do plano de cisalhamento e as fontes de calor da interface cavaco-ferramenta (KOMANDURI; HOU, 2001c).

As principais limitações dos modelos analíticos estão relacionadas às hipóteses simplificadoras relacionadas à natureza das fontes de calor e às condições de contorno (ABUKHSHIM; MATIVENGA; SHEIKH, 2006). Shaw (2005) afirmou que a aplicação do método calorimétrico é ideal para validação de modelos analíticos que modelam as temperaturas de usinagem, se não fossem as dificuldades experimentais envolvidas nessa metodologia.

### **2.3. Problemas inversos para determinação de calor e temperatura em usinagem**

Uma das formas de se tratar um modelo térmico em fabricação consiste em uma formulação que considera uma fonte de calor conhecida e se busca determinar a distribuição de temperaturas a partir da solução analítica ou numérica da equação da difusão do calor. Entretanto, o que ocorre geralmente em problemas de engenharia térmica é que a fonte de calor não é conhecida, levando à utilização do problema inverso em transferência de calor. Essa metodologia utiliza temperaturas medidas experimentalmente e a equação da difusão de calor para estimar o parâmetro térmico desconhecido, por exemplo, as propriedades térmicas do material, o coeficiente de transferência de calor ou o fluxo de calor (SANTOS et al., 2014).

As técnicas inversas de condução de calor têm sido empregadas na análise dos processos de usinagem. A condição de contorno desconhecida, por exemplo, o fluxo de calor, é obtido a partir de temperaturas medidas em certas posições num sistema de condução de calor (ABUKHSHIM; MATIVENGA; SHEIKH, 2006). Estudos envolvendo a utilização de problemas inversos na predição dos fenômenos térmicos em processo de furação foram realizados por Li; Shih (2007), Brandão et al. (2011), Sousa et al. (2012) e Medeiros (2017).

### **2.4. Técnicas numéricas para determinação de calor e temperatura em usinagem**

O método dos elementos finitos (MEF) tem se consolidado como uma poderosa ferramenta de simulação de processos de usinagem. O MEF tem fornecido informações valiosas para o entendimento dos processos de corte, além de modelos que podem fornecer resultados confiáveis em muitos parâmetros de usinagem. Apesar de haver outras técnicas

numéricas disponíveis, como o método das diferenças finitas (MDF) e o método dos volumes finitos (MVF), em termos de modelagem, o MEF provou ser superior e muito mais versátil que aqueles. Isso se comprova pelo grande número de publicações disponíveis na literatura que associam a análise de elementos finitos aos processos de usinagem (MARKOPOULOS, 2013).

A análise por elementos finitos se baseia na transformação de um problema contínuo com variáveis infinitas para um problema discretizado com um número muito grande, porém finito, de incógnitas (TRENT; WRIGHT, 2000). Modelos em elementos finitos são utilizados atualmente para obtenção de conhecimento sobre aspectos fundamentais dos mecanismos de remoção de material. Além disso, o MEF tem a capacidade de prever grandezas importantes como forças de corte, temperaturas de usinagem, tensões etc. Essas informações são de grande utilidade para otimização dos processos de usinagem (ABUKHSHIM; MATIVENGA; SHEIKH, 2006; MARKOPOULOS, 2013).

Por outro lado, a confiabilidade da modelagem em elementos finitos depende de dados precisos das propriedades mecânicas (constantes elásticas, tensão de escoamento, coeficiente de atrito, tensão e deformação de ruptura etc.) e das propriedades termofísicas (densidade, condutividade térmica, capacidade térmica etc.). Assim, é necessária a caracterização do material nas condições extremas de usinagem: deformação de 100 % a 700 %, taxas de deformação de até  $10^6 \text{ s}^{-1}$ , temperaturas entre 500 °C e 1400 °C, taxas de aquecimento próximas a 10 °C/s e altas pressões, cerca de 2 GPa a 3 GPa. Um modelo de material realista também deve incluir os efeitos de encruamento do material e o amolecimento térmico devido à recuperação dinâmica ou recristalização (ARRAZOLA et al., 2013).

Ozcelik; Bagci (2006) propuseram uma abordagem experimental e numérica para medição da temperatura da ferramenta durante a furação a seco. Os materiais usinados foram o aço carbono AISI 1040 e a liga de alumínio 7075-T651. A medição experimental de temperatura foi realizada com a inserção de termopares tipo-K através dos canais de refrigeração interna de broca de metal duro revestida de TiN/TiAlN (duas camadas). A temperatura da broca foi simulada por cálculo numérico realizado pelo programa computacional AdvantEdge™. Os resultados mostraram uma boa concordância entre as temperaturas previstas pelo modelo numérico e as temperaturas obtidas experimentalmente (erro máximo de 3 %).

Bono; Ni (2006) desenvolveram um modelo de elementos finitos para predição da distribuição de temperaturas em broca de aço rápido (diâmetro de 9,92 mm) na furação de alumínio 319. A distribuição de temperatura na broca foi calculada usando uma análise de elementos finitos criada com o código comercial de elementos finitos Abaqus™. Os autores

concluíram que, ao contrário da crença convencional de que a temperatura máxima da broca ocorre próxima à ponta de corte, o modelo proposto e as medições experimentais indicaram que a temperatura máxima pode ocorrer na aresta transversal.

Li; Shih (2007b) investigaram a distribuição de temperaturas na ferramenta de corte durante a furação a seco de titânio comercialmente puro por meio do método dos elementos finitos (programa Abaqus<sup>TM</sup>). Os resultados preditos foram validados por medições experimentais da temperatura por meio de termopares inseridos na superfície de folga da broca através de canais para refrigeração interna. Os autores observaram que as maiores temperaturas estão concentradas ao longo da aresta de corte da ferramenta e a temperatura máxima localizada próximo à ponta de corte, onde a velocidade de corte (periférica) é maior. Em contrapartida, as temperaturas obtidas na aresta transversal foram inferiores, Fig. 2.2.

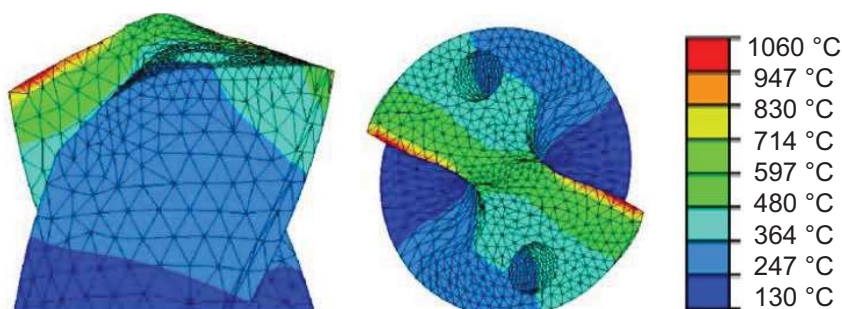


Figura 2.2 – Distribuição de temperaturas na broca após 12,7 mm de usinagem, velocidade de corte de 73,2 m/min, broca de metal duro, diâmetro de 9,92 mm, material usinado: titânio comercialmente puro (adaptado de LI; SHIH, 2007b)

Marinescu (2009) utilizou o método dos elementos finitos para simular o processo de furação da liga de titânio Ti-6Al-4V por meio do programa computacional AdvantEdge<sup>TM</sup>. Medições experimentais de temperaturas foram realizadas utilizando termopares tipo-K inseridos na superfície de folga de três brocas de diferentes geometrias. As temperaturas preditas pelo modelo numérico foram menores que as temperaturas experimentais, a temperatura máxima nas brocas variou de 1000 °C a 1200 °C, as forças e o torque obtido apresentaram um erro máximo de, respectivamente, +50 % e -30 % em relação aos valores medidos experimentalmente.

Wu; Han (2009) compararam três pacotes comerciais para análise por elementos finitos (Abaqus<sup>TM</sup>, DEFORM-2D e AdvantEdge<sup>TM</sup>) na predição da distribuição de temperaturas durante a furação de aço carbono AISI 1045 com ferramenta de aço rápido. Cada programa apresentou um diferente modelo constitutivo do material e um modelo de formação de cavacos, Fig. 2.3. Os resultados foram validados por ensaios experimentais nos quais a temperatura foi medida por termopar tipo-K posicionado na face inferior da peça.



A temperatura máxima da broca obtida pela simulação baseada no Abaqus™, DEFORM-2D e AdvantEdge™ foram 263,2 °C, 253,0 °C e 284,2 °C, respectivamente (para velocidade de corte de 10,7 m/min, avanço de 0,224 mm/rev, sem fluido de corte). Assim, as temperaturas preditas apresentaram boas concordâncias com os resultados experimentais apontando erros máximos entre os ensaios e as simulações baseadas no Abaqus™, DEFORM-2D e AdvantEdge™, de 10 %, 15 % e 8 %, respectivamente.

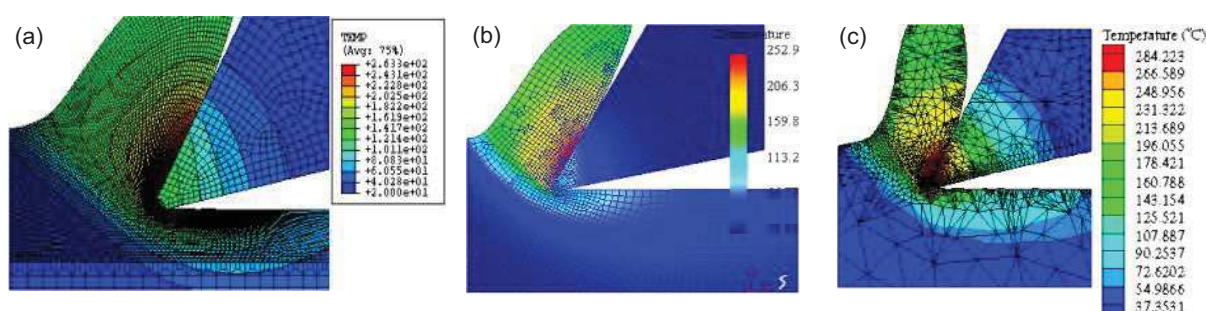


Figura 2.3 – Distribuição de temperaturas na ferramenta de corte utilizando diferentes pacotes comerciais, velocidade de corte de 10,7 m/min, avanço de 0,224 mm/rev, broca de aço rápido, diâmetro de 6,8 mm, material usinado: aço carbono AISI 1045; a) Abaqus™; b) DEFORM-2D; c) AdvantEdge™ (adaptado de WU; HAN, 2009)

Lazoglu et al. (2017) realizaram uma análise térmica do processo de furação da liga Ti-6Al-4V combinando as técnicas de modelagem analítica e numérica. Foi utilizado o programa COMSOL Multiphysics®. Termopares tipo-K inseridos nas ferramentas de metal duro foram utilizados para validação dos modelos. As temperaturas simuladas apresentaram um erro inferior a 10 % quando comparados às temperaturas experimentais. As maiores temperaturas simuladas foram registradas na aresta de corte, Fig. 2.4.

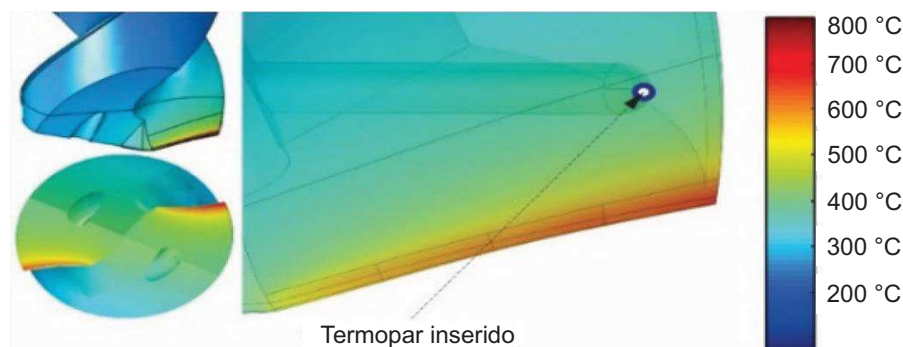


Figura 2.4 – Distribuição de temperaturas na broca durante furação de liga Ti-6Al-4V, velocidade de corte de 10 m/min, avanço de 0,2 mm/rev, profundidade do furo de 20 mm, broca de metal duro não revestida, 12 mm de diâmetro (adaptado de LAZOGLU et al., 2017)

Patne et al. (2017) modelaram a distribuição de temperaturas na ferramenta de corte e na peça durante furação de liga de titânio Ti-6Al-4V. O modelo foi validado com ensaios experimentais obtidos por técnica termográfica e por termopares inseridos na ferramenta de corte. A análise por elementos finitos foi realizada com programa computacional Abaqus<sup>TM</sup> e apresentaram boa concordância com os resultados experimentais. A distribuição de temperaturas em torno da aresta de corte é apresentada na Fig. 2.5, para broca com aresta de corte afiada (a), com raio de aresta de 50  $\mu\text{m}$  (b) e 100  $\mu\text{m}$  (c). Os autores concluíram que a temperatura máxima ocorre próximo à ponta de corte da ferramenta, aumentando de 633 °C para 936 °C quando a aresta de corte afiada é substituída pela aresta de corte com raio de 100  $\mu\text{m}$ .

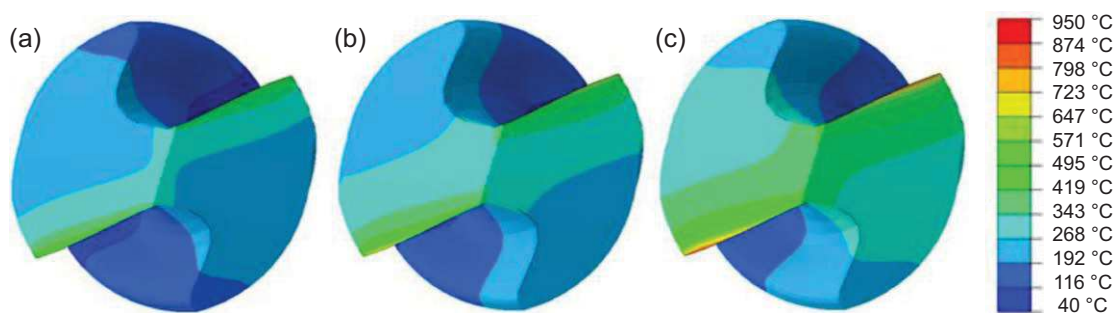


Figura 2.5 – Distribuição de temperaturas na ferramenta de corte, velocidade de corte de 48,8 m/min, avanço de 0,05 mm/min, profundidade de 12,7 mm, diâmetro da broca de 6,352 mm, material usinado: Ti-6Al-4V; a) aresta de corte afiada; b) raio de aresta de 50  $\mu\text{m}$ ; c) raio de aresta de 100  $\mu\text{m}$  (adaptado de PATNE et al., 2017)

Lotfi; Amini; Al-Awady (2018) desenvolveram um modelo tridimensional em elementos finitos para investigar a geração de calor e o desgaste da ferramenta durante a furação de aço ABNT 1045. A broca utilizada foi de aço rápido com 5 mm de diâmetro e o programa utilizado foi o DEFORM-3D. Os autores concluíram que aproximadamente metade do calor gerado na zona de corte foi conduzida para a broca, as maiores temperaturas da broca estavam localizadas nas arestas de corte e o aumento do avanço tem efeito mais significativo na temperatura que o aumento da velocidade de corte.

Uçak et al. (2019) analisaram o comportamento da força de corte, do torque e da temperatura na furação de Inconel 718 por meio de simulação em elementos finitos. O programa DEFORM-3D foi empregado para obter os resultados numéricos. As simulações foram realizadas com velocidade de corte de 15 m/min e avanço de 0,02 mm/rev utilizando broca de metal duro (diâmetro de 5 mm) sem revestimento. O modelo de temperaturas foi validado com resultados experimentais obtidos com termopares inseridos na peça. Foi observada uma boa concordância entre os resultados preditos e experimentais. Os autores



concluíram que o modelo pode ser usado com confiança na otimização de processos e na otimização de ferramentas de corte.

## 2.5. Técnicas experimentais para determinação de calor e temperatura em usinagem

A medição experimental de temperatura em usinagem não é uma tarefa simples. Apesar do crescente desenvolvimento de instrumentação, a natureza das condições de usinagem, tais como dimensões milimétricas, altas velocidades e grandes gradientes de temperatura, têm desafiado os trabalhos experimentais a desenvolver métodos precisos para medição de temperatura durante o corte. Geralmente os métodos experimentais têm fornecido um mapa térmico da zona de corte e dados de suporte e de validação para os modelos analíticos e numéricos (DOGU; ASLAN; CAMUSCU, 2006).

Diversas metodologias experimentais têm sido propostas ao longo do tempo para medição de temperaturas em usinagem (Fig. 2.6), contudo, elas costumam demandar tempo, recursos e muitas vezes são invasivas ou bastante limitadas, necessitando inclusive de calibração posterior. Os métodos mais amplamente utilizados são: termopares inseridos (na peça ou na ferramenta de corte), medição termoeletrica (termopar ferramenta-peça ou termopar de fio único), radiação infravermelha, metalografia (mudança microestrutural ou variação de microdureza), fusão de materiais adicionados (filme PVD ou sais com ponto de fusão conhecido) e tintas termossensíveis.

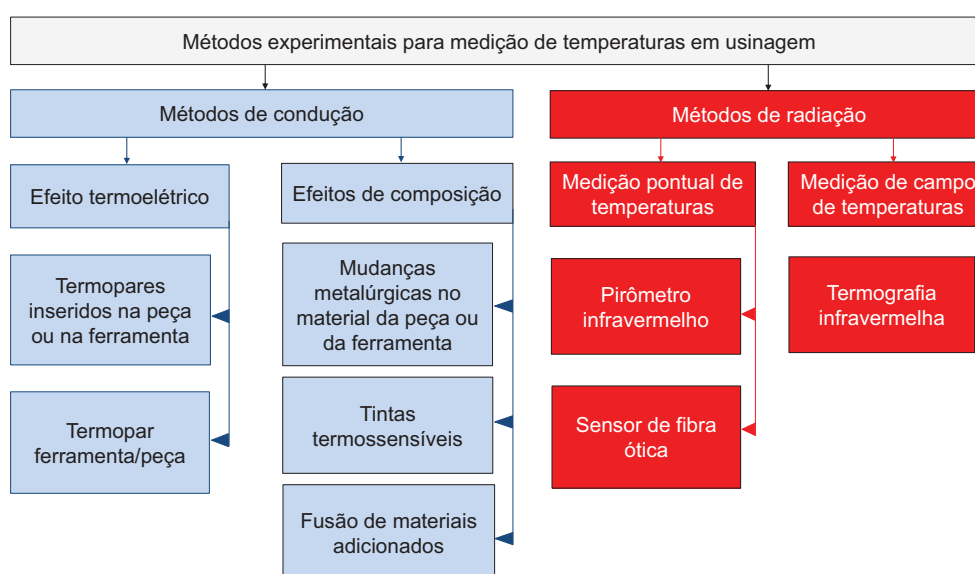


Figura 2.6 – Técnicas experimentais desenvolvidas para medição de temperaturas em usinagem (adaptado de LONGBOTTOM; LANHAM, 2005; GRZESIK, 2017)

Cada método tem suas próprias vantagens e desvantagens e a escolha da técnica adequada para um determinado problema depende da situação em consideração, tais como a facilidade de acesso e o tamanho da área de medição, a dinâmica do corte (contínuo ou interrompido), a precisão necessária, o custo de instrumentação, a necessidade de calibração posterior, a possibilidade de medição em operações com fluido de corte etc. (KOUMANDURI; HOU, 2001a; CONRADIE et al., 2012).

Há muitos artigos na literatura e livros-texto disponíveis que apresentam uma revisão e discussão dos métodos experimentais para medição de calor e temperatura em usinagem, tais como Da Silva; Wallbank (1999), Trent; Wright (2000), Komanduri; Hou (2001a), Longbottom; Lanham (2005), Shaw (2005), Davies et al. (2007), Conradie et al. (2012), Machado et al. (2015), Stephenson; Agapiou (2016), Grzesik (2017), Astakhov; Outeiro (2019). Em especial, os métodos de medição de calor e temperatura para fresamento a seco foram reunidos e discutidos por Bhirud; Gawande (2017). Guthy et al. (2013) apresentaram uma revisão dos métodos experimentais para o processo de furação com broca helicoidal.

Nas seções seguintes, os métodos experimentais comumente utilizados são apresentados e discutidos brevemente, as dificuldades experimentais de cada método são apresentadas, juntamente com a sugestão de trabalhos científicos com enfoque no processo de furação. Por fim, o método calorimétrico, objetivo principal desse trabalho, é discutido de forma pormenorizada.

#### *2.5.1. Termopares inseridos*

A utilização de termopares inseridos é uma técnica muito difundida para medição de temperaturas em processos de usinagem. Esse método permite registrar a variação da temperatura com o tempo em diferentes pontos por meio de termopares inseridos na ferramenta ou na peça. Geralmente o objetivo é alcançar a posição mais próxima possível da interface cavaco-ferramenta. O procedimento de medição pode ser repetido com termopares inseridos em diferentes posições para mapeamento da distribuição de temperaturas durante o corte (FERRARESI, 1970; KOMANDURI; HOU, 2001a).

A configuração de termopares inseridos na peça tem sido bastante utilizada em processo de furação, Fig. 2.7a. Configurações experimentais e resultados obtidos utilizando termopares inseridos na peça são apresentados nos trabalhos de Rivero et al. (2006), Zeilmann; Weingaertner (2006), Marinescu (2009), Brandão; Coelho; Lauro (2011), Tai; Stephenson; Shih (2013), Kuzu; Berenji; Bakkal (2015), Díaz-Álvarez et al. (2015), Kuzu et al. (2017), Sorrentino; Turchetta; Bellini (2017), Samy; Kumaran (2017), Uçak; Çiçek (2018), Moghaddas; Yi; Graff (2019) e Uçak et al. (2019).

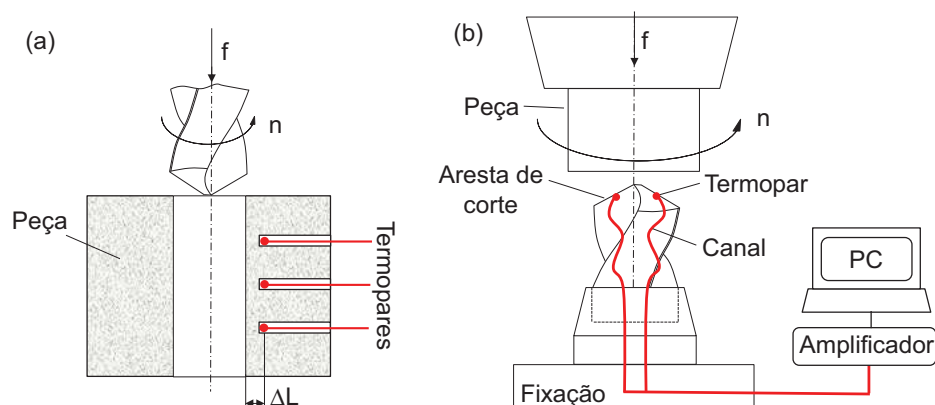


Figura 2.7 – Medição de temperaturas em furação pela técnica dos termopares inseridos; a) na peça; b) na ferramenta de corte (adaptado de TASKESSEN; KUTUKDE, 2015)

A técnica dos termopares inseridos na ferramenta de corte também tem sido bastante utilizada em processos de furação. Brocas com canais de refrigeração interna têm sido utilizadas, nas quais termopares são inseridos através dos canais para medição de temperatura na região próxima à zona de corte, normalmente na superfície de folga da ferramenta, Fig. 2.7b. Diversas configurações experimentais são apresentadas na literatura e importantes resultados foram obtidos por Agapiou; Stephenson (1994), Bağci; Ozcelik (2006), Li; Shih (2007a), Li; Shih (2007b), Çakiroğlu; Acir (2013), Sorrentino; Turchetta; Bellini (2017), Patne et al. (2017), Moghaddas; Yi; Graff (2019).

Outra estratégia que têm sido proposta para medição de temperaturas em furação é a utilização de um sistema de aquisição de dados miniaturizado acoplado ao suporte da ferramenta, associado ao termopar inserido na região próxima à zona de corte. Desta forma, o termopar rotaciona juntamente à ferramenta de corte e os dados registrados pelo sistema de aquisição são transferidos para um computador para análise posterior. Essa configuração foi utilizada em processo de furação por Zeilmann (2003), Marinescu (2009), Le Coz et al. (2012), Wang et al. (2015) e Lazoglu et al. (2017).

As principais vantagens dessa técnica são a simplicidade de operação e processamento dos sinais, a flexibilidade de construção e o baixo custo experimental. Entretanto, há limitações, que incluem: (i) a construção de isotermas de temperatura na ferramenta de corte pode ser um procedimento extremamente repetitivo; (ii) o uso de termopares inseridos próximos à região de contato entre ferramentas e cavacos é difícil e geralmente considerado insatisfatório, pois seu posicionamento pode interferir no fluxo de calor; (iii) a usinagem de furos de pequeno diâmetro para localizar os termopares, em muitos casos, como em ferramentas cerâmicas, metais duros e aço rápido endurecido, torna a implementação dessa técnica mais difícil; (iv) os gradientes de temperatura na superfície

são elevados e em muitas situações tem que ser estimado, pois é difícil posicionar dois termopares muito próximos uns dos outros; (v) os termopares têm resposta transitória limitada devido à sua massa e distância dos pontos de contato (TRENT; WRIGHT, 2000; KOMANDURI; HOU, 2001a).

### 2.5.2. Método do termopar ferramenta-peça

O método de medição da força termoelétrica entre a ferramenta e a peça (comumente denominada de método do termopar ferramenta-peça ou termopar dinâmico) tem sido umas das técnicas mais utilizadas para medição de temperaturas durante usinagem. O princípio fundamental desse método é o efeito Seebeck, no qual um circuito constituído por dois materiais diferentes submetidos a uma diferença de temperaturas é percorrido por uma corrente elétrica, que é função dos materiais constituintes do par termoelétrico e de sua diferença de temperaturas (TRENT; WRIGHT, 2000).

Na Figura 2.8 é apresentado um esquema geral do método do termopar ferramenta-peça em processo de furação. É necessário estabelecer o fechamento do circuito elétrico entre a ferramenta em rotação e a peça. Fios elétricos fazem a conexão do sistema com o voltímetro que indica o valor da tensão elétrica gerada. A ferramenta de corte e a peça devem ser isoladas eletricamente para evitar a geração de forças eletromotrizes secundárias (TRENT; WRIGHT, 2000; GRZESIK, 2017).

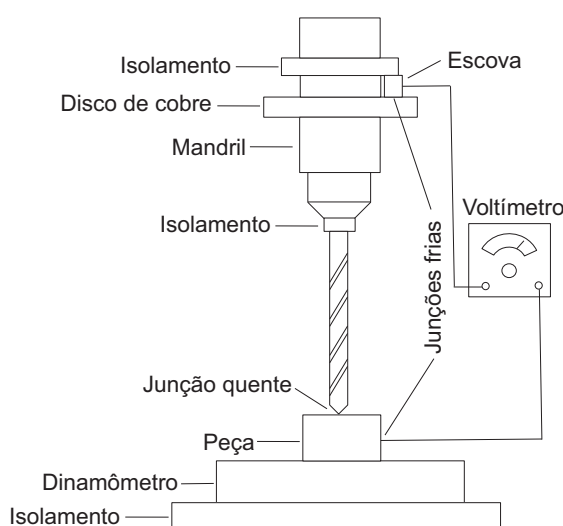


Figura 2.8 – Método do termopar ferramenta-peça em processo de furação (adaptado de VAIDYANATHAN, 1970)

A relação entre a força eletromotriz gerada pelo termopar ferramenta-peça e a temperatura da junta é obtida por meio da calibração do par ferramenta-peça utilizando um

termopar padrão. A calibração deve ser realizada nas faixas de temperaturas a que estes materiais estarão submetidos na usinagem. Cada diferente par ferramenta-peça deve ser calibrado (TRENT; WRIGHT, 2000).

As principais limitações da técnica do termopar ferramenta-peça são: (i) os materiais constituintes do par ferramenta-peça devem necessariamente ser condutores elétricos; (ii) os materiais de ferramenta de corte e os materiais de construção mecânica (peça) não são ideais para formação de um termopar devido a tendência da força eletromotriz ser pequena e sua relação com a temperatura divergir de uma função linear; (iii) há dúvidas se as forças eletromotrizes obtidas na calibração, realizada em uma configuração estacionária, correspondem exatamente às forças eletromotrizes geradas durante a usinagem; (iv) a calibração deve ser realizada para cada par termoelétrico e na usinagem de ligas com alto ponto de fusão (por exemplo, as superligas de titânio e níquel) deve-se alcançar altos valores de temperaturas, o que nem sempre é possível; (v) a temperatura medida representa uma média das temperaturas na área de contato cavaco-ferramenta, incluindo eventuais desgastes na superfície de folga da ferramenta; (vi) medições de temperaturas em condições de usinagem que apresentam aresta postiça de corte tendem a induzir a erros de medição; (vii) todo processo exige o isolamento elétrico do sistema, incluindo o contato rotativo, a peça e a ferramenta (TRENT; WRIGHT, 2000; KOMANDURI; HOU, 2001a).

### 2.5.3. Método do termopar de fio único

O método do termopar de fio único pode ser considerado um híbrido entre o método do termopar ferramenta-peça e o método do termopar inserido. Nesta configuração, um fio metálico (ou lâmina metálica) é isolado e inserido na peça. Durante a furação, as arestas de corte interceptam o isolamento do fio, estabelecendo uma conexão elétrica durante a usinagem, Fig 2.9. A força eletromotriz gerada é utilizada para determinar a distribuição de temperatura na aresta de corte da broca (GUTHY et al., 2013).

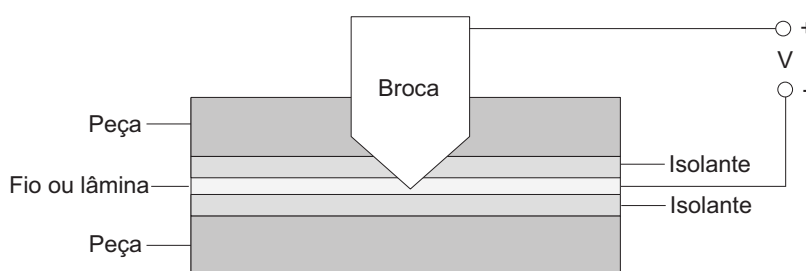


Figura 2.9 – Representação esquemática da técnica do termopar de fio único aplicada ao processo de furação (adaptado de GUTHY et al., 2013)

Em processo de furação, Agapiou; Stephenson (1994) e Shen; Lee; Lau (1997) utilizaram o método com um fio de constantan isolado, Ramirez et al. (2014) utilizaram fios de termopar  $K^+$  e  $K^-$  isolados com uma resina, Bono; Ni (2002), Bono; Ni (2006), Marinescu (2009) e Le Coz et al. (2017) utilizaram o método com uma lâmina metálica isolada.

Apesar da necessidade do isolamento e da calibração, essa metodologia é de simples execução, apresenta boa precisão e repetibilidade, possui tempo de resposta da ordem de microssegundos, é sensível às variações dos parâmetros de corte e geometria da ferramenta e é apta para medição de distribuição de temperaturas ao longo da aresta em altas velocidades de corte (BONO; NI, 2002).

#### *2.5.4. Medição por radiação de calor com sensores infravermelhos*

A medição de temperatura por meio de técnicas de radiação utilizando sensores infravermelhos tem sido outra metodologia bastante utilizada nas últimas décadas. Essa técnica pode ser dividida em pirometria infravermelha (medição pontual de temperaturas) ou termografia infravermelha (medição de distribuição de temperaturas por imagem térmica). Esse método, no entanto, apenas permite a medição em superfícies expostas durante a operação e sua principal vantagem está na medição sem necessidade de contato com a superfície medida. Desta forma, as medições ocorrem sem interferência ou perturbações no campo original de temperaturas que estão sendo avaliadas e permitem a determinação direta de campos de temperatura quase em tempo real (MACHADO et al., 2015; GRZESIK, 2017).

Devido à vantagem da obtenção de medições diretas de temperaturas sem interferência ou necessidade de contato, essa técnica tem sido utilizada para monitoramento de temperaturas durante o processo de furação, uma vez que a ferramenta trabalha em rotação, dificultando a utilização das técnicas do termopar dinâmico ou de termopares inseridos. Várias configurações têm sido propostas na literatura e as temperaturas da peça, dos cavacos e da ferramenta de corte mensuradas, tanto utilizando pirômetro infravermelho, quanto câmeras termográficas, por exemplo, Dörr et al. (2003), Rivero et al. (2006), Pujana et al. (2009), Pécát; Brinksmeier (2014), Segurajauregui; Arrazola (2015), Merino-Pérez et al. (2015), Giasin; Ayvar-Soberanis (2016), Cuesta et al. (2016), Patne et al. (2017), Samy; Kumaran (2017), Mathew; Vijayaraghavan (2018) e Moghaddas; Yi; Graff (2019).

As principais desvantagens das técnicas infravermelhas são: (i) a dificuldade em medir temperaturas quando há presença de névoas ou vapores no ambiente, uma vez que estas absorvem a radiação emitida pelo objeto, assim, o corte a seco é a única escolha considerada em quase todos os trabalhos de pesquisa; (ii) é necessário o estabelecimento criterioso de uma metodologia apropriada para obtenção de medições precisas; (iii) é

necessária a calibração do sistema, o que não é tão fácil devido a influência da emissividade; (iv) o equipamento utilizado pode apresentar custo elevado (GRZESIK, 2017; SAEZ-DE-BURUAGA et al., 2018).

Uma vez que a emissividade exata da superfície deve ser conhecida, pois afeta fortemente a temperatura medida, a utilização de pirômetros óticos apresentam a vantagem de medir temperaturas absolutas sem a necessidade de conhecer a emissividade da superfície. Em furação, essa técnica tem sido implementada com a inserção de fibras óticas na ferramenta de corte através de canais para refrigeração interna (SATO et al., 2013) ou em furos realizados na peça (UEDA; NOZAKI; HOSOKAWA, 2007; CONRADIE et al., 2012; BENO; HULLING, 2012; TASKESSEN; KUTUKDE, 2015).

#### *2.5.5. Medição por propriedades metalográficas*

A medição de temperaturas por propriedades metalográficas é baseada na mudança da microestrutura ou no decréscimo da dureza do material da ferramenta de corte em função do aumento de temperatura. As ferramentas de aço-carbono endurecidas, por exemplo, perdem dureza a partir de 250 °C, reduzindo seu valor rapidamente após um aquecimento a 600 °C. Os valores de dureza podem ser calibrados em função da temperatura e do tempo de aquecimento e uma família de curvas pode ser obtida para avaliação da temperatura de usinagem (TRENT; WRIGHT, 2000).

As principais desvantagens das técnicas metalográficas se resumem em: (i) a precisão de medição é baixa (cerca de  $\pm 25$  °C); (ii) a aplicação é limitada a materiais de ferramentas que apresentam alteração na microestrutura com a temperatura, como os aços rápidos; (iii) a calibração do método não é um processo simples; e (iv) não é possível obter um gradiente de temperaturas em função do tempo (DAOUD, 2016).

#### *2.5.6. Medição utilizando sais com diferentes temperaturas de fusão*

Esta técnica consiste na utilização de sais com pontos de fusão definidos (cloreto de sódio, NaCl; cloreto de potássio, KCl; cloreto de chumbo II, PbCl<sub>2</sub>; cloreto de prata, AgCl; cloreto de estanho II, SnCl<sub>2</sub>; nitrato de potássio, KNO<sub>3</sub>) para determinar a distribuição da temperatura no corpo da ferramenta de corte. A aplicação dos sais é feita por meio de uma ferramenta bipartida, perpendicularmente ao plano de trabalho da ferramenta. Uma solução aquosa de silicato de sódio é utilizada para manter a adesão do sal à ferramenta. Após a usinagem, a isoterma entre a região do sal fundido e do sal não fundido é observada. Se esse processo for repetido com vários tipos de sais (com pontos de fusão diferentes) e com ferramentas de um mesmo material, pode-se determinar a distribuição de temperatura no



plano ortogonal à aresta da ferramenta de corte, Fig. 2.10. Não é necessário calibração para esse método (KATO et al., 1976; KOMANDURI; HOU, 2001; MACHADO et al., 2015).

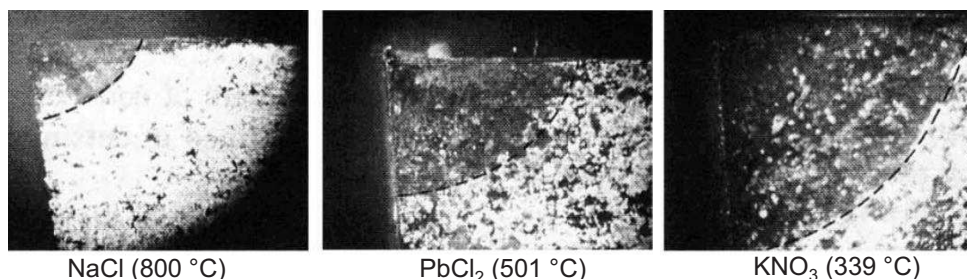


Figura 2.10 – Medição utilizando sais em ferramentas de metal duro destacando a zona fundida (região escura),  $v_c = 150$  m/min,  $a_p = 0,025$  mm (adaptado de KATO et al., 1976)

A principal limitação do método é o longo período de tempo que os sais utilizados requerem para serem totalmente fundidos (ABUKHSHIM; MATIVENGA; SHEIKH, 2006).

#### 2.5.7. Medição utilizando filmes depositados por PVD (Physical Vapor Deposition)

Este método consiste no aperfeiçoamento da técnica de medição utilizando sais com diferentes pontos de fusão. A medição utilizando filmes PVD consiste na deposição de finas camadas de diversos materiais com pontos de fusão específicos (estanho, chumbo, zinco, alumínio, cobre, telúrio, etc.) em uma superfície perpendicular à superfície de saída dos insertos. Após a deposição do filme, as partes da ferramenta são unidas e postas para usinar um disco em um processo de corte ortogonal, Fig. 2.11a. O filme fundido do material depositado pelo método PVD caracteriza temperaturas de usinagem superiores ao seu ponto de fusão, desta forma, estima-se a temperatura durante o corte, Fig. 2.11b (KATO; FUJII, 1996; KOMANDURI; HOU, 2001; MACHADO et al., 2015; HUANG et al., 2015).

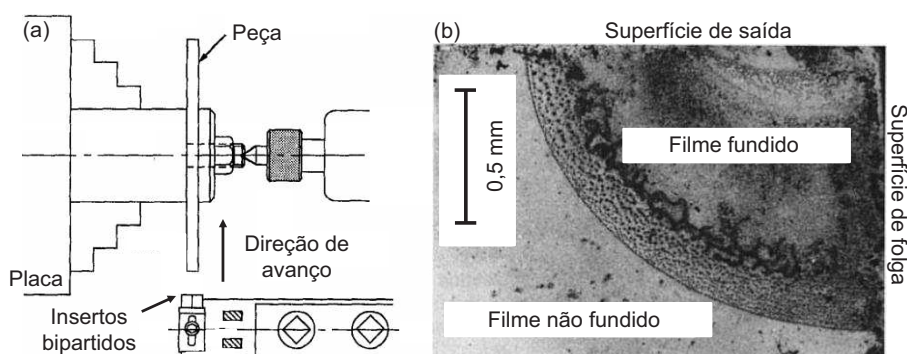


Figura 2.11 – Medição de temperatura pelo método PVD; a) montagem experimental; b) superfície interna do inserto revelando filme fundido (telúrio) após usinagem de aço carbono (0,55 % de C),  $v_c = 200$  m/min,  $f = 0,20$  mm/rev,  $a_p = 2$  mm (adaptado de KATO; FUJII, 1996)



### 2.5.8. Método calorimétrico

O método calorimétrico foi a primeira das técnicas experimentais utilizadas para avaliação de calor gerado em usinagem de metais. O experimento conduzido por Benjamin Thompson (conhecido como Conde Rumford), em 1798, utilizando um calorímetro de água para estimativa do calor gerado na usinagem de canhões de bronze destaca-se como uma investigação pioneira sobre a própria natureza do calor, refutando a corrente teoria do calórico, estimando o valor do equivalente mecânico de calor e estabelecendo uma metodologia de excelência para investigações posteriores (RUMFORD, 1798; KOMANDURI; HOU, 2001a).

Denomina-se calorímetro ideal um sistema fechado onde todas as trocas de calor ocorrem no seu interior, não permitindo qualquer perda de energia térmica para o ambiente (sistema termicamente isolado). Uma configuração básica de calorímetro é apresentada na Fig. 2.12. Um calorímetro real não tem capacidade térmica desprezível e há transferência de energia térmica entre o calorímetro e a vizinhança.

O calorímetro deve ser construído ou revestido por um material com característica térmica isolante (materiais poliméricos, por exemplo), para minimizar as perdas de calor para o meio externo. Os corpos que trocarão calor são inseridos no interior do calorímetro. A água tem sido largamente utilizada como fluido do calorímetro. A temperatura de equilíbrio dos corpos é medida por meio de termopares ou termômetros.

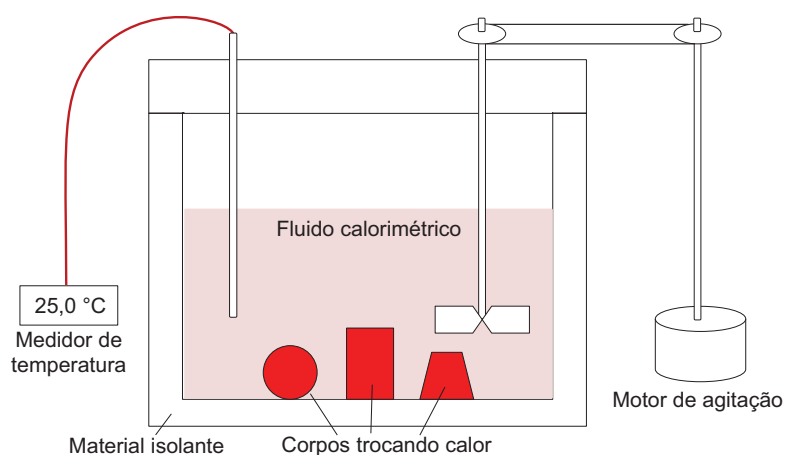


Figura 2.12 – Configuração básica de um calorímetro com motor de agitação

Segundo Komanduri e Hou (2001a), o calor gerado no corte pode ser determinado com bastante precisão pelo método calorimétrico apresentando boas concordâncias entre as medidas de potência obtida a partir de medições de torque. Para Shaw (2005), a medição

calorimétrica seria um método ideal para validação de previsões analíticas sobre geração e partição de calor em usinagem, exceto pelas dificuldades experimentais envolvidas.

A temperatura média do cavaco pode ser determinada aproximadamente por meio de um calorímetro de água cuja configuração é apresentada na Fig. 2.13 (FERRARESI, 1970).

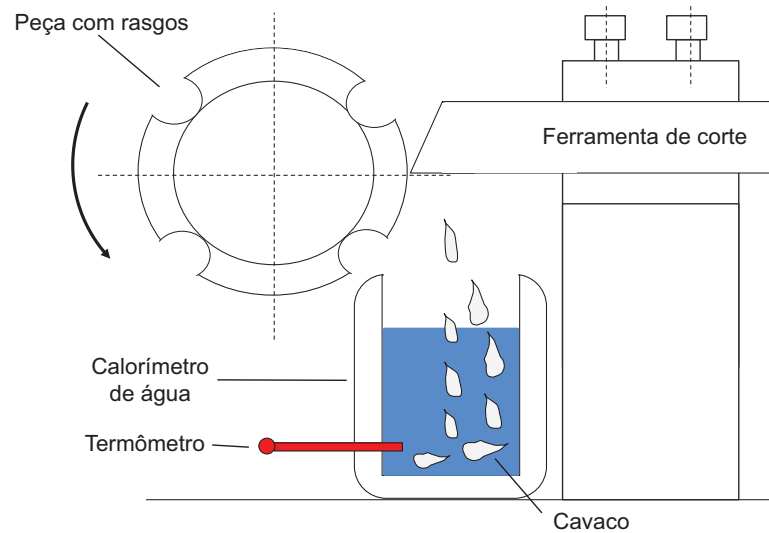


Figura 2.13 – Determinação da temperatura média do cavaco por meio de calorímetro de água (adaptado de FERRARESI, 1970)

A metodologia consiste na medição da temperatura inicial da água seguida da usinagem de uma peça com rasgos axiais (para permitir a quebra dos cavacos). O cavaco gerado se aloja no interior do calorímetro por gravidade. Após a usinagem, a temperatura final da água é medida após um tempo previamente determinado até que o equilíbrio térmico seja alcançado. Por fim, os cavacos são secos e pesados. A temperatura dos cavacos é determinada a partir do balanço de energia que representa o calorímetro, Eq. 2.3:

$$m_{\text{cav}} \cdot c_{\text{cav}} \cdot (T_{\text{cav}} - T_{\text{eq}}) = (m_{\text{fl}} + m_{\text{cal}} \cdot c_{\text{cal}}) \cdot (T_{\text{eq}} - T_i) \quad (2.3)$$

Em que  $m_{\text{cav}}$  é a massa de cavaco (kg),  $m_{\text{fl}}$  é a massa do fluido no calorímetro (kg),  $m_{\text{cal}}$  é a massa equivalente do calorímetro (kg),  $c_{\text{cav}}$  é o calor específico do cavaco (J/kg.°C),  $c_{\text{cal}}$  é o calor específico do calorímetro (J/kg.°C),  $T_{\text{eq}}$  é a temperatura final de equilíbrio da água, do cavaco e do calorímetro (°C),  $T_i$  é a temperatura inicial da água e do calorímetro (°C) e  $T_{\text{cav}}$  é a temperatura média dos cavacos, a ser determinada (°C). Desta forma, a temperatura média dos cavacos pode ser calculada diretamente pela Eq. 2.4:

$$T_{cav} = \frac{(m_{fl} + m_{cal} \cdot c_{cal}) \cdot (T_{eq} - T_i)}{m_{cav} \cdot c_{cav}} + T_{eq} \quad (2.4)$$

A distribuição do calor gerado na furação foi estudada por Schmidt e Roubik (1949) (*apud* KOMANDURI; HOU, 2001a; SHAW, 2005) por meio de calorímetros de água para determinação da partição do calor gerado entre ferramenta, peça e cavacos. O material usinado foi uma liga de magnésio. Os corpos de prova foram peças cilíndricas com diâmetro de 9,52 mm. O diâmetro da broca utilizada foi de 11,11 mm. Foram utilizadas três configurações diferentes de calorímetros, conforme Fig. 2.14: (a) para determinação do calor total gerado na furação, (b) do calor dissipado na ferramenta após o corte e (c) do calor dissipado pelos cavacos.

O calor total foi medido por meio de furação com peça, cavacos e ferramenta de corte submersa em água (Fig. 2.14a). O calor dissipado na ferramenta de corte foi determinado pela usinagem do corpo de prova a seco e, imediatamente após o corte, a ferramenta é rapidamente mergulhada no calorímetro (Fig. 2.14b). O calor dissipado pelos cavacos foi obtido registrando o aumento de temperatura quando apenas os cavacos interagiram com a água (Fig. 2.14c). Nas três configurações, a temperatura inicial e a temperatura final da água são registradas por um termômetro.

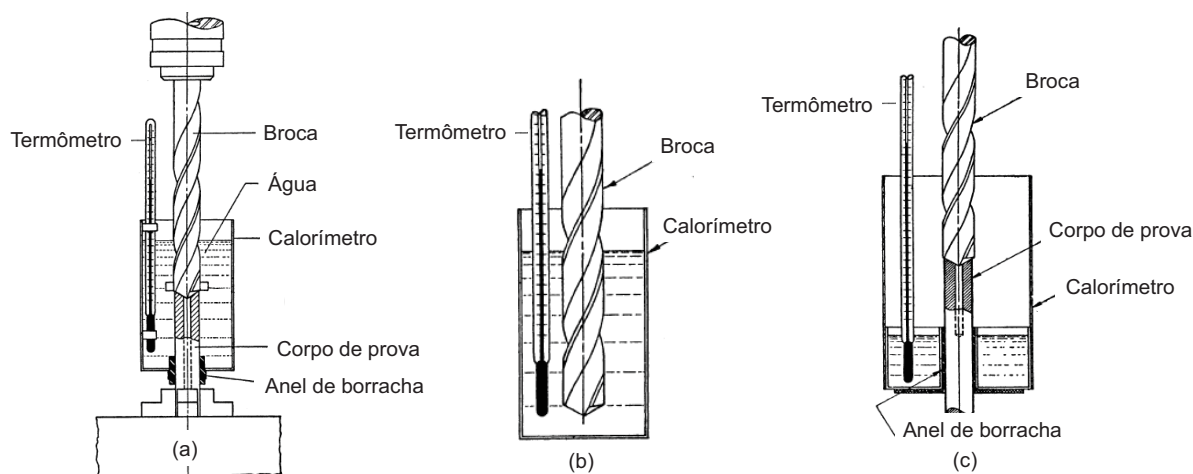


Figura 2.14 – Calorímetros de água para estimativa de: a) calor total gerado na furação; b) calor dissipado pela broca; c) calor dissipado pelos cavacos (*adaptado de* SCHMIDT; ROUBIK, 1949 *apud* KOMANDURI; HOU, 2001)

Na Figura 2.15 é apresentada a distribuição típica de calor gerado entre a peça, a ferramenta de corte e os cavacos. Os resultados mostraram que, para velocidades de corte acima de 100 m/min, a maior parte do calor gerado em usinagem (aproximadamente 70 % a

85 %) foi dissipada pelos cavacos, 10 % do calor é dissipado na peça e o restante é dissipado pela ferramenta de corte.

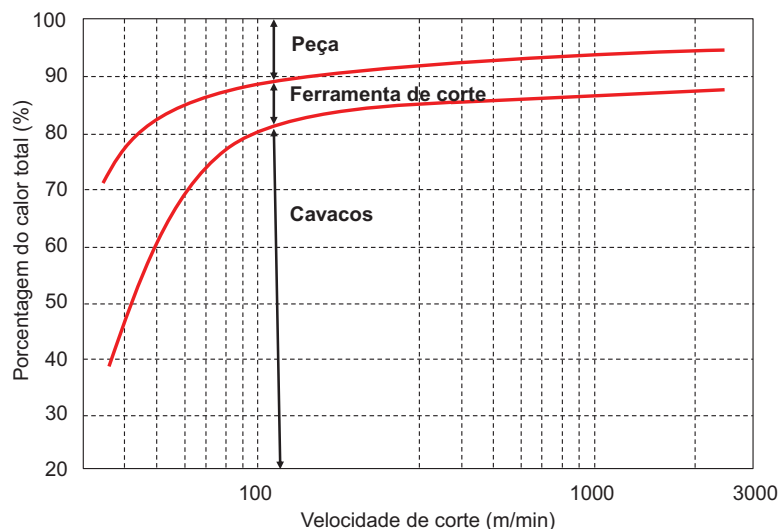


Figura 2.15 – Partição do calor gerado para peça, ferramenta de corte e cavacos em função da velocidade de corte na usinagem de liga de magnésio,  $v_f = 13,8$  mm/min (adaptado de SCHMIDT; ROUBIK, 1949 *apud* KOMANDURI; HOU, 2001a)

O trabalho de Schmidt; Roubik (1949) foi baseado na metodologia inicialmente proposta por Schmidt; Gilbert; Boston (1945) para estimativa do percentual de energia mecânica transformada em calor na furação de ligas metálicas. Os autores utilizaram uma configuração similar a Fig. 2.14a, com 50 ml de água destilada e um dinamômetro na base para medição de força e torque. Foram usinados nove ligas de magnésio com diferentes rotas de processamento (extrudado, fundido, tratado termicamente e recozido), latão com aditivo de livre corte (35 % de Zn, 3,5 % de Pb), aço de baixo carbono SAE 1030 e aço de alto carbono SAE 1090. Os parâmetros utilizados foram: rotação do eixo-árvore de 700 rpm, avanço de 0,06 mm/rev, diâmetro da broca de 11,11 mm e tempo de usinagem de 34,2 s. Para medição de temperaturas da água foi utilizado um termômetro analógico de resolução de 1 °C. Os resultados do equacionamento proposto indicaram percentuais de energia mecânica transformada em calor de 97,2 % a 99,2 % para as ligas de magnésio, 97,3 % para o latão, 97,1 % para o aço carbono SAE 1030 e 97,2 % para o aço carbono SAE 1090.

Denkena; Ammermann; Niederwestberg (2012) desenvolveram e testaram um calorímetro para medição da partição de calor dos cavacos, em furação de aço ABNT 1045. O calorímetro foi constituído em Poliamida 66. O fluido utilizado no calorímetro foi o óleo de base mineral Shell Macron® 2429 S-8. Três termopares tipo-K foram utilizados para o monitoramento das temperaturas no interior do calorímetro. Um sistema de estimulação

dinâmica foi proposto para acelerar as trocas térmicas entre os cavacos e o fluido calorimétrico. A configuração final dos experimentos é apresentada na Fig. 2.16. Os resultados dos experimentos mostraram que cerca de 55 % a 70 % da energia total consumida no corte foi dissipado pelos cavacos, Fig. 2.17.

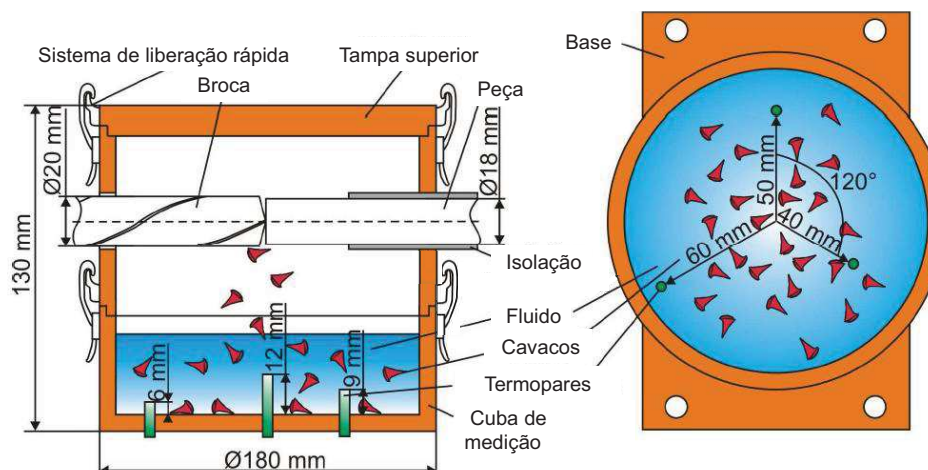


Figura 2.16 – Configuração do calorímetro para medição da partição de calor dissipada pelos cavacos (adaptado de DENKENA; AMMERMANN; NIEDERWESTBERG, 2012)

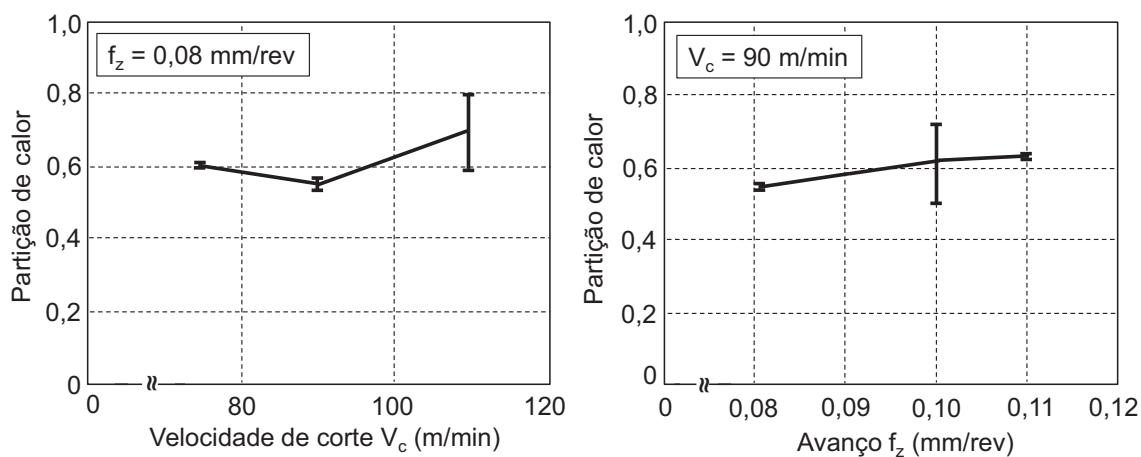


Figura 2.17 – Influência da velocidade de corte e do avanço no calor dissipado pelos cavacos (adaptado de DENKENA; AMMERMANN; NIEDERWESTBERG, 2012)

O equacionamento utilizado por Denkena; Ammermann; Niederwestberg (2012) consistiu da utilização do princípio de conservação de energia no interior do calorímetro, obtendo-se a equação do calorímetro. Isolando a variável de interesse, a temperatura inicial dos cavacos ( $T_{cav}$ ), obtém-se a Eq. 2.5:

$$T_{cav} = \frac{T_{eq} \cdot (m_{fl} \cdot c_{fl} + m_{cav} \cdot c_{cav}) - m_{fl} \cdot c_{fl} \cdot T_{fl}}{m_{cav} \cdot c_{cav}} \quad (2.5)$$

Com a diferença de temperatura dos cavacos ( $\Delta T_{cav} = T_{cav} - T_{eq}$ ) é possível calcular a quantidade de calor dissipada pelos cavacos ( $Q_{cav}$ ) por meio da Eq. 2.6.

$$Q_{cav} = m_{cav} \cdot c_{cav} \cdot \Delta T_{cav} \quad (2.6)$$

Para cálculo da partição de calor gerado transferido para os cavacos ( $R_{cav}$ ), a parcela de calor dissipada pelos cavacos foi dividida pela potência de corte multiplicada pelo tempo de usinagem, Eq. 2.7.

$$R_{cav} = \frac{Q_{cav}}{P_c \cdot t_c} \quad (2.7)$$

Quan; He; Dou (2008) investigaram a geração de calor no torneamento de aço carbono AISI 1045 a altas velocidades de corte por meio do método calorimétrico. Os autores construíram um calorímetro de água constituído de um recipiente adiabático de aço revestido com espuma adiabática ( $k = 0,0337 \text{ W/m.K}$ ) e sensores para medição de temperaturas (Fig. 2.18). O calorímetro foi fixado na máquina-ferramenta em torno da peça a ser usinada de modo que os cavacos fossem recolhidos durante o corte. A operação de torneamento foi utilizada com velocidades de corte até 800 m/min.

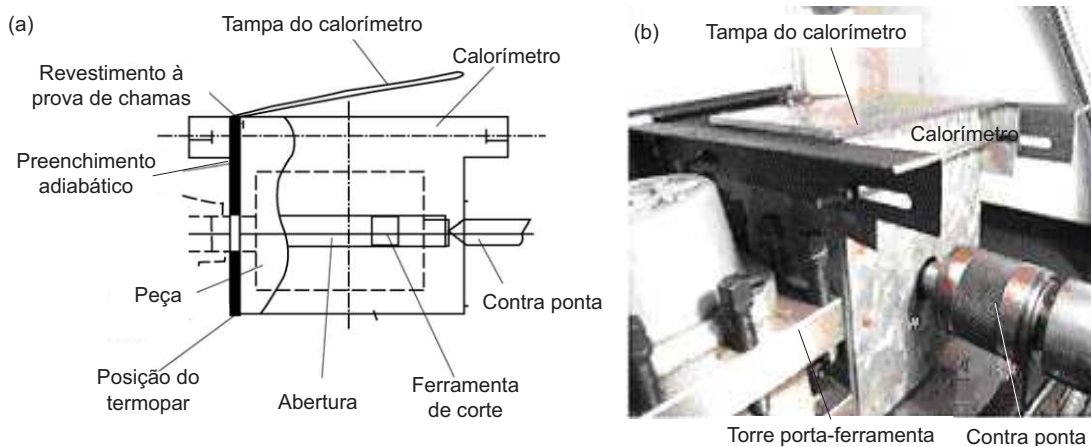


Figura 2.18 – Calorímetro para avaliação do calor dissipado pelos cavacos em torno mecânico; a) representação esquemática; b) configuração experimental final (adaptado de QUAN; HE; DOU, 2008)

Além do calorímetro da Fig. 2.18, dois outros foram construídos para avaliação do calor dissipado na peça e na ferramenta de corte. A água foi utilizada como fluido dos calorímetros. Antes da usinagem, as temperaturas iniciais da água, da peça, da ferramenta de corte e do ar foram registradas. Em seguida, a peça é usinada por determinado tempo. Ao término, a peça e a ferramenta são imediatamente colocadas em seus respectivos calorímetros. As variações de temperatura dos vários componentes são registradas. Após o estabelecimento do equilíbrio térmico, a taxa de energia do sistema, ou a taxa de calor total na usinagem,  $\dot{Q}_{tot}$ , e cada componente, cavacos ( $\dot{Q}_{cav}$ ), peça ( $\dot{Q}_p$ ), ferramenta de corte ( $\dot{Q}_{fer}$ ) e meio ambiente ( $\dot{Q}_{ma}$ ) são calculados em termos dessas variações de temperatura (QUAN; HE; DOU, 2008).

Na Figura 2.19 são apresentados os resultados experimentais da taxa de geração de calor e da potência de corte (a) e a partição de calor gerado em função da velocidade de corte (b), na usinagem de aço carbono AISI 1045 com ferramenta de metal duro P10. O calor dissipado para o meio ambiente ( $\dot{Q}_{ma}$ ) foi de aproximadamente 0,2 %. Observa-se que o calor gerado e a potência, em geral, aumentam com a velocidade de corte. A maior parte do calor gerado foi dissipada pelos cavacos ( $R_{cav}$ ). Os resultados também indicam que o ensaio tem um erro de medição notável nas menores velocidades de corte, porém o método é adequado para estudos em altas velocidades de corte (QUAN; HE; DOU, 2008).

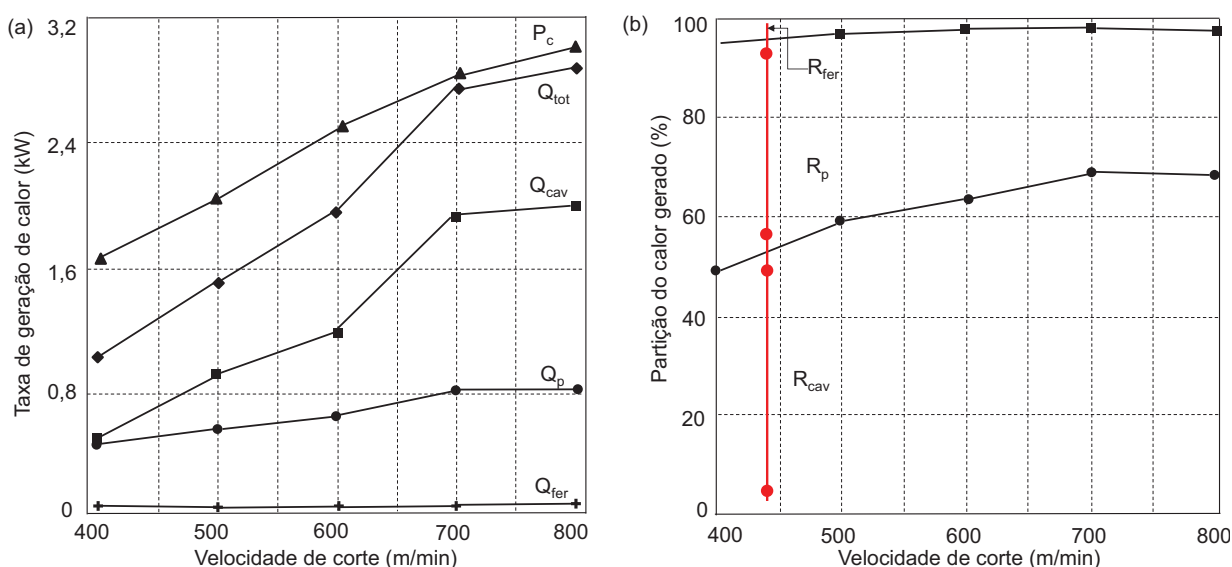


Figura 2.19 – a) Taxa de geração de calor e potência consumida em função da velocidade de corte; b) distribuição do calor gerado em função da velocidade de corte; torneamento do aço AISI 1045 sem fluido de corte com ferramenta de metal duro P10, avanço de 0,12 mm/rev, profundidade de corte de 0,8 mm (adaptado de QUAN; HE; DOU, 2008)



Os resultados sugerem que ao usinar em menores velocidades de corte, o calor dissipado pela peça tem sua maior parcela de contribuição, proporção próxima do calor dissipado pelos cavacos e o calor dissipado para a ferramenta de corte é cerca de 4 % do calor total. Em maiores velocidades de corte, os cavacos dissipam a maior parte do calor gerado, à medida que a velocidade de corte aumenta. Embora o calor de corte transferido para a peça e a ferramenta de corte também aumentem com a velocidade de corte, a partição de calor desses diminuem, conforme observado na Fig. 2.19b. Desta forma, as temperaturas da peça e da ferramenta de corte não podem aumentar continuamente à medida que a velocidade de corte aumenta (QUAN; HE; DOU, 2008).

Quan; Arsecularatne; Zhang (2009) utilizaram uma metodologia similar a anterior para investigar a geração de calor no torneamento de aço carbono AISI 1040 com ferramenta cerâmica ( $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiC}$ ) em altas velocidades de corte. Os autores utilizaram três diferentes configurações de calorímetro para avaliação do calor dissipado pela peça, cavacos e ferramenta de corte. Durante a usinagem, os cavacos foram coletados e inseridos no calorímetro de cavacos. Ao término do corte, a peça e a ferramenta foram imersas no calorímetro da peça e no calorímetro da ferramenta de corte, respectivamente. A água foi utilizada como fluido de trabalho. A temperatura da água foi continuamente mensurada por sensores nos calorímetros. Após o estabelecimento do equilíbrio térmico, a taxa de calor total na usinagem ( $\dot{Q}_{\text{tot}}$ ) e cada componente, cavacos ( $\dot{Q}_{\text{cav}}$ ), peça ( $\dot{Q}_p$ ), ferramenta de corte ( $\dot{Q}_{\text{fer}}$ ) e meio ambiente ( $\dot{Q}_{\text{ma}}$ ) são calculados em termos dessas variações de temperatura.

Os resultados obtidos, apresentados na Fig. 2.20, demonstraram que: (i) o aumento da velocidade de corte e do avanço correspondem a um aumento na potência de corte e na geração de calor; (ii) a maior parcela de calor foi dissipada para os cavacos, por exemplo, para velocidade de corte de 400 m/min, 60 % do calor gerado foi dissipado pelos cavacos; (iii) cerca de 98 % do calor gerado é dissipado pelos cavacos e pela peça; (iv) a taxa de geração de calor foi menor que o produto  $F_c \cdot v_c$  e (v) o aumento da velocidade de corte aumentou essa diferença. Esse fenômeno foi explicado devido à radiação de calor que não foi computada além de outras perdas de calor no processo, tal como a perda de calor dos cavacos ao percorrerem uma distância e deslizaram nas guias de metal antes de entrarem no interior do calorímetro (QUAN; ARSECULARATNE; ZHANG, 2009).



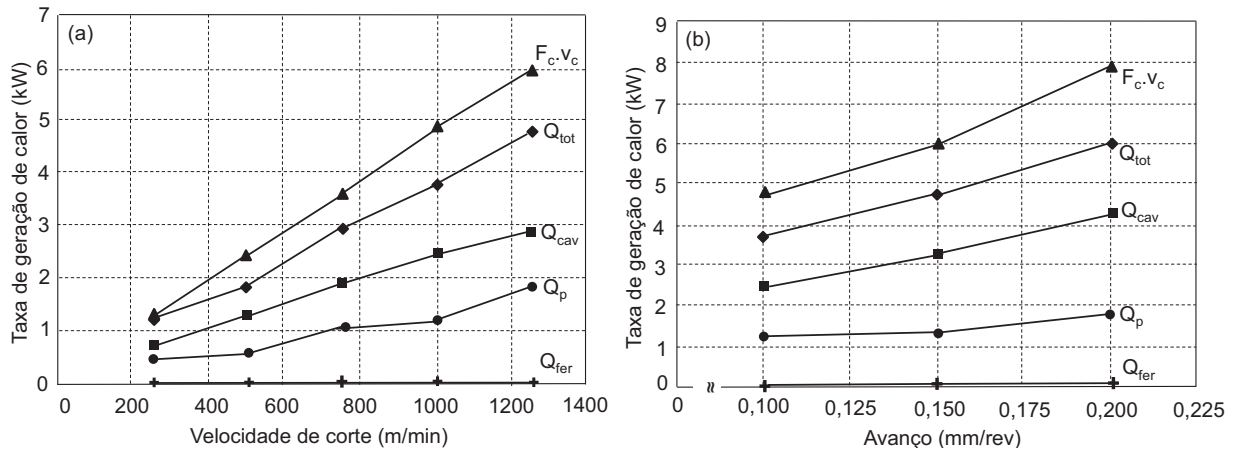


Figura 2.20 – a) Geração de calor em função da velocidade de corte, avanço de 0,1 mm/rev, profundidade de corte de 1,0 mm, ferramenta cerâmica ( $Al_2O_3/TiC$ ) e corte a seco; b) Geração de calor em função do avanço, velocidade de corte de 1000 m/min, profundidade de corte de 1,0 mm, ferramenta cerâmica ( $Al_2O_3/TiC$ ) e corte a seco (adaptado de QUAN; ARSECULARATNE; ZHANG, 2009)

O equacionamento para estimativa das grandezas nos trabalhos de Quan; He; Dou (2008) e Quan; Arsecularatne; Zhang (2009) foi baseado na informação de que, em usinagem a seco, o calor gerado em usinagem é, em sua maior parte, dissipado entre os cavacos, peça e ferramenta de corte. Uma pequena parcela desse calor é transferida ao ambiente. Tomando  $\dot{Q}_{tot}$ ,  $\dot{Q}_{cav}$ ,  $\dot{Q}_p$ ,  $\dot{Q}_{fer}$  e  $\dot{Q}_{ma}$  as quantidades de calor total e as quantidades de calor dissipada pelos cavacos, peça, ferramenta de corte e meio ambiente, respectivamente, e  $R_{cav}$ ,  $R_p$ ,  $R_{fer}$ ,  $R_{ma}$  como o percentual da distribuição de calor total em usinagem dissipado pelos cavacos, peça, ferramenta de corte e meio ambiente, respectivamente, logo:

$$\dot{Q}_{tot} = \dot{Q}_{cav} + \dot{Q}_p + \dot{Q}_{fer} + \dot{Q}_{ma} \quad (2.8)$$

$$R_{cav} = \frac{\dot{Q}_{cav}}{\dot{Q}_{tot}} \times 100\% \quad (2.9)$$

$$R_p = \frac{\dot{Q}_p}{\dot{Q}_{tot}} \times 100\% \quad (2.10)$$

$$R_{fer} = \frac{\dot{Q}_{fer}}{\dot{Q}_{tot}} \times 100\% \quad (2.11)$$

$$R_{ma} = \frac{\dot{Q}_{ma}}{\dot{Q}_{tot}} \times 100\% \quad (2.12)$$

Levando em consideração que, quase toda a energia mecânica é transformada em calor, a potência de corte para o torneamento cilíndrico pode ser obtida pela equação seguinte:

$$P_c = F_c \cdot v_c \approx P_c = \frac{W}{t_c} = \frac{Q_{tot}}{t_c} \quad (2.13)$$

Em que  $W$  é o trabalho mecânico e  $t_c$  é o tempo de usinagem. As forças de usinagem podem ser medidas por meio de um dinamômetro.

Para fins comparativos, os autores utilizaram a taxa de transferência de calor médio  $\dot{Q}$ , uma vez que os resultados experimentais foram obtidos em diferentes parâmetros de usinagem. Foram utilizados três diferentes configurações de calorímetros, para os cavacos, peça e ferramenta de corte. A taxa de dissipação de calor média para os cavacos, peça, ferramenta de corte e meio ambiente, são definidos pelas respectivas equações que se seguem:

$$\dot{Q}_{cav} = (m_{a1}c_a\Delta T_{a1} + m_{cav}c_p\Delta T_{cav})/t_c \quad (2.14)$$

$$\dot{Q}_p = (m_{a2}c_a\Delta T_{a2} + m_p c_p \Delta T_p)/t_c \quad (2.15)$$

$$\dot{Q}_{fer} = (m_{a3}c_a\Delta T_{a3} + m_{fer}c_{fer}\Delta T_{fer})/t_c \quad (2.16)$$

$$\dot{Q}_{ma} = m_{ma}c_{ma}\Delta T_{ma}/t_c \quad (2.17)$$

Em que  $\Delta T_{a1}$  e  $\Delta T_{ma}$  representam o aumento de temperatura da água e do ar no calorímetro de cavacos, respectivamente, e  $\Delta T_{cav}$  representa o aumento de temperatura dos cavacos. De forma similar,  $\Delta T_{a2}$  representa o aumento de temperatura da água no calorímetro da peça,  $\Delta T_p$  representa o aumento de temperatura da peça,  $\Delta T_{a3}$  representa o aumento de temperatura da água no calorímetro da ferramenta de corte e  $\Delta T_{fer}$  representa o aumento de temperatura da ferramenta de corte. As massas ( $m$ ) e calores específicos ( $c$ ) de

cada sistema são distinguidos pelos índices subscritos. Os índices numéricos 1, 2 e 3, aqui, representam respectivamente, os calorímetros de cavacos, peça e ferramenta de corte. A taxa de calor média total é dada pela equação seguinte:

$$\dot{Q}_{\text{tot}} = \dot{Q}_{\text{cav}} + \dot{Q}_{\text{p}} + \dot{Q}_{\text{fer}} + \dot{Q}_{\text{ma}} = Q_{\text{tot}} / t_c \quad (2.18)$$

Hirao et al. (1998) estudaram o comportamento da geração de calor e sua partição em fresamento a altas velocidades de corte. Os materiais usinados foram o aço carbono AISI 1045 e a liga de alumínio 5052. A ferramenta de corte foi um inserto de metal duro classe P20. Um calorímetro de água (1 L) foi utilizado, Fig. 2.21a. Quatro termômetros de resistência de platina monitoraram a temperatura durante o ensaio, Fig. 2.21b. Os resultados apresentados nas Fig. 2.22 e Fig. 2.23 mostraram que o aumento da velocidade de corte proporciona maiores partições do calor dissipado pelos cavacos em detrimento ao calor dissipado pela ferramenta de corte e pela peça.

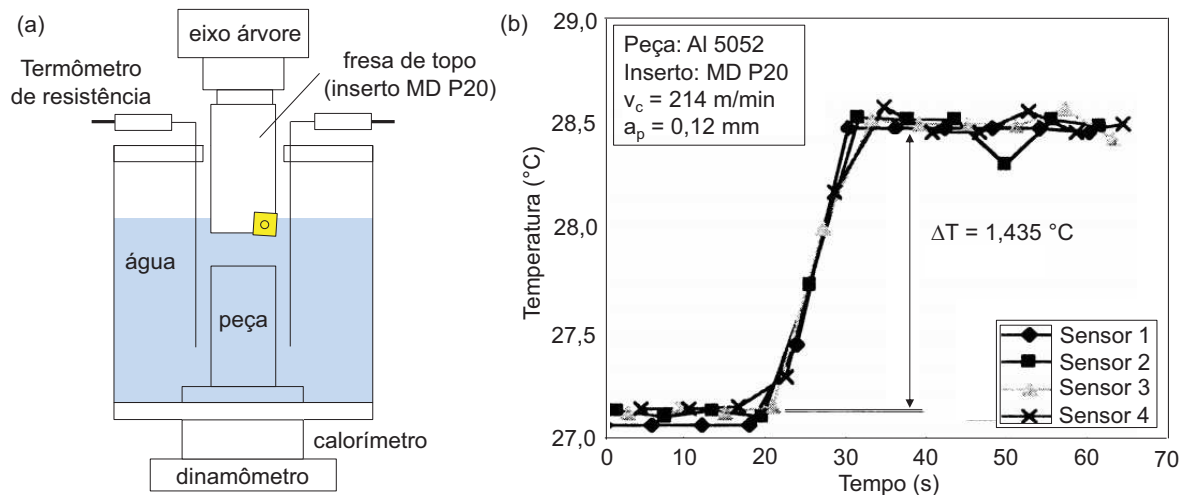


Figura 2.21 – a) Calorímetro de água para medição de calor em fresamento; b) variação da temperatura da água durante ensaio (adaptado de HIRAO et al., 1998)

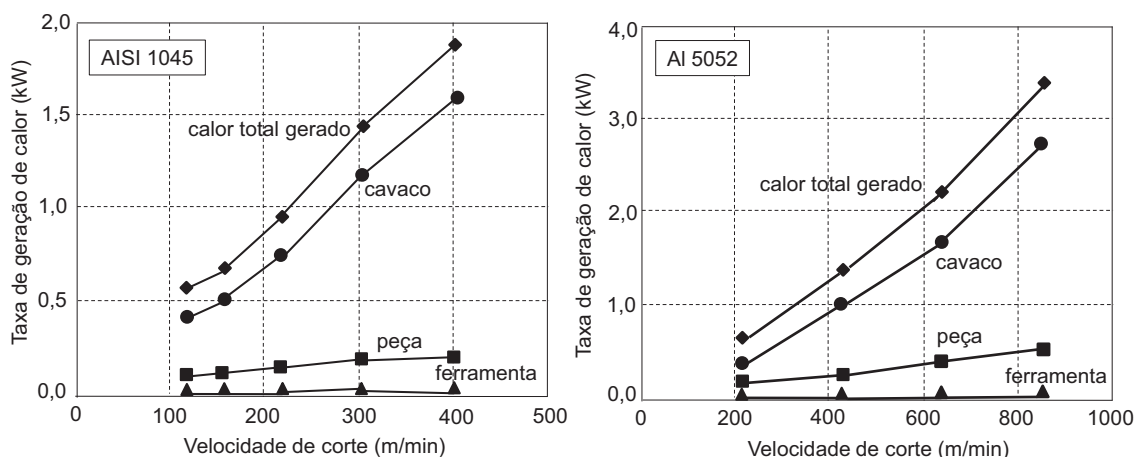


Figura 2.22 – Taxa de geração de calor em função da velocidade de corte para fresamento de aço AISI 1045 e Al 5052, avanço de 0,12 mm/rev, profundidade de corte de 0,12 mm, ferramenta de metal duro P20 (adaptado de HIRAO et al., 1998)

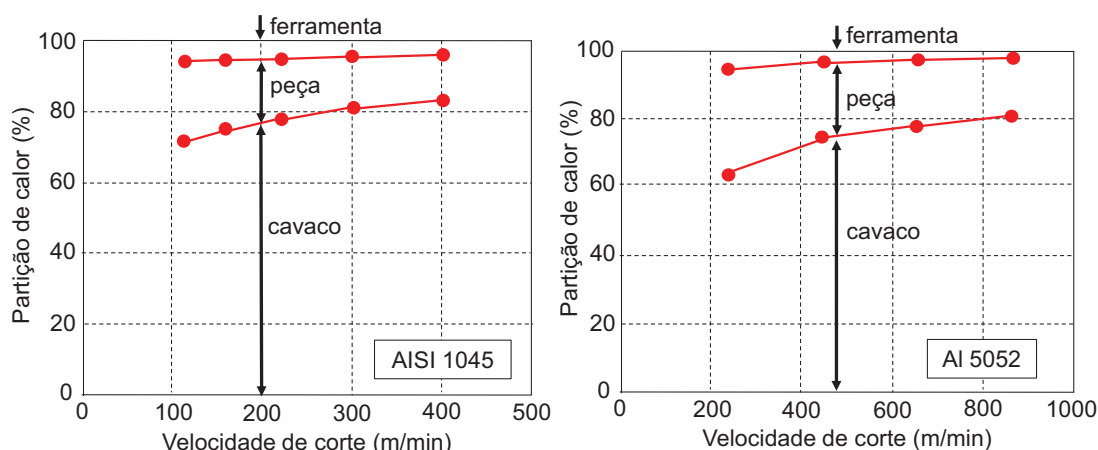


Figura 2.23 – Partição do calor gerado em função da velocidade de corte para fresamento de aço AISI 1045 e Al 5052, avanço de 0,12 mm/rev, profundidade de corte de 0,12 mm, ferramenta de metal duro P20 (adaptado de HIRAO et al., 1998)

Quan; Xu; Dou (2009) estudaram os efeitos da condição de refrigeração na dissipação do calor gerado em fresamento de aço de médio carbono a altas velocidades de corte. Um calorímetro de água foi utilizado. Termopares foram utilizados para monitorar a temperatura da água. Três configurações foram utilizadas para medir a partição dos cavacos, da ferramenta de corte e da peça, Fig. 2.24. As condições de refrigeração foram: (1) corte a seco; (2) com ar comprimido; e (3) com água a alta pressão (5 MPa). Os resultados apresentados nas Fig. 2.25 mostraram que o aumento da velocidade de corte proporciona maiores partições do calor dissipado pelos cavacos. Por outro lado, as partições de calor da ferramenta de corte e pela peça diminuem com a velocidade de corte.

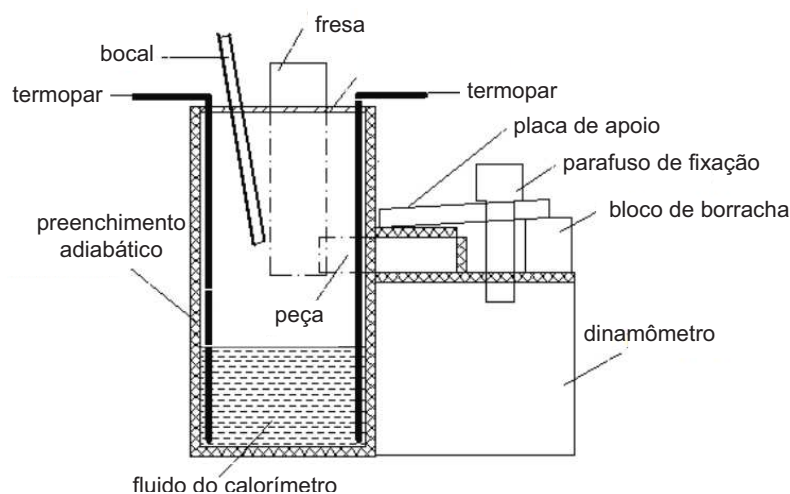


Figura 2.24 – Configuração do calorímetro de água para medição de calor em fresamento (adaptado de QUAN; XU; DOU, 2009)

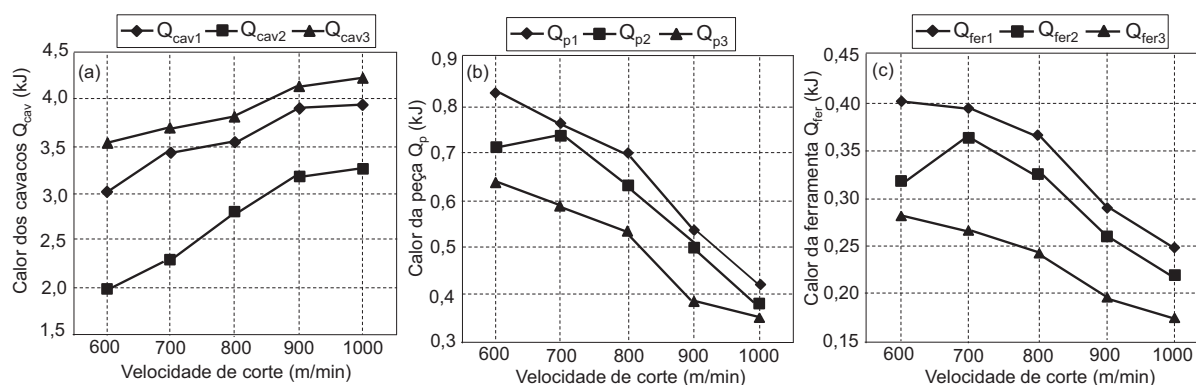


Figura 2.25 – Quantidade de calor em função da velocidade de corte para fresamento de aço AISI 1045; a) partição dos cavacos; b) partição da peça; c) partição da ferramenta de corte (adaptado de QUAN; XU; DOU, 2009)

O equacionamento dos calorímetros utilizados por Hirao et al. (1998) e Quan; Xu; Dou (2009) foram semelhantes aos apresentados anteriormente por Quan; He; Dou (2008) e Quan; Arsecularatne; Zhang (2009), comparando a quantidade de calor calculada pela variação de temperatura do fluido calorimétrico e a energia mecânica calculada por meio da força de corte. Ressalta-se a concordância entre os resultados obtidos por Schmidt; Roubik (1949), Hirao et al. (1998), Quan; Xu; Dou (2009), Quan; He; Dou (2008), Quan; Arsecularatne; Zhang (2009) e Denkena; Ammermann; Niederwestberg (2012).

Silva (2015) projetou e construiu um calorímetro de água para medição da geração de calor na furação de ferro fundido cinzento. O calorímetro consistiu de dois recipientes cilíndricos de Policloreto de Vinílica (PVC) e Poliamida 6.6 (nome comercial Technyl®). Como fluido calorimétrico foi utilizado 90 ml de água deionizada. As temperaturas foram medidas

por termopares do tipo-K inseridos no interior do calorímetro. Silva (2015) comparou a energia consumida em usinagem, calculada por meio de dados obtidos por dinamômetro rotativo ( $P_c = F_c \cdot v_c$ , Fig. 2.26a), e o calor gerado em usinagem, estimado pelo calorímetro ( $Q_{tot} = m_{fl} \cdot c_{fl} \cdot \Delta T_{fl}$ ;  $\Delta T_{fl} = T_{eq} - T_i$ , Fig. 2.26b).

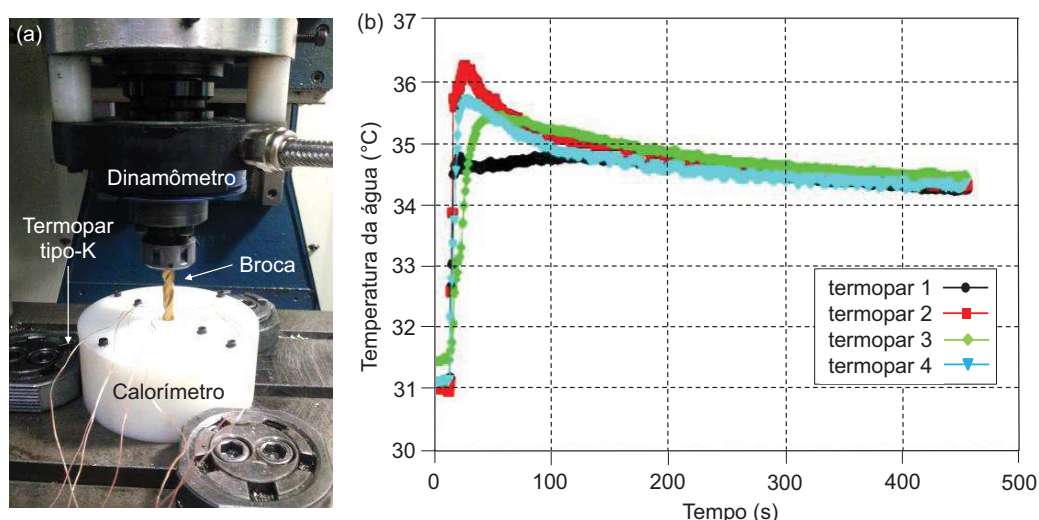


Figura 2.26 – a) Configuração experimental do método calorimétrico; b) medição de temperaturas no fluido calorimétrico,  $v_c = 30$  m/min,  $f = 0,13$  mm/rev, profundidade do furo de 15,0 mm, broca de aço rápido revestida de TiN (adaptado de SILVA, 2015)

Apesar de alguns dos resultados experimentais de Silva (2015) se mostrarem dúbios, o principal objetivo desse trabalho foi alcançado: projetar e construir um calorímetro para medições de calor e temperatura em processo de furação e prover uma metodologia inicial para medições calorimétricas no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem da Universidade Federal de Uberlândia.

Em suma, o método calorimétrico é uma metodologia estritamente experimental para estimativa da quantidade de calor gerado em usinagem e de temperaturas envolvidas no sistema. O método tem sido utilizado em torneamento, fresamento e furação, apesar de haver relativamente poucas pesquisas que tratam sobre o tema. Ainda assim, a literatura apresenta diferentes configurações experimentais. Os trabalhos elencados no presente capítulo muito contribuem para o entendimento e posterior utilização do método. Entretanto, nota-se que o equacionamento do método e as dificuldades experimentais tais como projeto e construção do calorímetro, isolamento térmico, metodologia experimental, muitas vezes são pouco detalhadas. No capítulo seguinte, a metodologia base para os ensaios desta pesquisa serão explanados juntamente com o calorímetro utilizado.

## **CAPÍTULO III**

### **O MÉTODO CALORIMÉTRICO E SUA EXPERIMENTAÇÃO BASE**

O objetivo deste trabalho foi determinar, por meio do método calorimétrico, a porcentagem da energia mecânica consumida em processo de furação que se transforma em energia térmica. O calorímetro utilizado foi projetado por Silva (2015). O funcionamento do calorímetro é baseado no confinamento, no interior do calorímetro, do corpo de prova, dos cavacos e da ferramenta de corte em meio a um fluido com calor específico conhecido (fluido calorimétrico). Sua temperatura é medida continuamente com termopares em diferentes posições do calorímetro para quantificação da distribuição de temperaturas no fluido. Baseado em projetos de calorímetros na literatura, a configuração final do calorímetro foi projetada para minimizar as perdas de calor para as vizinhanças do calorímetro. O processo de usinagem escolhido foi a furação e o material usinado foi o ferro fundido cinzento. Nesta seção o método calorimétrico será explanado e sua experimentação básica para os ensaios será apresentada.

#### **3.1. Calorímetro utilizado**

O calorímetro utilizado nesta pesquisa consistiu de dois recipientes cilíndricos e coaxiais. O recipiente de maior diâmetro foi fabricado em Poliamida 6.6 em (nome comercial Technyl®) e o recipiente de menor diâmetro foi fabricado em Policloreto de Vinila (PVC). Os recipientes são encaixados entre si por meio de um rebaixo no recipiente maior. O recipiente menor também possui um rebaixo para fixação de um corpo de prova cilíndrico por um parafuso Allen M6 x 10 mm. Os projetos dos dois recipientes constituintes do calorímetro são apresentados nas Fig. 3.1 e Fig. 3.2.

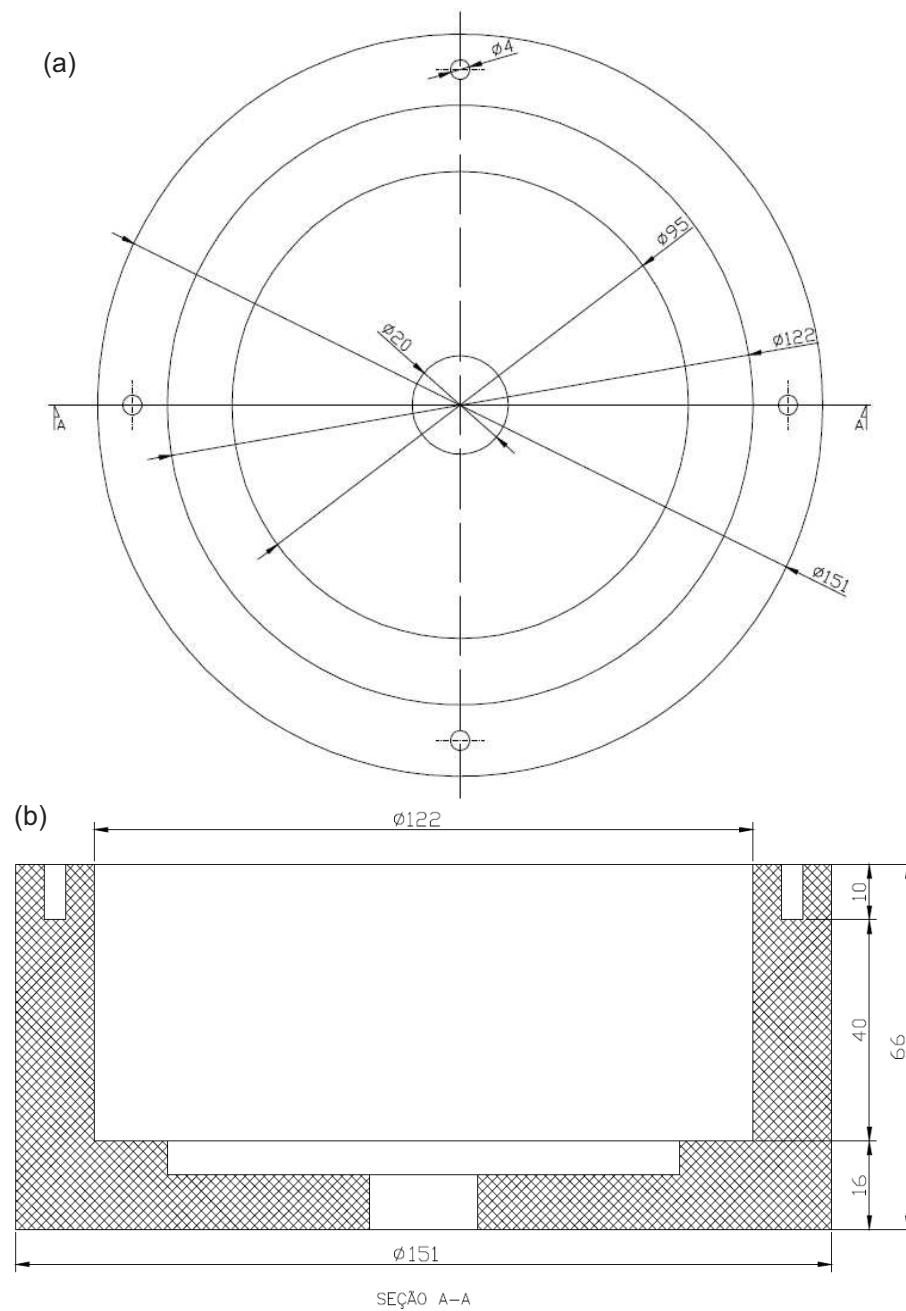


Figura 3.1 – Recipiente maior (Poliamida 6.6); a) vista superior; b) vista transversal



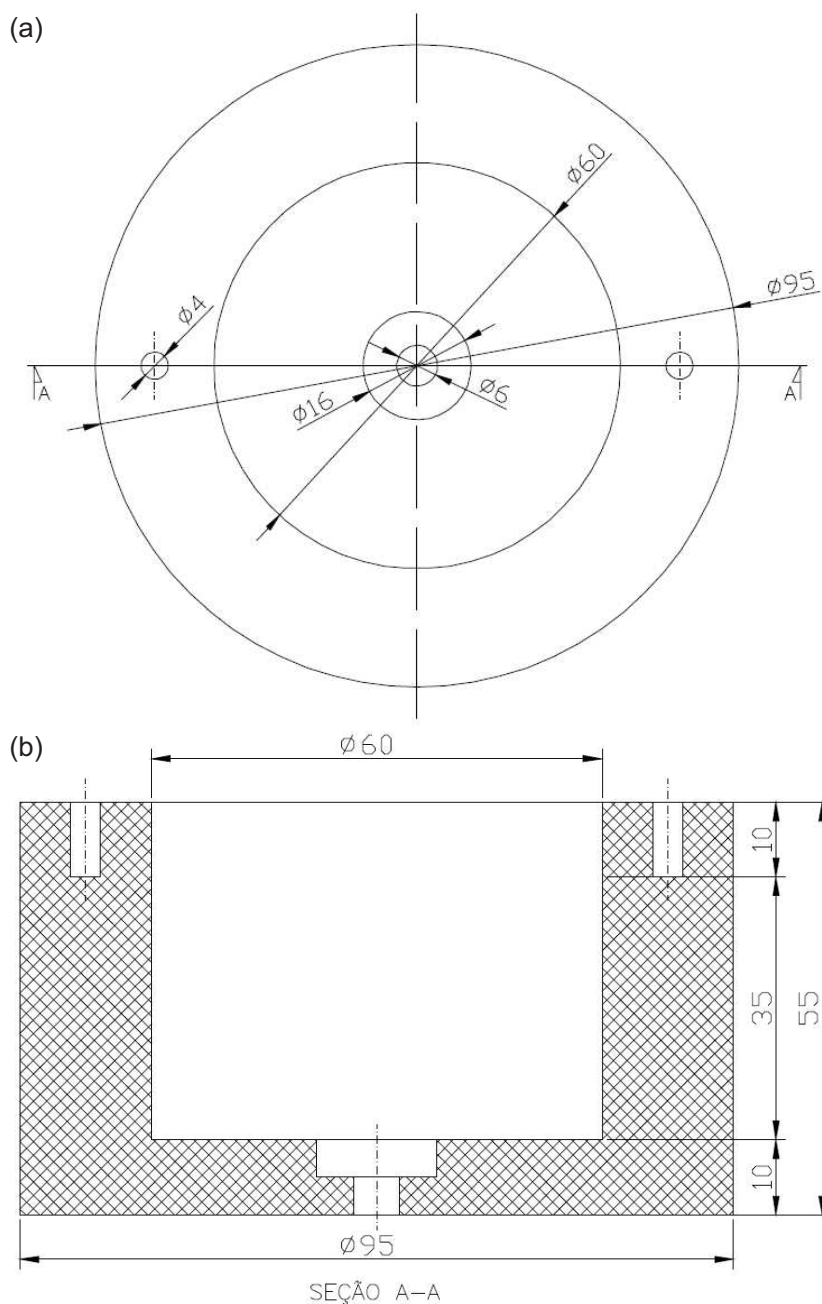


Figura 3.2 – Recipiente menor (Policloreto de Vinila); a) vista superior; b) vista transversal

A tampa do calorímetro é construída em Poliamida 6.6 (Technyl®) e acopla-se ao recipiente menor do calorímetro por seu ressalto, sendo fixada aos dois recipientes do calorímetro por seis parafusos Allen M4 x 10 mm. A tampa possui quatro furos de 1,0 mm para passagem dos termopares e um furo de 12,0 mm para passagem da ferramenta de corte durante a usinagem. O projeto da tampa do calorímetro é apresentado na Fig. 3.3.

A massa do recipiente maior, do recipiente menor, da tampa do calorímetro e do parafuso de fixação do corpo de prova foram medidas com balança digital (resolução de 0,01 g). A massa do recipiente maior foi de  $(648,08 \pm 0,02)$  g, a massa do recipiente menor

foi  $(409,62 \pm 0,03)$  g, a massa da tampa do calorímetro foi  $(134,46 \pm 0,02)$  g e a massa do parafuso foi  $(4,25 \pm 0,02)$  g, com intervalo de confiança de 99,70 %.

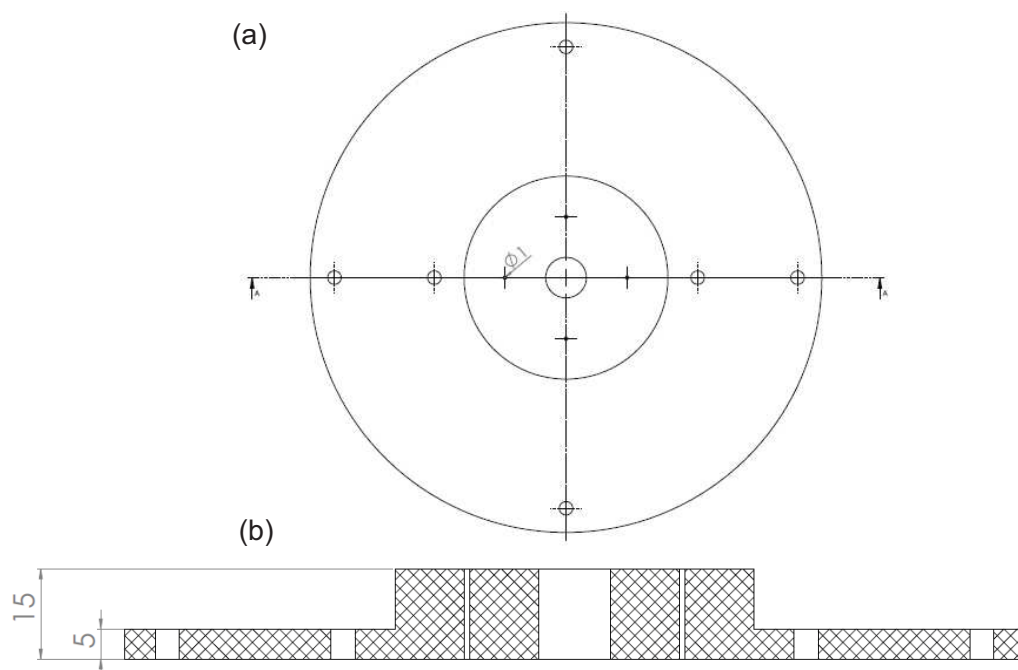


Figura 3.3 – Tampa do calorímetro (Poliamida 6.6); a) vista superior; b) vista transversal

A Poliamida 6.6 e o Policloreto de Vinila foram selecionados por suas características de baixa condutividade térmica, baixo custo e ótima usinabilidade. Para minimizar as perdas de energia térmica por convecção natural, foram adicionados blocos de poliestireno expandido (nome comercial EPS Isopor<sup>®</sup>) de aproximadamente 13,6 mm de espessura entre os dois recipientes do calorímetro. A condutividade térmica dos componentes do calorímetro é apresentada na Tab. 3.1.

Tabela 3.1 – Condutividade térmica dos componentes do calorímetro (NASCIMENTO, 2018; ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DO POLIESTIRENO EXPANDIDO, 2019; INCOMPLAST, 2019)

Poliamida 6.6	Policloreto de Vinila	EPS Isopor <sup>®</sup>
0,23 W/m.K (a 23 °C)	0,163 W/m.K	0,037 W/m.K a 0,042 W/m.K (a 23 °C)

No recipiente menor do calorímetro são adicionados 90 ml de um fluido de medição, denominado neste trabalho de fluido calorimétrico, cuja finalidade é receber parcela da energia térmica transferida dos corpos inseridos no interior do calorímetro. O fluido calorimétrico deve ser não inflamável, inerte quimicamente e possuir calor específico

conhecido. É importante ressaltar que as temperaturas de operação do calorímetro devem estar dentro da faixa de temperaturas limitadas pelo ponto de fusão e ponto de ebulição do fluido, exceto se o calorímetro for de mudança de fase (calorímetro isotérmico).

A configuração final do calorímetro com corpo de prova é apresentada nas Fig. 3.4. As dimensões dos seus componentes estão apresentadas na Tab. 3.2.

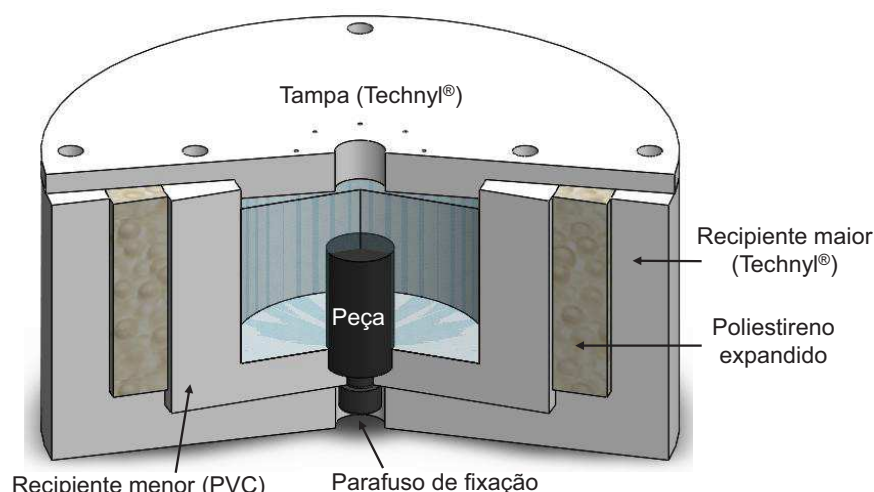


Figura 3.4 – Configuração final do calorímetro utilizado e seus componentes

Tabela 3.2 – Dimensões dos componentes do calorímetro (em mm)

Componente	Diâmetro			Altura
	externo	interno	rebaixo	
Rec. maior (Technyl®)	151	122	95	66
Rec. menor (PVC)	95	60	16	55
Tampa (Technyl®)	151	-	60*	5

\*Esta dimensão representa um ressalto para a tampa do calorímetro.

### 3.2. Medição de temperaturas

A utilização de calorímetros não-isotérmicos (que não envolvem mudança de fase do fluido calorimétrico) para avaliação de calor sempre requererá a medição de temperaturas em um fluido calorimétrico. Desta forma, foram utilizados cabos para termopares duplex isolados com fio fino de PFA (perfluoroalcóxido), diâmetro de 0,127 mm, tipo-T, especificação TT-T-36-100 da fabricante OMEGA™. O equipamento para medição e aquisição de temperaturas foi a unidade de aquisição, comutação e registro de dados Keysight Technologies® modelo 34970A comandado pelo programa computacional Agilent

BenchLink Data Logger Pro, conforme apresentado na Fig. 3.5. A taxa de aquisição de dados de temperaturas foi variável, a depender da quantidade utilizada de termopares.



Figura 3.5 – Sistema para medição de temperaturas com cabos para termopares duplex isolados com fio fino do tipo-T, unidade de aquisição de dados Keysight Technologies® e programa Agilent BenchLink Data Logger Pro

O termopar tipo-T é popularmente conhecido como termopar cobre-constantan devido à composição dos fios termopares (cobre: fio positivo, cor padrão azul; constantan, liga Cu-Ni: fio negativo, cor padrão vermelha). Seu intervalo de medição de temperaturas varia de - 270 °C a 400 °C sendo indicado para aplicações criogênicas e de baixa temperatura. A tolerância do termopar tipo-T padrão é de 1,0 °C ou 0,75 % do valor medido, para temperaturas acima de 0 °C, e de 1,0 °C ou 1,5 % do valor medido, para temperaturas abaixo de 0 °C (ÔMEGA ENGINEERING, 2015). A escolha do termopar tipo-T se deu pelo intervalo de medição de temperaturas do termopar ser compatível com os resultados de temperaturas esperados nos ensaios experimentais.

### 3.3. Medição de esforços de usinagem

Outra necessidade intrínseca do método calorimétrico em usinagem é o cálculo da energia mecânica ou da potência mecânica consumida durante a usinagem, Fig. 3.6. Isso foi alcançado por meio da utilização de um dinamômetro rotativo Kistler® modelo 9123C1211 acoplado ao eixo árvore da máquina. Para transmissão de dados utiliza-se um amplificador de sinal multicanal Kistler® modelo 5223B1 por meio de um cabo modelo 1677A5 da Kistler® ligado a uma placa de aquisição de sinais da National Instruments™ modelo DAK 6202. A interface com o usuário é realizada por um computador por meio de programa computacional em linguagem de programação LabVIEW.



Figura 3.6 – Sistema de aquisição de esforços de usinagem; a) dinamômetro rotativo Kistler®; b) amplificador de sinais multicanal Kistler®; c) placa de aquisição de sinais da National Instruments™

### 3.4. O processo de furação

O processo de furação é uma operação de usinagem amplamente utilizada para fabricação de furos devido a sua simplicidade, rapidez e economia. Geralmente o processo de furação é realizado com uma ferramenta de corte cilíndrica multi-cortante dotada de movimento de rotação e avanço em direção a peça. A ferramenta de corte mais comum é a broca helicoidal, Fig. 3.7. A furação é um dos processos de usinagem mais complexos, muito em parte devido aos fenômenos térmicos inerentes ao processo (RIVERO et al., 2006; GROOVER, 2010).

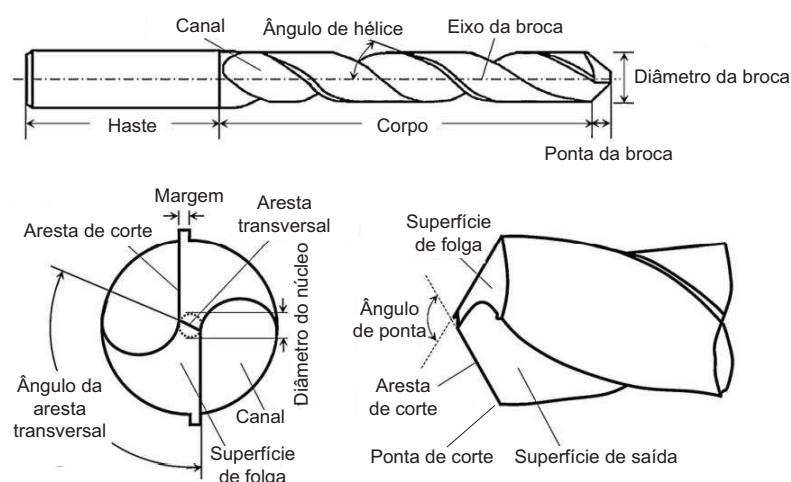


Figura 3.7 – Broca helicoidal (adaptado de LEE; RABIN; OZDOGANLAR, 2011)

No processo de furação a velocidade de corte varia ao longo da aresta de corte, de um valor máximo na ponta de corte até zero no eixo de rotação, nas proximidades da aresta transversal (GROOVER, 2010). O ângulo de saída também diminui da periferia para o centro da broca, apresentando valores bastante negativos na aresta transversal (TRENT; WRIGHT, 2000). O avanço da ferramenta de corte durante a furação promove a extrusão do

material da peça pela aresta transversal da broca devido às condições de corte insatisfatórias nessa região (ângulo de saída muito negativo e velocidade de corte baixa). O material deformado é direcionado às arestas de corte, onde as condições de corte são mais favoráveis e o cisalhamento do material acontece (RIVERO et al., 2006; GROOVER, 2010).

Durante a furação, a remoção do cavaco da zona de corte pode ser um problema. Devido à zona de corte ocorrer no interior do furo, os canais da broca devem fornecer folga suficiente em todo o comprimento para permitir que os cavacos sejam extraídos do furo (GROOVER, 2010). Caso contrário, o acúmulo de cavaco pode gerar desde um aumento de temperatura até a quebra da ferramenta de corte (TAI; STEPHENSON; SHIH, 2011).

A utilização de fluidos de corte tem sido uma estratégia para reduzir o atrito na interface cavaco-ferramenta, refrigerar o sistema e expulsar os cavacos da zona de corte, porém seus efeitos são limitados. Devido a esses desafios, a profundidade do furo usinado é normalmente limitada a cerca de quatro a cinco vezes o diâmetro da broca (GROOVER, 2010; STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

A literatura apresenta metodologias para avaliação do calor gerado por meio de calorímetros em processo de torneamento, fresamento e furação. Neste trabalho, o processo de furação foi escolhido devido à dinâmica do processo que possibilita o confinamento dos fenômenos de geração de calor na zona de corte em um calorímetro simples e compacto, possibilitando a interação da peça, ferramenta de corte e cavacos no seu interior. O calorímetro também pode ser facilmente adaptado para medições de partição de calor dos cavacos e da ferramenta de corte.

A ferramenta de corte inicialmente utilizada nos ensaios foi uma broca helicoidal maciça de corte a direita com duas arestas cortantes, de aço rápido/cobalto tipo M42 (8% Co), revestida com uma cobertura de TiAlN (Nitreto de Titânio e Alumínio), 10 mm de diâmetro, fabricada pela OSG Sulamericana® e apresentada na Fig. 3.8. A segunda ferramenta de corte utilizada nos ensaios experimentais foi uma broca helicoidal maciça de corte a direita com duas arestas cortantes, de metal duro classe K30, revestida com uma cobertura de TiN (Nitreto de Titânio), com canais de refrigeração interna, 10 mm de diâmetro, fabricada pela Gühring® e apresentada na Fig. 3.9.



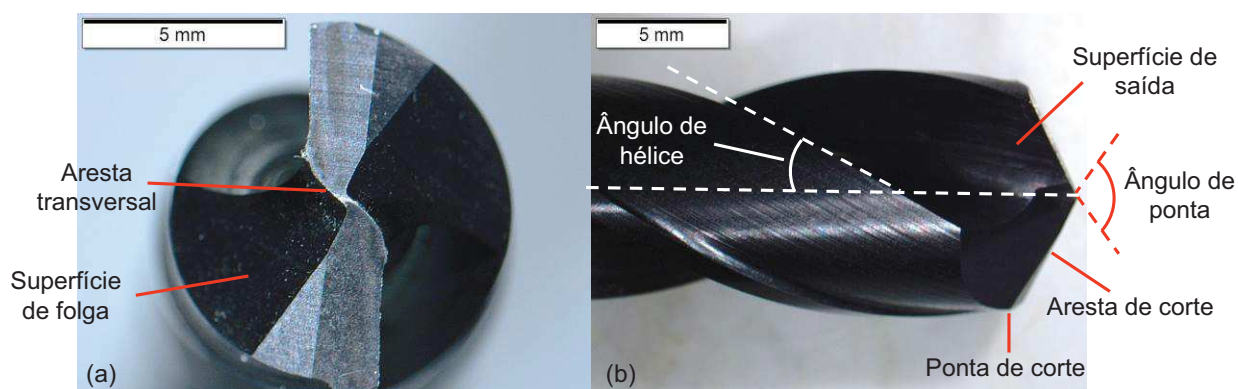


Figura 3.8 – Broca de aço rápido revestida de TiAlN, 10 mm de diâmetro; a) vista de topo da ferramenta, aumento de 10x; b) vista lateral da ferramenta, aumento de 6,7x em microscópio óptico Olympus® SZ61

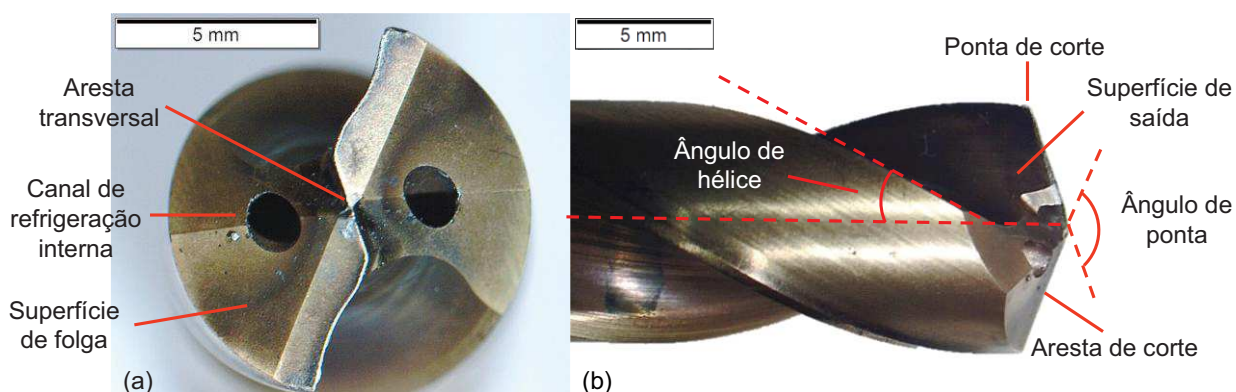


Figura 3.9 – Broca de metal duro classe K30 revestida de TiN, 10 mm de diâmetro; a) vista de topo da ferramenta, ampliação de 10x; b) vista lateral da ferramenta, ampliação de 6,7x em microscópio óptico Olympus® SZ61

Na Tab. 3.3 são apresentados os ângulos e as dimensões das brocas utilizadas. A massa das brocas foram medidas com balança digital (resolução de 0,01 g) por meio de 5 medições e o resultado está apresentado na Tab. 3.3 com intervalo de confiança de 99,70 %.

Tabela 3.3 – Ângulos e dimensões da broca de aço rápido revestida de TiAlN (broca 1) e da broca de metal duro revestida de TiN (broca 2)

Broca	Ângulos		Comprimento (mm)			Massa (g)
	Ponta	Hélice	Diâmetro	Canal	Total	
1	130°	30°	10,0	87,0	137,0	60,97 ± 0,02
2	142°			60,0	100,0	79,52 ± 0,02

### 3.5. Estimativa da porcentagem de energia mecânica transformada em calor

O método calorimétrico faz uso dos conceitos e das equações da Calorimetria para estimar indiretamente a quantidade de calor trocado entre os corpos e um fluido no interior do calorímetro. Essa transferência de calor sempre ocorrerá no sentido da maior para a menor temperatura até o estabelecimento da temperatura de equilíbrio ( $T_{eq}$ ), na qual todas as partes do sistema estarão à mesma temperatura.

A deformação elástica, a deformação plástica e o atrito presente durante a usinagem são responsáveis pela geração de energia térmica durante o corte. Assumindo que a furação ocorra no interior de um calorímetro adiabático (não há transferência de calor para as vizinhanças,  $Q_{per} = 0$ ), a energia transformada em calor durante a furação será inicialmente distribuída entre a ferramenta de corte, a peça e os cavacos, conforme é apresentada na Fig. 3.10.

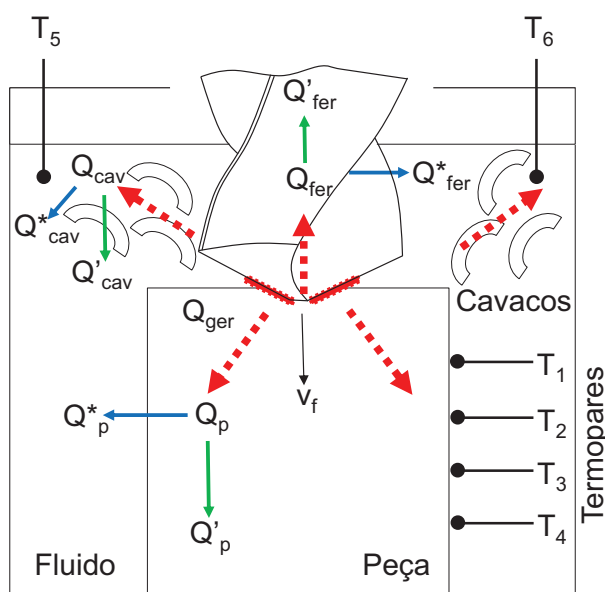


Figura 3.10 – Distribuição do calor gerado em furação entre a peça, cavacos e ferramenta de corte no interior do calorímetro, em que  $Q^*$  representa as parcelas de energia recebidas pelo fluido calorimétrico e  $Q'$  representa parcelas de calor absorvidas na forma de energia térmica

O fluido calorimétrico interage com a peça, cavacos e ferramenta de corte e uma parcela de calor de cada um desses é transferida por condução para o fluido do calorímetro. Essas parcelas de energia recebidas pelo fluido calorimétrico foram identificadas pelo índice sobrescrito (\*). Por outro lado, foi notado experimentalmente que uma parcela do calor é absorvida pela peça, cavacos e ferramenta de corte, na forma de energia térmica. Essas



parcelas de calor absorvidas foram identificadas pelo índice sobrescrito ('). A Eq. 3.1 reúne esses conceitos:

$$Q_{ger} = Q'_p + Q^*_p + Q'_{cav} + Q^*_{cav} + Q'_{fer} + Q^*_{fer} \quad (3.1)$$

Foi considerado que o calor transferido ao fluido calorimétrico é a soma das parcelas de calor transferidas da peça ( $Q^*_p$ ), cavacos ( $Q^*_{cav}$ ) e ferramenta de corte ( $Q^*_{fer}$ ). Assim:

$$Q_{fl} = Q^*_{cav} + Q^*_p + Q^*_{fer} \quad (3.2)$$

Substituindo a Eq. 3.2 na Eq. 3.1, obtém-se que, a quantidade de energia térmica gerada durante o processo de usinagem ( $Q_{ger}$ ) é calculada pela soma da quantidade de energia térmica recebida pelo fluido calorimétrico ( $Q_{fl}$ ) e das quantidades de energia térmica absorvidas pelo corpo de prova ( $Q'_p$ ), cavacos ( $Q'_{cav}$ ) e ferramenta de corte ( $Q'_{fer}$ ), Eq. 3.3.

$$Q_{ger} = Q_{fl} + Q'_p + Q'_{cav} + Q'_{fer} \quad (3.3)$$

A energia térmica recebida pelo fluido no interior do calorímetro,  $Q_{fl}$  [kJ], é calculada pela equação fundamental da Calorimetria, Eq. 3.4. A massa  $m_{fl}$  [g] do fluido é medida e o calor específico  $c_{fl}$  [J/kg.°C] é tabelado da literatura.

$$Q_{fl} = m_{fl} \cdot c_{fl} \cdot (T_f - T_i)_{fl} \quad (3.4)$$

A quantidade de energia térmica absorvida pelo corpo de prova no interior do calorímetro até o equilíbrio térmico,  $Q'_p$  [kJ], é calculada por meio da Eq. 3.5, Em que  $m_p$  [g] é a massa da peça,  $c_p$  [J/kg.°C] é o calor específico do material da peça,  $T_f$  é a média das temperaturas finais dos termopares soldados na peça, após o equilíbrio térmico e  $T_i$  é a média das temperaturas iniciais dos termopares soldados na peça.

$$Q'_p = m_p \cdot c_p \cdot (T_f - T_i)_p \quad (3.5)$$

Similarmente, a quantidade de energia térmica absorvida pelos cavacos até o equilíbrio térmico,  $Q'_{cav}$  [kJ], é calculada por meio da Eq. 3.6, em que  $m_{cav}$  [g] é a massa dos cavacos formados,  $c_{cav}$  [J/kg.°C] é o calor específico dos cavacos (considerou-se igual ao

calor específico da peça),  $T_f$  é a média das temperaturas finais dos termopares imersos no fluido calorimétrico ( $T_{eq}$ ), após o equilíbrio térmico e  $T_i$  é a média das temperaturas iniciais dos termopares soldados na peça.

$$Q'_{cav} = m_{cav} \cdot c_{cav} \cdot (T_f - T_i)_{cav} \quad (3.6)$$

Por fim, a quantidade de energia térmica absorvida pela ferramenta de corte até o equilíbrio térmico,  $Q'_{fer}$  [kJ], é calculada por meio da Eq. 3.7, em que  $m_{fer}$  [g] é a massa do corpo da broca,  $c_{fer}$  [J/kg.°C] é o calor específico do material da ferramenta,  $T_f$  é a média das temperaturas finais dos termopares imersos no fluido calorimétrico após o equilíbrio térmico ( $T_{eq}$ ) e  $T_i$  é a média das temperaturas iniciais da broca.

$$Q'_{fer} = m_{fer} \cdot c_{fer} \cdot (T_f - T_i)_{fer} \quad (3.7)$$

Para o cálculo da energia de corte ( $E_c$ ) ou da potência de corte ( $P_c$ ) durante o processo de usinagem considerou-se as forças e os momentos de corte durante a furação em cheio com broca helicoidal, Fig. 3.11.

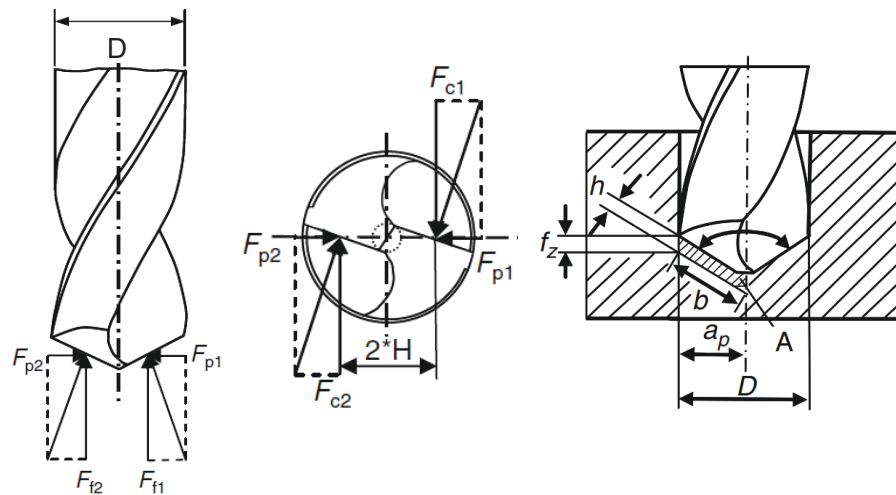


Figura 3.11 – Forças e momentos durante a furação em cheio com broca helicoidal (adaptado de KLOCKE, 2011)

Baseado no conceito de pressão específica de corte  $k_c$  [N/mm<sup>2</sup>], a força de corte  $F_c$  [N] pode ser expressa conforme a Eq. 3.8, em que  $A$  [mm<sup>2</sup>] é a área da seção transversal de corte.

$$F_c = k_c \cdot A \quad (3.8)$$

Pela Fig. 3.12 verifica-se a relação  $A = b \cdot h = f_z \cdot a_p$ , Em que  $z$  é o número de arestas ( $f = f_z \cdot z$  e  $f_z = f/2$ ) e  $a_p = D/2$ . Substituindo estas duas últimas relações na Eq. 3.8, obtém-se:

$$F_c = k_c \cdot \frac{f \cdot D}{4} \quad (3.9)$$

A relação que define o momento tursor  $M_c$  [N.m] aplicada a furação em cheio da Fig. 3.12, é dada pela Eq. 3.10:

$$M_c = \frac{z \cdot F_c \cdot H}{1000} \quad (3.10)$$

Considerando-se que a broca possui duas arestas de corte ( $z = 2$ ) e a força de corte atue no centro da aresta de corte, se valida a relação  $H = D/4$  [mm] e a Eq. 3.10 torna-se:

$$M_c = \frac{F_c \cdot D}{2000} \quad (3.11)$$

Isolando-se  $F_c$  na Eq.3.11, obtém-se a força de corte em função do momento tursor, grandeza experimentalmente mensurada.

$$F_c = \frac{2000 \cdot M_c}{D} \quad (3.12)$$

A potência de corte  $P_c$  [kW], é calculada por meio da Eq. 3.13, em que  $v_c = \pi \cdot D \cdot n / 1000$  [m/min].

$$P_c = \frac{F_c \cdot v_c}{60000} \quad (3.13)$$

Substituindo a Eq. 3.12 na Eq. 3.13, obtém a potência de corte em função do momento tursor.

$$P_c = \frac{M_c \cdot v_c}{30 \cdot D} \quad (3.14)$$

O tempo de furação  $t_c$  [s], é dado pela Eq. 3.15.

$$t_c = \frac{60 \cdot L_{\text{furo}}}{f \cdot n} \quad (3.15)$$

A energia de corte  $E_c$  [kJ], pela definição de potência de corte é dada pela Eq. 3.16.

$$E_c = P_c \cdot t_c \quad (3.16)$$

Substituindo as Eq. 3.14 e Eq. 3.15 na Eq. 3.16 juntamente com a relação da velocidade de corte, obtêm-se a equação para cálculo da energia de corte,  $E_c$  [kJ].

$$E_c = \frac{2\pi \cdot M_c \cdot L_{\text{furo}}}{f} \quad (3.17)$$

A partir da razão do calor gerado pela energia de corte obtêm-se a porcentagem de energia mecânica transformada em calor no processo de furação do ferro fundido cinzento.

$$R_c = \frac{Q_{\text{ger}}}{E_c} \quad (3.18)$$

### 3.6. Material usado e sua caracterização

Os ferros fundidos formam uma classe de ligas ferro-carbono-silício, contendo Mn, S e P, podendo apresentar elementos de liga diversos. São caracterizados por possuir teores de carbono acima de 2,14 %p, apesar de na prática a maioria dos ferros fundidos conter entre 3,0 %p e 4,5 %p. Nos ferros fundidos com grafita, a microestrutura da matriz apresenta-se similar aos aços (ferrita, perlita, martensita etc.). O silício é denominado de elemento grafitizante, pois concentrações maiores do que aproximadamente 1,0 %p promovem a formação da grafita. As partículas de grafita possuem resistência mecânica

muito baixa e funcionam como uma descontinuidade da matriz, exercendo o efeito de concentração de tensões, afetando profundamente suas propriedades mecânicas e térmicas, além da usinabilidade. Uma classificação geral e bem aceita define os mais comuns tipos de ferro fundidos em cinzento, nodular (ou dúctil), branco (não contém grafita), maleável e vermicular (GUESSER, 2009; CALLISTER JR.; RETHWISCH, 2009).

Neste trabalho foi utilizado como material usinado a classe do ferro fundido cinzento. Os teores de carbono e silício no ferro fundido cinzento variam entre 2,5 %p e 4,0 %p, e 1,0 %p e 3,0 %p, respectivamente. Nesta classe, a grafita se apresenta em forma de veios, fornecendo bons valores de condutividade térmica, excelente capacidade de amortecimento de vibrações e ótima usinabilidade. Por outro lado, as extremidades dos veios de grafita são afiladas e pontiagudas, servindo como pontos de concentração de tensão, tornando-os mecanicamente frágeis e poucos resistentes quando submetidos à tração. Inclusive é o aspecto acinzentado característico da fratura frágil dos ferros fundidos cinzentos que dá nome a essa classe (GUESSER, 2009; CALLISTER JR.; RETHWISCH, 2009).

A matriz do ferro fundido cinzento pode ser ferrítica ou mais comumente perlítica. Os limites de resistência cobrem uma faixa de 100 MPa a 400 MPa. O alongamento geralmente não é especificado por ser muito pequeno. Outras características importantes dos ferros fundidos cinzentos são: elevada resistência ao desgaste; elevada fluidez a temperatura de fusão, permitindo a fundição de peças complexas; baixo custo, uma vez que os ferros fundidos estão entre os materiais metálicos mais baratos. Aplicações típicas dos ferros fundidos cinzentos são polias, carcaças, blocos e cabeçotes de motores, volantes, discos e tambores de freio, bases de máquinas e componentes hidráulicos (GUESSER, 2009; CALLISTER JR.; RETHWISCH, 2009).

A vasta aplicabilidade do ferro fundido cinzento como material de construção mecânica, o baixo custo do material, a excelente usinabilidade devido à forma lamelar da grafita e as propriedades mecânicas decorrentes dessa microestrutura, que favorecem a formação de cavacos do tipo descontínuo, faz do ferro fundido cinzento um material ideal para medição de calor e temperatura em processo de furação pelo método calorimétrico. Desta forma, uma barra de ferro fundido cinzento de seção circular foi utilizada para todos os ensaios experimentais (diâmetro de 37,0 mm e comprimento de 1,80 m).

Amostras de cavacos foram coletadas após a furação e analisadas qualitativamente. O tipo dos cavacos é descontínuo, característico na usinagem de ferros fundidos cinzentos (SOUSA; SALES; MACHADO, 2017). A forma dos cavacos foi helicoidal cônica curta para todas as condições de corte utilizadas, Fig. 3.12. Essa geometria foi adequada para o alojamento dos cavacos no interior do calorímetro, facilitando a avaliação da energia térmica durante a furação e medição de temperaturas utilizando termopares.



Figura 3.12 – Cavacos do tipo descontínuo e forma helicoidal cônica curta coletados durante furação de ferro fundido cinzento, velocidade de corte 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, ampliação de 6,7x em microscópio óptico Olympus® SZ61

Para a medição de dureza foi utilizado o método Rockwell-B normal por meio de durômetro universal Wolpert®. O penetrador utilizado foi uma esfera de aço temperado de 1/16 " de diâmetro ( $\varnothing$  1,588 mm). A carga utilizada nos ensaios foi de 100 kgf (980,7 N) e o tempo de indentação foi de 30 s, segundo norma DIN 50103-1 (DIN, 1984). A dureza do material foi determinada na superfície transversal da barra fundida. O procedimento de lixamento foi realizado com lixas d'água de granulometria 220 a 1000 mesh. Após o lixamento, a superfície foi polida com uma solução de óxido de alumínio (alumina) em suspensão com granulometria de 3  $\mu$ m. A dureza Rockwell média obtida a partir de 15 medições foi de  $(67,07 \pm 2,77)$  HRB, com intervalo de confiança de 99,70 %.

Para medição das propriedades mecânicas foram realizados ensaios de tração em máquina universal de ensaios Shimadzu® modelo Autograph AG-X com capacidade máxima de 300 kN. A carga utilizada nos ensaios foi 300 kN. Foram tracionados dois corpos de prova de ferro fundido cinzento extraídos do núcleo das barras baseado na Norma ASTM E8/E8M – 16a (ASTM, 2016). Os resultados de força, tensão e deformação foram adquiridos por meio do programa computacional Trapezium X. Os resultados das propriedades mecânicas medidas estão apresentados na Tab. 3.4.

Tabela 3.4 – Resultados dos ensaios de tração

Propriedades mecânicas	Média	Desvio padrão
Tensão máxima (MPa)	239,99	0,79
Deformação na tensão máxima (%)	6,54	0,29

O ferro fundido cinzento apresentou modo de fratura frágil devido à forma da grafita em veios, Fig. 3.13, apresentando deformação média de 6,54 % na tensão máxima. Não foi observado estricção no material. A tensão máxima média foi de 239,99 MPa, categorizando o ferro fundido cinzento utilizado na classe FC-250, conforme a NBR 6589 (ABNT, 1986).



Figura 3.13 – Aspecto da fratura frágil do ferro fundido cinzento após ensaio de tração, ampliação de 0,8x em microscópio óptico Olympus® SZ61

Neste capítulo a experimentação básica do método calorimétrico foi explanada com ênfase no calorímetro utilizado, no equacionamento das medições de calor, nas ferramentas de corte utilizadas e no material usinado. Estas descrições representam um denominador comum em todos os ensaios experimentais.

No fluxograma da Fig. 3.14 é apresentada uma visão geral dos ensaios realizados com o método calorimétrico. Devido à metodologia calorimétrica ser estritamente experimental, muitas vezes um entendimento obtido a partir de um ensaio foi essencial para continuidade dos ensaios posteriores. Assim, as particularidades inerentes dos ensaios serão explanadas em seu contexto imediato no Capítulo IV (ensaio preliminares), Capítulo V (ensaio com metodologia aperfeiçoada) e Capítulo VI (ensaio com termografia infravermelha e simulação numérica pelo método dos elementos finitos).

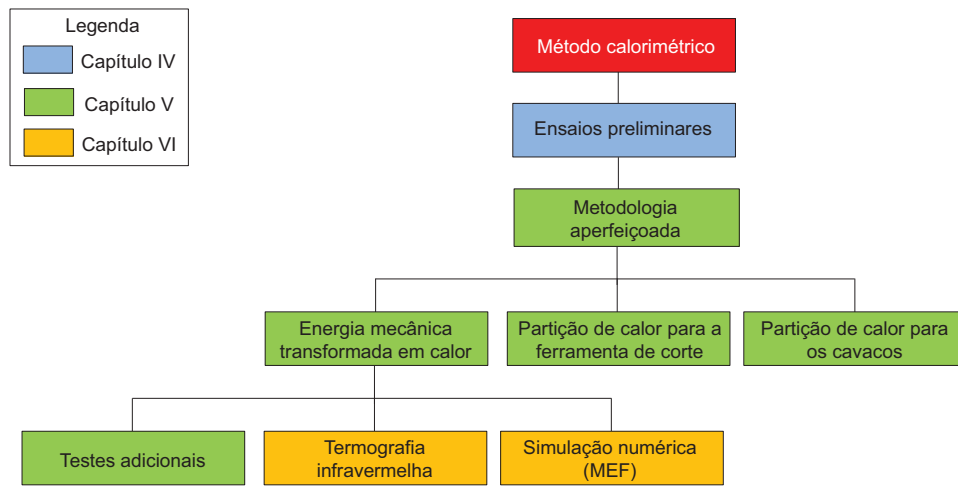


Figura 3.14 – Fluxograma dos ensaios realizados com o método calorimétrico



## **CAPÍTULO IV**

### **MÉTODO CALORIMÉTRICO: ENSAIOS PRELIMINARES**

De posse do calorímetro, foram propostos ensaios preliminares para compreensão e aperfeiçoamento da metodologia experimental para medições de temperaturas e avaliação de calor no calorímetro desenvolvida por Silva (2015). Todos os ensaios apresentados neste capítulo foram conduzidos conforme a configuração base do calorímetro apresentada no Capítulo III e as particularidades de cada ensaio são descritas a seguir.

#### **4.1. Ensaio com calorímetro segundo metodologia de Silva (2015)**

Os ensaios iniciais foram baseados na metodologia desenvolvida por Silva (2015). Assim, foram realizados ensaios de furação do ferro fundido cinzento utilizando o método calorimétrico. Seguindo a proposta de Silva (2015), 90 ml de água deionizada foram utilizadas como fluido calorimétrico. A água deionizada foi tratada e disponibilizada pelo Instituto de Química - UFU. A ferramenta de corte utilizada foi a broca de aço rápido revestida de TiAlN.

Os corpos de prova desta etapa foram peças cilíndricas de ferro fundido cinzento usinadas com 16 mm de diâmetro e 30 mm de comprimento. A massa dos corpos de prova foi medida com balança digital e foram realizadas 5 medições em 5 corpos de prova obtendo o resultado de  $(42,18 \pm 1,22)$  g com intervalo de confiança de 99,70 %.

A máquina-ferramenta utilizada para realização dos ensaios de furação foi um Centro de Usinagem vertical ROMI<sup>®</sup> modelo Discovery CNC 760 com comando numérico Siemens<sup>®</sup> 810, potência do motor principal de 11 kW e rotação máxima de 10 000 rpm.

Quatro termopares tipo-T foram soldados perpendicularmente à superfície lateral do corpo de prova por meio de um dispositivo de soldagem capacitiva, consistindo de uma fonte de tensão elétrica associada a um circuito de capacitores. As posições de soldagem

foram medidas pela distância do termopar até à face superior do corpo de prova com paquímetro analógico de resolução 0,02 mm, conforme a Fig. 4.1.

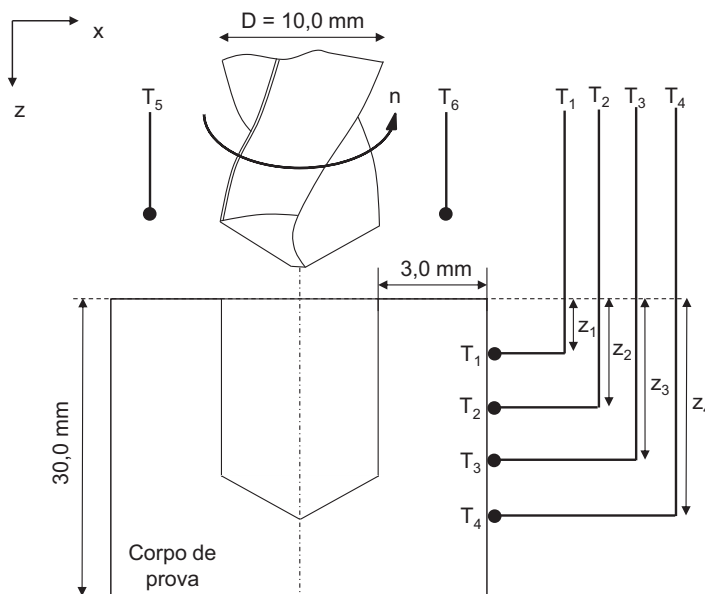


Figura 4.1 – Posição dos termopares soldados no corpo de prova ( $T_1$  a  $T_4$ ) e inseridos no fluido calorimétrico ( $T_5$  e  $T_6$ )

Termopares também foram utilizados para medição da temperatura do fluido calorimétrico ( $T_5$  e  $T_6$ ). Eles foram inseridos na posição vertical, pelos furos da tampa especialmente projetados para a passagem dos termopares. O comprimento inserido do termopar no interior do calorímetro foi medido em 25,0 mm.

Os parâmetros de usinagem foram: velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm. No final do curso de usinagem a broca manteve-se na posição final, trocando calor juntamente com o corpo de prova e o fluido calorimétrico. Foram realizados um ensaio e uma réplica nessas condições. O volume do fluido calorimétrico foi suficiente para submergir totalmente a peça e, conseqüentemente, a zona de corte. Durante os ensaios não foi utilizado fluido de corte.

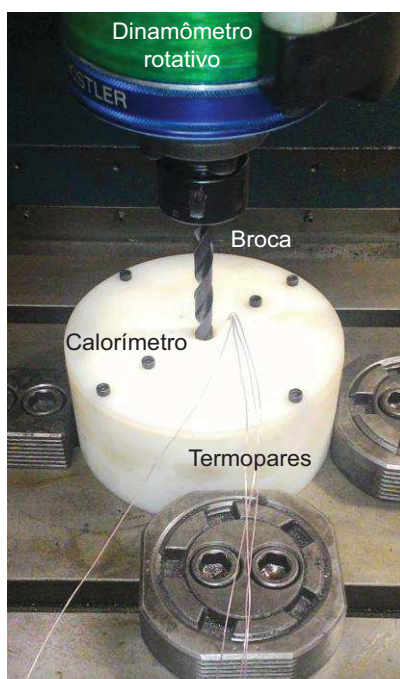


Figura 4.2 – Configuração experimental final dos ensaios preliminares

A taxa de aquisição de temperaturas utilizada nestes ensaios iniciais foi de 5,9 Hz. As posições dos termopares soldados no corpo de prova estão descritas na Tab. 4.1. Foi utilizado um termopar auxiliar, denominado termopar de sacrifício, soldado no centro da face superior do corpo de prova para monitoramento da temperatura e identificação do momento inicial da furação. Os perfis de temperaturas obtidos durante os ensaios estão representados na Fig. 4.3, Fig. 4.4, Fig. 4.5 e Fig. 4.6.

Tabela 4.1 – Posição dos termopares soldados no corpo de prova para os ensaios 1 e 2 (em mm)

Posição	Ensaio 1	Ensaio 2
$z_1$	5,30	4,14
$z_2$	10,14	10,86
$z_3$	17,36	16,28
$z_4$	21,84	22,20

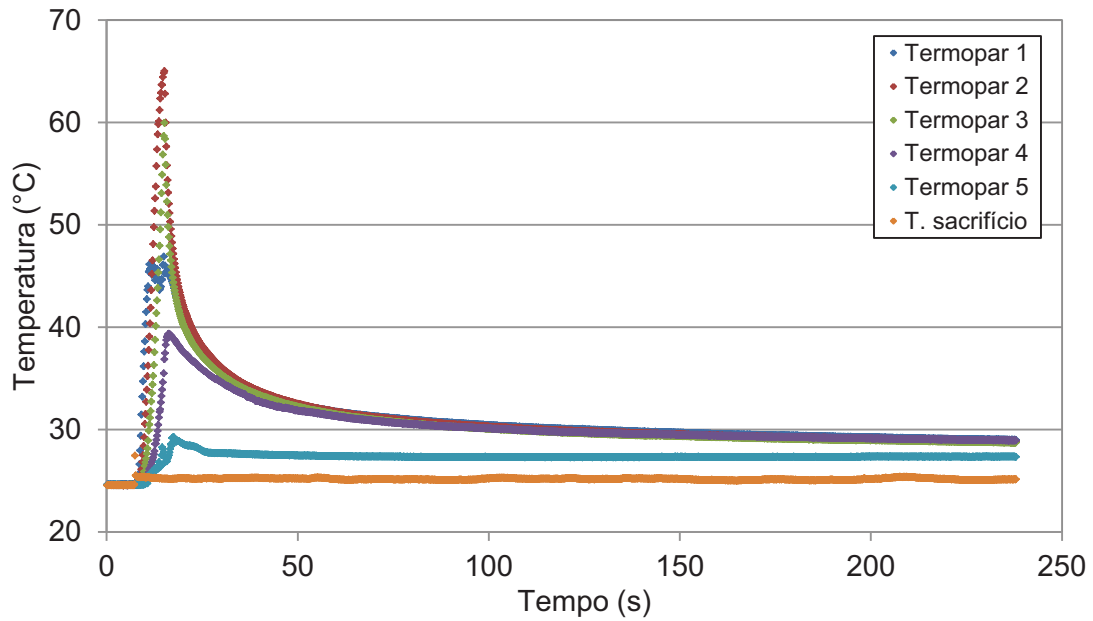


Figura 4.3 – Variação de temperaturas durante o ensaio 1, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm

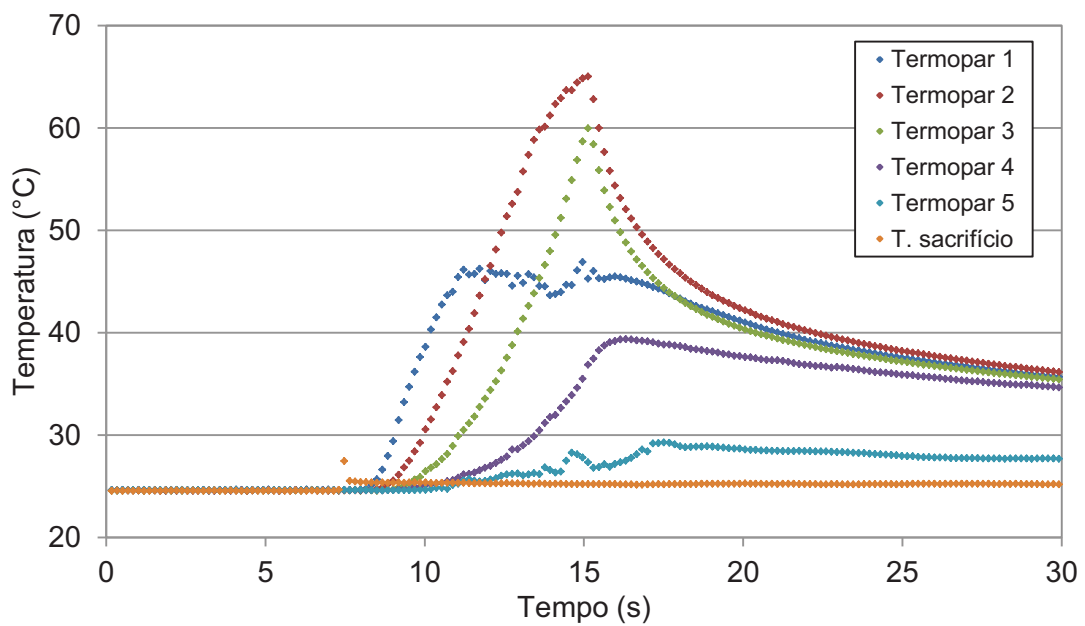


Figura 4.4 – Detalhe na variação de temperaturas durante o ensaio 1, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm

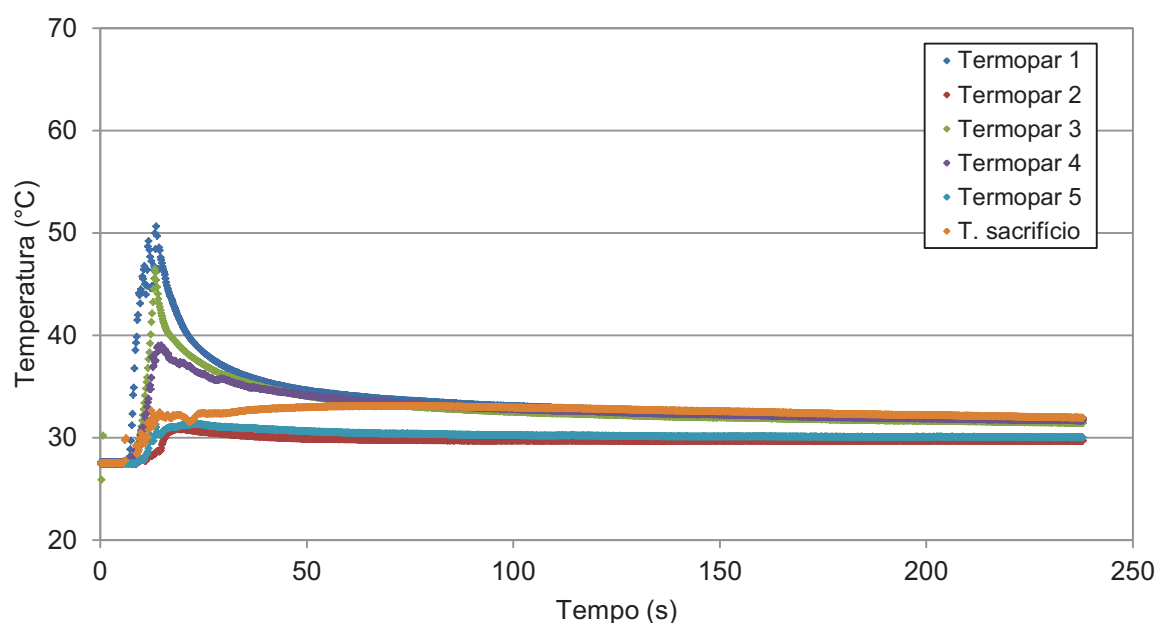


Figura 4.5 – Variação de temperaturas no ensaio 2, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm

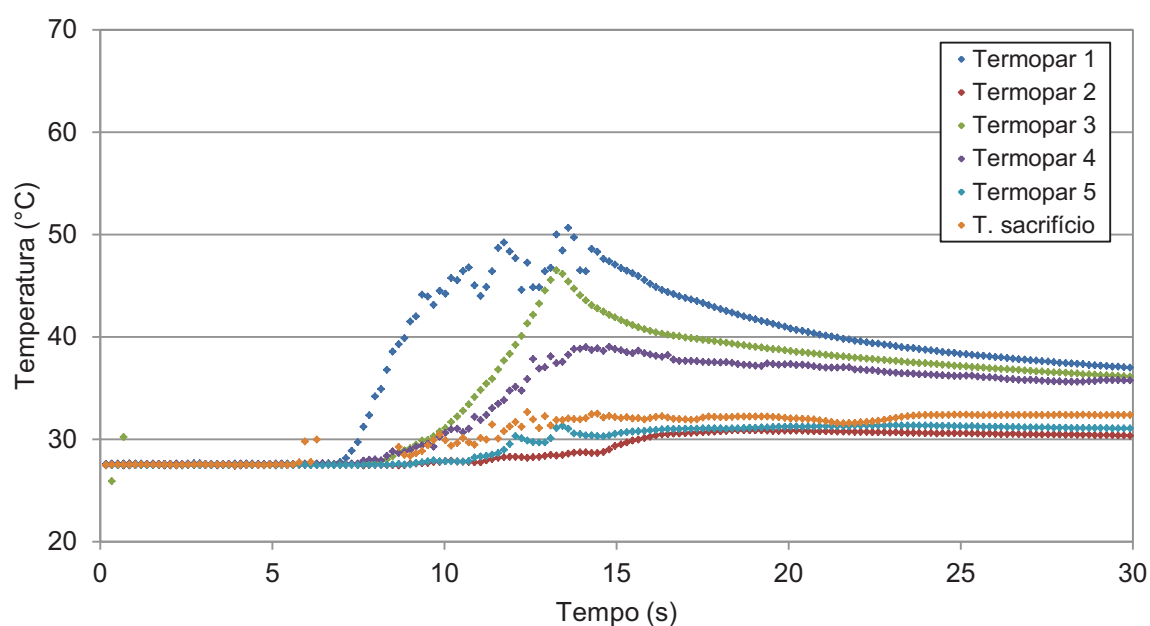


Figura 4.6 – Detalhe na variação de temperaturas no ensaio 2, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm

Identifica-se nesses perfis de temperaturas três regiões: (i) antes da usinagem, nas quais os termopares registram a temperatura inicial do sistema,  $T_i$ ; (ii) durante a usinagem, em que a geração e propagação de calor no interior do calorímetro induz a picos de

temperatura; (iii) após a usinagem, onde as temperaturas diminuem devido às trocas térmicas no interior do calorímetro e perdas de calor do sistema, até a virtual temperatura de equilíbrio térmico,  $T_{eq}$ .

A ausência de termopares em alguns dos resultados ocorreu pela dificuldade de mantê-los fixos no interior do calorímetro: os termopares são inicialmente soldados no corpo de prova que é fixado posteriormente no recipiente do calorímetro com parafuso. Após a fixação do corpo de prova, os recipientes e a tampa do calorímetro devem ser encaixados e fixados por parafusos externos. Nos ensaios seguintes foi utilizado adesivo universal instantâneo após a soldagem capacitiva para melhorar a fixação dos termopares.

O termopar de sacrifício se mostrou eficaz no ensaio 2 medindo a temperatura máxima de 392,43 °C (tempo = 7,31 s) com o pico de temperatura inicial em 186,21 °C (tempo = 6,46 s). Para o ensaio 1, o termopar de sacrifício não registrou variação de temperatura significativa.

Ainda que o objetivo não fosse estimar a geração de calor nesses ensaios, a metodologia para estimativa foi aplicada. É importante ressaltar que a metodologia final para estimativa da quantidade de calor gerado na furação do ferro fundido cinzento apresentada na seção 3.5 do Capítulo III foi desenvolvida com subsídio na metodologia de Silva (2015), nesses ensaios preliminares e nos demais realizados posteriormente. Assim, nesta etapa do trabalho, a metodologia de avaliação utilizada ainda era simplificada, não computando a energia térmica absorvida pelo corpo de prova ( $Q'_p$ ), ferramenta de corte ( $Q'_{fer}$ ) e cavaco ( $Q'_{cav}$ ).

Um dos desafios da metodologia calorimétrica é a interpretação dos resultados de temperaturas para identificar a temperatura de equilíbrio entre corpo de prova, cavacos, ferramenta de corte e fluido calorimétrico. Dentre os trabalhos consultados na literatura que aplicam o método calorimétrico em processos de usinagem, nenhum identificou essa informação claramente. Assim, esse parâmetro foi estabelecido, com auxílio de ensaios realizados na sequência, como a temperatura após a usinagem a partir da qual o desvio padrão dos valores medidos nos termopares fosse inferior a 0,1 °C.

Os resultados experimentais do torque durante o ensaio 1 estão apresentados na Fig. 4.7. O valor médio foi de  $(2,1786 \pm 0,3027)$  N.m com intervalo de confiança de 99,70 %. Os resultados da aplicação da metodologia calorimétrica nos ensaios preliminares estão apresentados na Tab. 4.2.

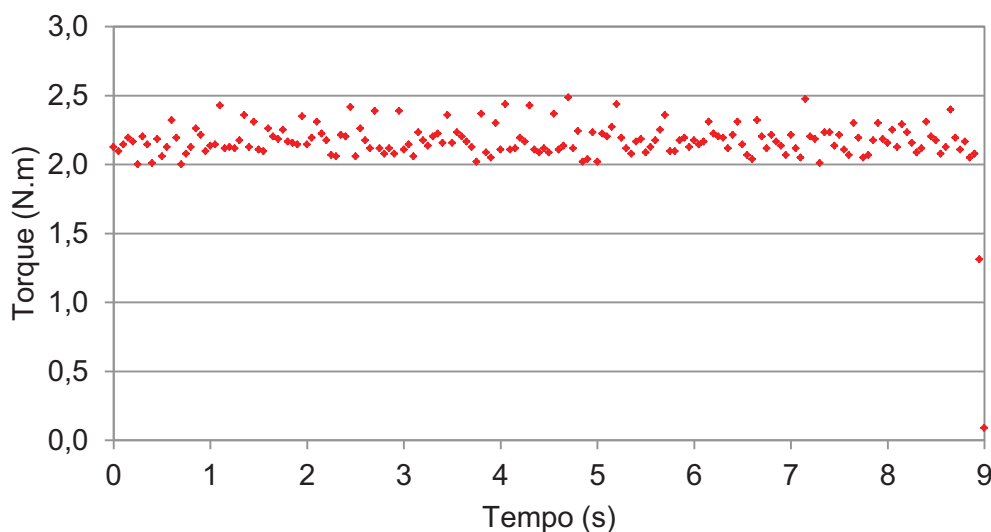


Figura 4.7 – Medição de torque durante ensaio experimental

Tabela 4.2 – Resultados da aplicação da metodologia calorimétrica nos ensaios preliminares

Ensaio	$T_i$ (°C)	$T_f$ (°C)	$M_c$ (N.m)	$E_c$ (kJ)	$Q_{fi}$ (kJ)	$R_{fi}$ (%)
1	24,616	27,667	2,179	2,053	1,1495	55,99
2	27,478	30,214			1,0307	50,20

Desta forma, obteve-se que, para o ensaio 1, no mínimo 55,99 % da energia mecânica despendida em usinagem foi transformada em calor e transferida ao fluido calorímetro. Esse percentual foi de 50,20 % para o ensaio 2. Nessas estimativas, a energia térmica absorvida pelos cavacos ( $Q'_{cav}$ ), ferramenta de corte ( $Q'_{fer}$ ) e peça ( $Q'_p$ ) não foram consideradas.

#### 4.2. Ensaio com calorímetro sem fluido calorimétrico

Com o objetivo de analisar a diferença entre o comportamento das temperaturas do corpo de prova com o fluido calorimétrico e sem o fluido calorímetro, foram realizados os ensaios 3 e 4 (réplica). A configuração dos ensaios e os parâmetros de usinagem foram os mesmos utilizando na seção 4.1. No final do curso de usinagem a broca manteve-se na posição final, trocando calor juntamente com o corpo de prova. Quatro termopares tipo-T foram soldados perpendicularmente à superfície lateral do corpo de prova cuja posição medida está apresentada na Tab. 4.3, conforme a Fig. 4.1. Naturalmente, os termopares para medição da temperatura no interior do calorímetro não foram utilizados.

Tabela 4.3 – Posição dos termopares soldados no corpo de prova para os ensaios 3 e 4 (em mm)

Posição	Ensaio 3	Ensaio 4
$z_1$	4,60	4,50
$z_2$	11,18	10,36
$z_3$	16,20	16,60
$z_4$	22,40	22,64

A taxa de aquisição de temperaturas utilizada nestes ensaios foi de 5,9 Hz. Na Fig. 4.8 e Fig. 4.9 é apreentado o comportamento da temperatura durante os ensaios 3 e 4.

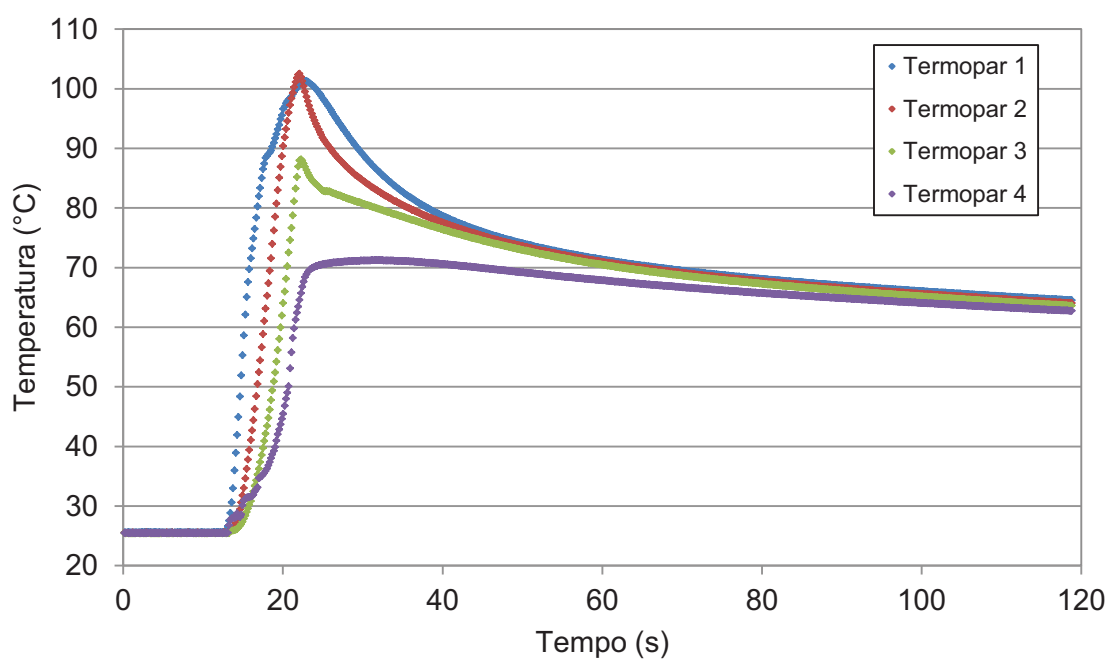


Figura 4.8 – Variação de temperaturas no ensaio 3, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm



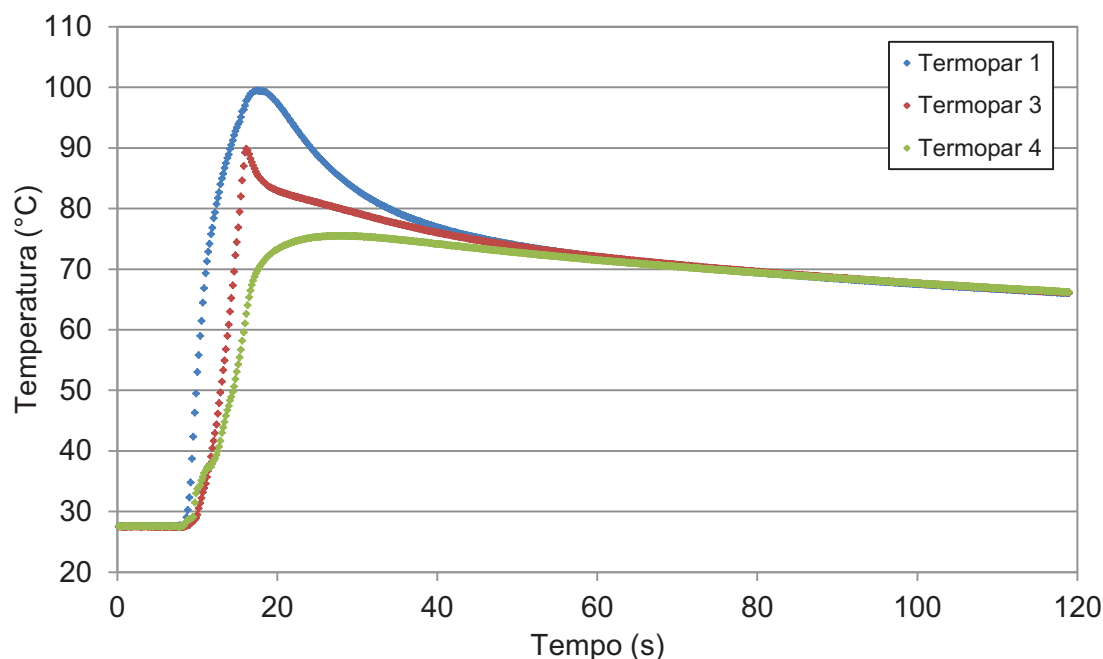


Figura 4.9 – Variação de temperaturas no ensaio 4, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm

O comportamento da temperatura foi similar aos ensaios 1 e 2. As três regiões foram identificadas e as temperaturas foram cerca de 2 vezes maiores que as temperaturas dos ensaios 1 e 2, devido à ausência do fluido calorimétrico. Considerando-se que a geração de calor nos ensaios do calorímetro com fluido calorímetro e sem fluido calorímetro seja a mesma, tem-se o comportamento das temperaturas em duas situações nas quais apenas as condições de contorno da peça foram alteradas.

#### 4.3. Ensaios para avaliação do calor transferido para o fluido calorimétrico

Novos ensaios foram realizados utilizando a mesma configuração experimental e os mesmos parâmetros de corte anteriores. Desta vez, seis termopares foram inseridos para medição das temperaturas do fluido calorimétrico com comprimento de 25,0 mm até o interior do calorímetro. Não foram utilizados termopares soldados para monitoramento da temperatura do corpo de prova. A taxa de aquisição de temperaturas foi de 5,9 Hz. Os resultados estão apresentados na Fig. 4.10.

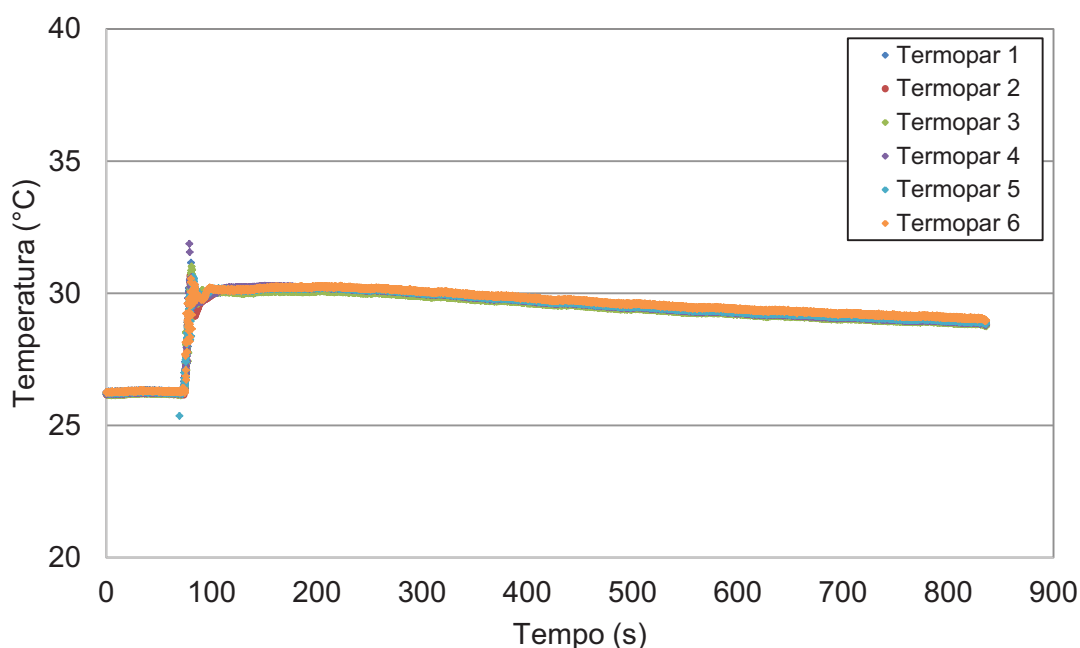


Figura 4.10 – Variação de temperatura no ensaio 5, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm

Aplicando as equações do calorímetro para esse ensaio foi estimado o percentual de energia mecânica total que foi transformado em calor durante o processo de furação do ferro fundido, conforme a Tab. 4.4. A temperatura de equilíbrio adotada foi aquela para qual o desvio padrão das medidas dos diversos termopares fosse inferior a 0,1 °C. Ressalta-se que os valores apresentados na Tab. 4.4 não consideram as parcelas de calor absorvidas pelo corpo de prova ( $Q'_p$ ), cavacos ( $Q'_{cav}$ ) e ferramenta de corte ( $Q'_{fer}$ ). Assim, no mínimo 66,93 % da energia despendida em usinagem foi transformada em calor e percebida pelo calorímetro.

Tabela 4.4 – Resultados obtidos no ensaio 5, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm

$T_i$ (°C)	$T_f$ (°C)	$Q_{fl}$ (kJ)	$M_c$ (N.m)	$E_c$ (kJ)	$R_{fl}$ (%)
26,284	30,073	1,428	2,2634	2,1331	66,93

#### 4.4. Considerações finais

Os ensaios iniciais de furação do ferro fundido cinzento e medições calorimétricas por meio do calorímetro e seu equacionamento tiveram como base a metodologia desenvolvida por Silva (2015).

Durante os ensaios preliminares as maiores dificuldades experimentais foram relacionadas à inserção dos termopares no interior do calorímetro, principalmente na fixação dos termopares nos corpos de prova por soldagem capacitiva e ao equacionamento do método calorimétrico.

Levando em consideração que a metodologia e equacionamento de Silva (2015) eram simplificados, não abrangendo algumas grandezas descritas na metodologia do Capítulo III, como a energia térmica absorvida pelo corpo de prova ( $Q'_p$ ), ferramenta de corte ( $Q'_{fer}$ ) e cavacos ( $Q'_c$ ), até o equilíbrio térmico, essas grandezas não foram estimadas nos ensaios preliminares.

Os perfis de temperaturas obtidos destacam-se por apresentar três regiões características: antes, durante e após a usinagem. A temperatura de equilíbrio foi definida como aquela para qual o desvio padrão dos valores medidos pelos termopares inseridos no fluido calorimétrico fosse inferior a 0,1 °C. Esse parâmetro foi utilizado para os demais ensaios realizados.

Os resultados apontaram que, no mínimo, 55,99 % da energia mecânica despendida em usinagem foi transformada em calor e transferida ao fluido calorimétrico para o ensaio 1, 50,20 % para o ensaio 2 e 66,93 % para o ensaio 5.

## **CAPÍTULO V**

### **METODOLOGIA CALORIMÉTRICA APERFEIÇOADA**

Com a experiência adquirida com a execução dos ensaios preliminares, novos ensaios foram realizados utilizando a metodologia base apresentada nos Capítulos III e IV. Foram propostas novas metodologias experimentais para suprir a necessidade de informações concernentes e necessárias para obter o percentual de energia mecânica transformada em energia térmica em processo de furação do ferro fundido cinzento. Foi também proposto ensaios com o objetivo de particionar o calor gerado entre os sistemas presentes durante o corte – peça, cavacos e ferramenta de corte – utilizando o mesmo calorímetro.

#### **5.1. Percentual da energia mecânica transformada em energia térmica em furação**

Nesta etapa da pesquisa, novos ensaios foram propostos para estimativa do percentual da energia mecânica transformada em energia térmica em furação. A configuração do calorímetro, o sistema de medição de temperaturas e o equacionamento para estimativas de calor utilizados foram descritos no Capítulo III.

Desta vez, a água destilada foi utilizada como fluido calorimétrico, concedida pelo Instituto de Química – UFU. A máquina-ferramenta foi o Centro de Usinagem vertical Discovery 760 da ROMI®. Os corpos de prova foram peças cilíndricas de 16 mm de diâmetro e 30 mm de altura. A ferramenta de corte foi a broca de aço rápido revestida de TiAlN. Os parâmetros de usinagem utilizados foram: velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm.

Inicialmente a furação foi realizada retrocedendo a broca do fim de curso, não permitindo a troca total de calor no interior do calorímetro: ensaios 6 e 7 (réplica). Em seguida, foi permitida a troca total de calor da ferramenta no interior do calorímetro, admitindo que a ferramenta de corte permanecesse no fim de curso: ensaios 8 e 9 (réplica).

Essa metodologia foi proposta para que, por uma eventual diferença de resultados, a quantidade de calor transferida para a ferramenta de corte fosse obtida. Durante os ensaios, quatro termopares foram soldados no corpo de prova e dois termopares foram inseridos no interior do calorímetro para monitoramento da temperatura no interior do calorímetro.

## 5.2. Partição da energia mecânica transformada em energia térmica na ferramenta de corte

Posteriormente, ensaios foram realizados com o intuito de avaliar a aplicabilidade do calorímetro na medição das partições de calor em usinagem. Com esse objetivo foi proposto os ensaios 10 e 11 (réplica), visando obter a porcentagem de calor dissipado pela ferramenta de corte ( $R_{fer}$ ), Fig. 5.1.

A máquina-ferramenta foi o Centro de Usinagem vertical ROMI<sup>®</sup> modelo Discovery CNC 760. A ferramenta de corte utilizada foi a broca de aço rápido revestida de TiAlN. Os corpos de prova foram peças cilíndricas de ferro fundido cinzento com 16 mm de diâmetro e 30 mm de comprimento. O volume de 90 ml de água destilada foi adicionado como fluido do calorímetro. Os parâmetros de usinagem utilizados foram: velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm.

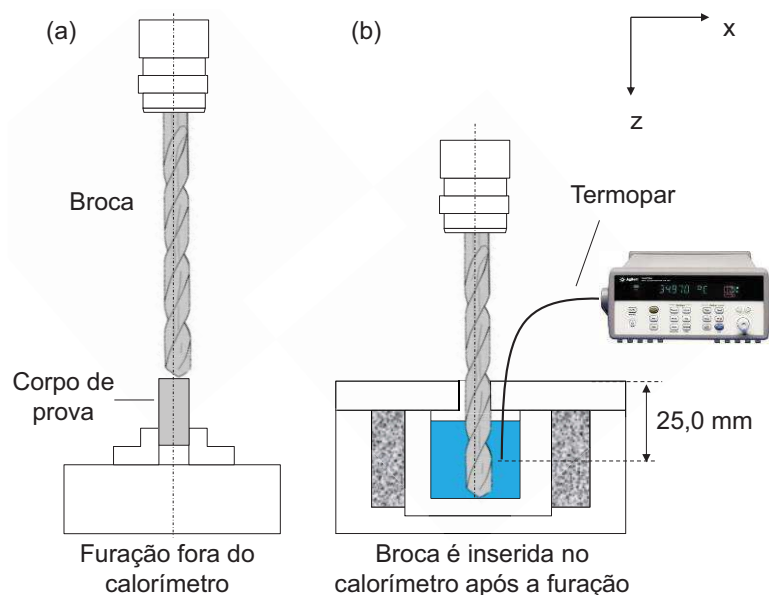


Figura 5.1 – Configuração experimental para medição de calor dissipada pela ferramenta de corte; a) furação ocorre fora do calorímetro; b) broca é imersa no calorímetro após usinagem, termopares monitoram a temperatura do fluido calorimétrico

A furação do corpo de prova foi realizada fora do calorímetro e, imediatamente após a usinagem, a ferramenta de corte foi imersa no interior do calorímetro (deslocamento com avanço rápido). No interior do calorímetro foram inseridos três termopares em diferentes posições para medição da temperatura do fluido calorimétrico, na posição vertical a 25,0 mm de distância desde a tampa, como pode ser observado na Fig. 5.1.

Considerando o calorímetro ideal, a estimativa da porcentagem de calor dissipado pela ferramenta de corte ( $Q_{fer}$ ) é realizada pelo princípio da conservação de energia. Assim, o calor transferido pela broca deve ser igual à soma do calor transferido para o fluido calorimétrico e da energia térmica absorvida pela ferramenta de corte ( $Q'_{fer}$ ). Assim, o equacionamento do calorímetro para essa configuração é dada pela Eq. 5.1:

$$Q_{fer} = Q_{fl} + Q'_{fer} \quad (5.1)$$

Desconsiderando a parcela  $Q'_{fer}$ , a temperatura inicial da ferramenta de corte ( $T_{fer}$ ) no momento de sua inserção no calorímetro é dada pela Eq. 5.2:

$$T_{fer} = \frac{m_{fl} \cdot c_{fl} \cdot (T_{eq} - T_i) + m_{fer} \cdot c_{fer} \cdot T_{eq}}{m_{fer} \cdot c_{fer}} \quad (5.2)$$

Em que  $T_{eq}$  é a temperatura de equilíbrio e  $T_i$  a temperatura inicial do fluido, ambas no interior do calorímetro.

### 5.3. Partição da energia mecânica transformada em energia térmica nos cavacos

O ensaio 12 consistiu na utilização do calorímetro para medição da partição de energia mecânica transformada em energia térmica transferida aos cavacos ( $R_{cav}$ ). A furação foi realizada em torno mecânico convencional Imor Maxi II 520, com potência máxima de 4,416 kW (6 cv). O corpo de prova foi uma barra cilíndrica de ferro fundido cinzento com 37,5 mm de diâmetro. A ferramenta de corte utilizada foi a broca helicoidal de aço rápido revestida de TiAlN. A seção inferior do calorímetro foi vedada para inserção de 90 ml do fluido calorimétrico (água destilada). Não foi utilizado fluido de corte durante os ensaios.

A fim de utilizar o controle automático do avanço, a ferramenta de corte foi fixada na torre porta-ferramenta do carro transversal do torno. O calorímetro foi posicionado abaixo da região de corte, onde os cavacos foram colhidos, na medida em que eram formados, por

meio de um funil de papel. O percurso vertical dos cavacos desde a zona de corte até a entrada do calorímetro foi medido em 195,0 mm.

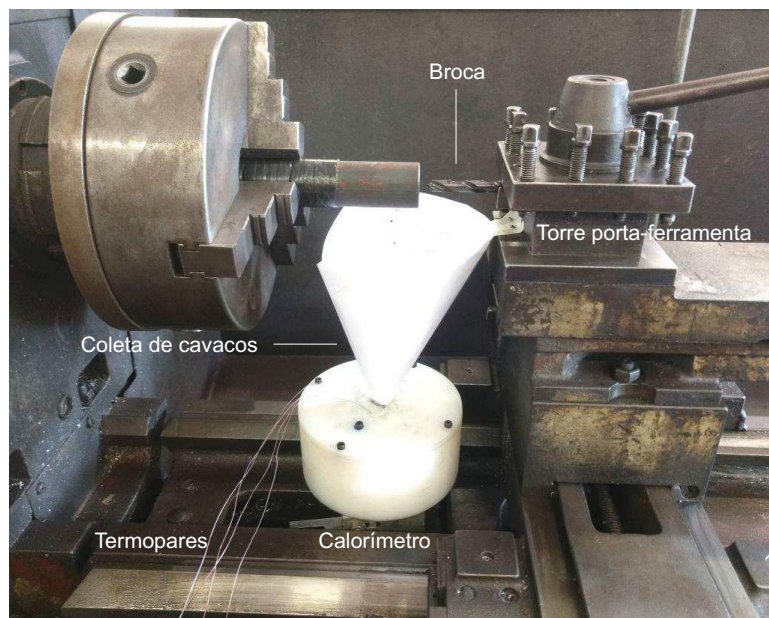


Figura 5.2 – Configuração experimental para medição de calor dissipado pelos cavacos com broca de aço rápido revestida de TiAlN

Os parâmetros de corte utilizados nos testes com torno mecânico foram: velocidade de corte de 27,3 m/min, avanço de 0,134 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm. Após a usinagem, os cavacos aquecidos transferem calor para o fluido calorimétrico no interior do calorímetro até que o equilíbrio térmico seja estabelecido. As temperaturas do fluido calorimétrico foram monitoradas por três termopares tipo-T separados por um ângulo de 90°. Após o equilíbrio térmico, os cavacos foram retirados do calorímetro para secagem com papel-toalha para absorção do líquido. Por fim, foi realizada a medição da massa dos cavacos por meio de uma balança digital (resolução de 0,01 g).

As trocas térmicas que ocorrem entre o cavaco e o fluido no interior do calorímetro foram avaliadas por meio da equação fundamental da Calorimetria. Considerando o calorímetro ideal, pelo princípio da conservação de energia, o calor dissipado pelos cavacos ( $Q_{cav}$ ) é transferido para o fluido no interior do calorímetro ( $Q_{fl}$ ), além de uma quantidade de energia térmica ser absorvida pelos cavacos após o equilíbrio térmico ( $Q'_{cav}$ ). Assim, o equacionamento resulta na Eq. 5.3:

$$Q_{cav} = Q_{fl} + Q'_{cav} \quad (5.3)$$



Desconsiderando-se a parcela  $Q'_{cav}$ , a temperatura inicial dos cavacos ao adentrarem no calorímetro é obtida pela Eq. 5.4:

$$T_{cav} = \frac{m_{fl} c_{fl} (T_{eq} - T_i) + m_{cav} c_{cav} T_{eq}}{m_{cav} \cdot c_{cav}} \quad (5.4)$$

Em que  $T_{cav}$  representa a temperatura inicial na qual os cavacos adentram no calorímetro,  $T_i$  a temperatura inicial do fluido calorimétrico e  $T_{eq}$  representa a temperatura de equilíbrio entre calorímetro e cavacos. O calor específico dos cavacos foi considerado igual ao calor específico do material da peça, 460 J/kg.°C (GUESSER, 2009).

Essa configuração experimental foi também utilizada para o ensaio 13, com a broca de metal duro revestida de TiN. Quatro termopares tipo-T foram inseridos no interior do calorímetro. Além desses, dois termopares tipo-T foram introduzidos através dos canais de refrigeração interna da ferramenta de corte. O objetivo desse experimento foi medir a temperatura na superfície principal de folga da ferramenta, próxima da zona de corte, durante a usinagem. A ponta dos termopares foi fixada com adesivo universal instantâneo.

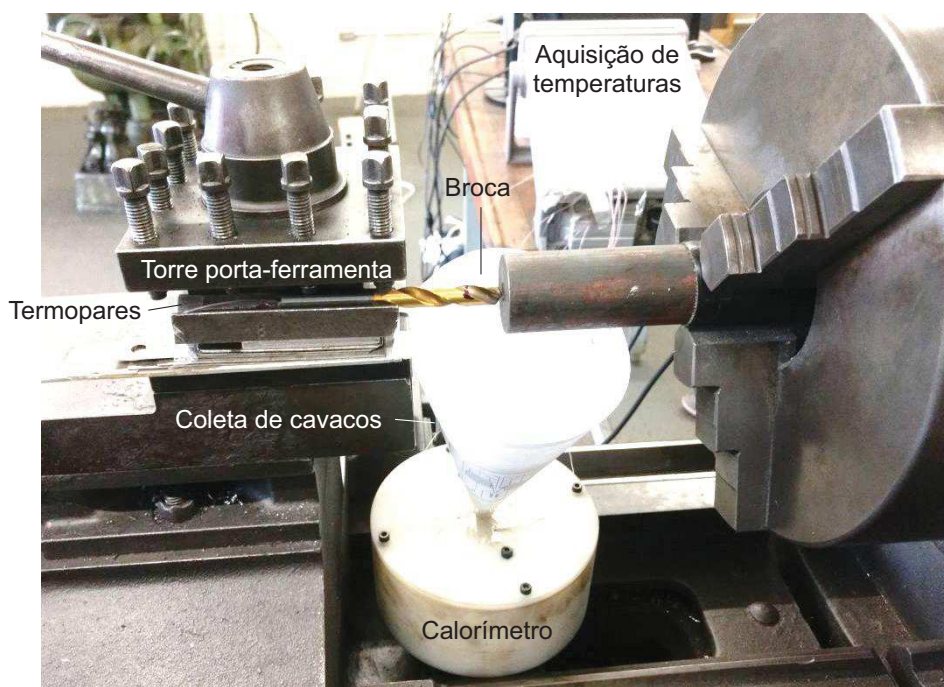


Figura 5.3 – Configuração experimental para medição de calor dissipado pelos cavacos e temperatura na região próxima a cunha da broca de metal duro revestida de TiN



#### 5.4. Partição da energia mecânica transformada em energia térmica na peça

A partição do calor para o corpo de prova (peça) não foi avaliada devido à necessidade de outra configuração de calorímetro para essa medição.

#### 5.5. Resultados

Na Figura 5.1, Fig. 5.2, Fig. 5.3 e Fig. 5.4 são apresentadas as variações de temperaturas do corpo de prova e do fluido calorimétrico nos ensaios 6, 7, 8 e 9, respectivamente. As posições de soldagem dos termopares no corpo de prova (termopar 1 ao termopar 4) estão registradas na Tab. 5.2. Os termopares 5 e 6 medem a temperatura do fluido do calorímetro.

Tabela 5.1 – Posição dos termopares soldados no corpo de prova nos ensaios 6, 7, 8 e 9 (em mm)

Distâncias (mm)	Ensaio 6	Ensaio 7	Ensaio 8	Ensaio 9
$z_1$	3,00	2,60	3,50	3,30
$z_2$	9,00	falha	7,50	7,20
$z_3$	11,25	10,60	10,90	falha
$z_4$	falha	15,70	falha	14,10

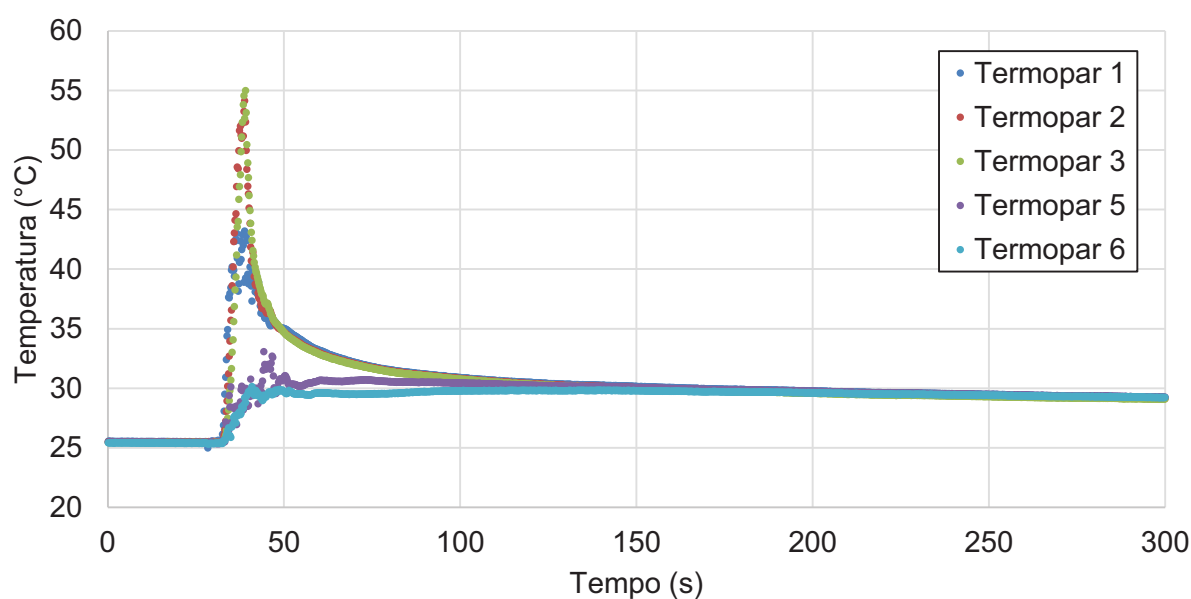


Figura 5.4 – Temperatura para ensaio 6, velocidade de corte 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm

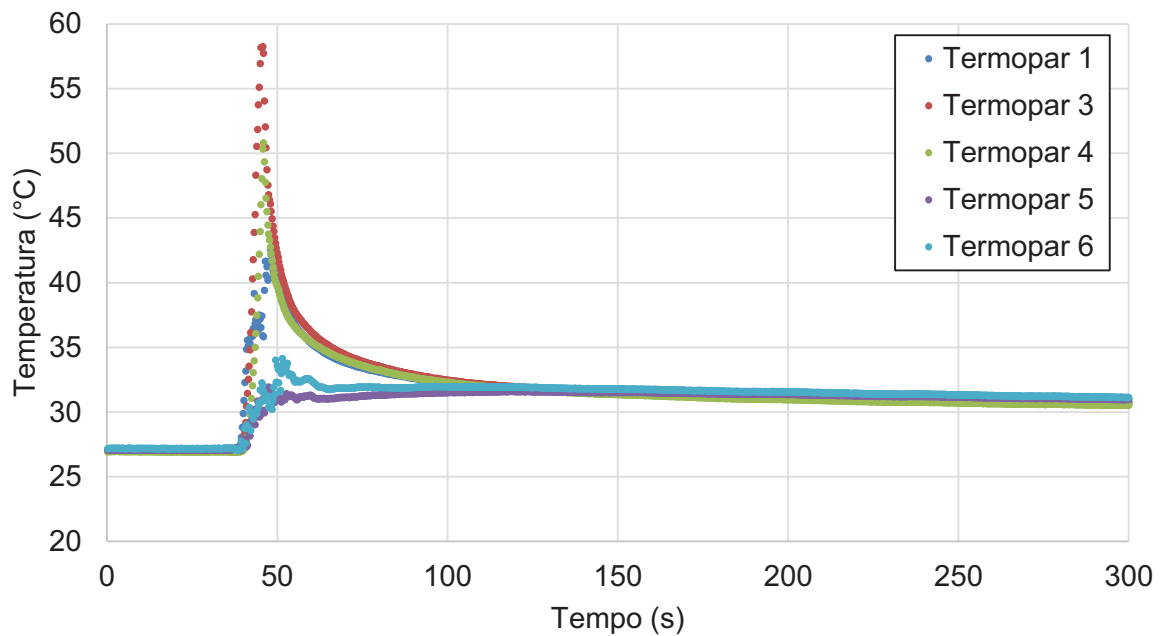


Figura 5.5 – Temperatura para ensaio 7, velocidade de corte 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm

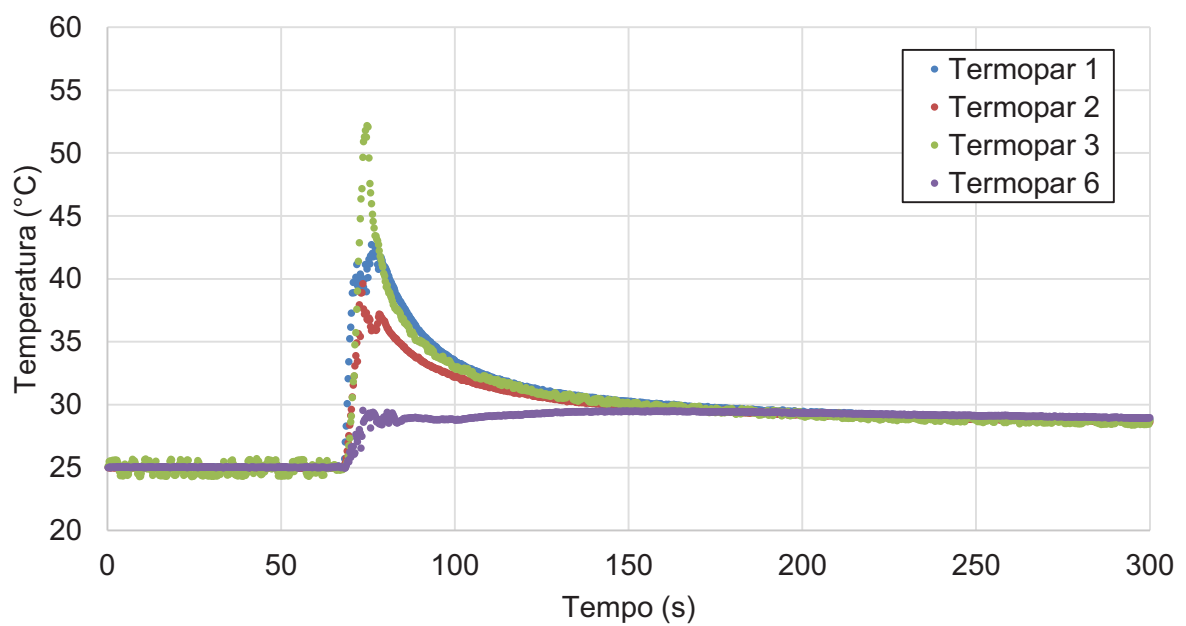


Figura 5.6 – Temperatura para ensaio 8, velocidade de corte 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm

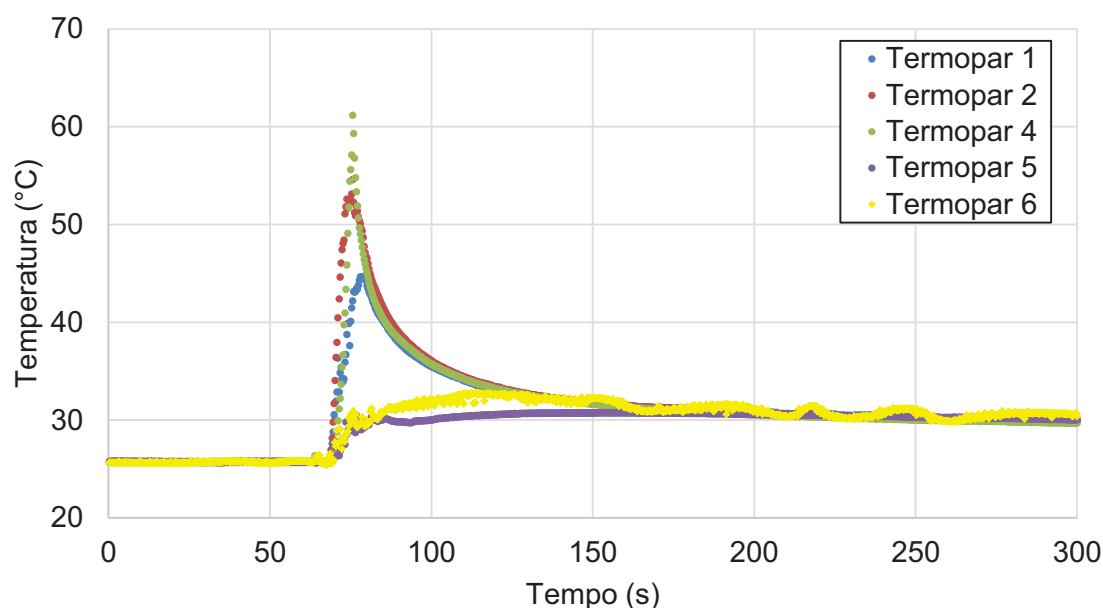


Figura 5.7 – Temperaturas para ensaio 9, velocidade de corte 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm

A análise dos resultados revela que os termopares soldados na região mais próxima da posição final do furo ( $z = 15$  mm) apresentam os maiores valores de temperatura. Esse comportamento acontece devido à condução do calor gerado pela zona de corte. Essa região pode ser comparada a uma fonte de geração de calor móvel, deslocando-se na direção vertical com a velocidade de avanço. Assim, essa fonte móvel se movimenta gerando calor, que é propagado para o corpo de prova. A condução desse calor aumenta as temperaturas do corpo de prova e, no momento em que as arestas de corte atravessam o ponto de menor distância entre o eixo da ferramenta e a face lateral da peça, onde o termopar foi soldado, a temperatura registrada é máxima.

Associada a esse efeito, o calor gerado no início do furo é propagado para toda a peça e, quando a broca atinge o final do furo, o calor conduzido ao termopar mais próximo do fim do furo é a soma do calor gerado pelas arestas de corte na posição mais próxima do termopar juntamente com o calor outrora transferido no percurso da ferramenta, desde o início do corte. Assim, os termopares próximos ao fim de curso apresentam maiores temperaturas devido à soma do calor propagado desde o início do corte e o calor gerado pela fonte móvel quando a distância entre ferramenta de corte e termopar soldado é mínima. Brandão; Coelho; Lauro (2011) obtiveram resultados semelhantes durante a furação do aço AISI H13 temperado pelo método do termopar inserido na peça. Zeilmann; Weingaertner (2006) obtiveram o mesmo comportamento de temperatura durante a furação de liga Ti-6Al-4V com termopares inseridos na peça. O comportamento das temperaturas medidas por

Uçak; Çiçek (2018) durante a furação de Inconel 718 utilizando termopares inseridos na peça corroboram os resultados citados.

Dörr et al. (2003) afirmaram que a temperatura máxima da ferramenta de corte ocorre na profundidade máxima do furo. Sato et al. (2013) investigaram a temperatura na superfície inferior de um furo por meio de pirômetro de radiação infravermelha equipado com duas fibras ópticas. Os resultados indicaram que as maiores temperaturas de usinagem ocorrem na maior profundidade do furo. Desta forma, é plausível considerar que as maiores temperaturas da peça e da ferramenta de corte durante a furação de ferro fundido cinzento ocorrem na profundidade máxima do furo (15 mm).

Reunindo as informações obtidas nos ensaios experimentais e aplicando as equações do calorímetro obtêm-se os resultados sumarizados na Tab. 5.2.

Tabela 5.2 – Resultados obtidos nos ensaios desta etapa

Parâmetro	Ensaio 6	Ensaio 7	Ensaio 8	Ensaio 9
$T_i$ (°C)	25,436	27,136	25,035	25,680
$T_f$ (°C)	29,784	31,310	29,342	29,945
$\Delta T$ (°C)	4,348	4,175	4,307	4,265
$M_c$ (N.m)	2,331			
$E_c$ (kJ)	2,197			
$Q_{fi}$ (kJ)	1,638	1,559	1,623	1,607
$Q'_p$ (kJ)	0,084	0,081	0,0836	0,0827
$Q'_{cav}$ (kJ)	0,017	0,017	0,017	0,016
$Q'_{fer}$ (kJ)	-	-	0,110	0,109
$Q_{tot}$ (kJ)	1,739	1,671	1,834	1,815
$R_{tot}$ (%)	79,18	76,05	83,46	82,63

Nos ensaios 6 e 7 a energia térmica absorvida pela ferramenta ( $Q'_{fer}$ ) não foi calculada devido a saída da broca do calorímetro logo após a usinagem. Os ensaios 10 e 11 permitiram a avaliação do calor dissipado pela ferramenta ( $Q_{fer}$ ). Os resultados demonstram que, entre 82,63 % e 83,46 % da energia mecânica utilizada para o corte foi transformada em calor em usinagem e percebida pelo método calorimétrico. Para os ensaios 6 e 7, desconsiderando a partição de energia térmica absorvida pela ferramenta de corte, entre 76,05 % e 79,18 % da energia mecânica utilizada para o corte foi transformada em calor em usinagem e percebida pelo método calorimétrico.

Na Figura 5.8 e Fig. 5.9 são apresentadas as temperaturas obtidas nos ensaios 10 e 11 para avaliação da partição de calor para a ferramenta de corte (broca de aço rápido

revestida de TiAlN). Os perfis de temperaturas destacam três regiões: (i) anterior à entrada da ferramenta de corte; (ii) início da interação da ferramenta de corte com o fluido calorimétrico; (iii) troca de calor entre a ferramenta de corte e o fluido calorimétrico até o virtual equilíbrio térmico. O valor de calor específico do material da ferramenta de corte foi obtido da literatura,  $c_{HSS} = 418 \text{ J/kg} \cdot ^\circ\text{C}$  a  $20^\circ\text{C}$  (MATWEB, 2019).

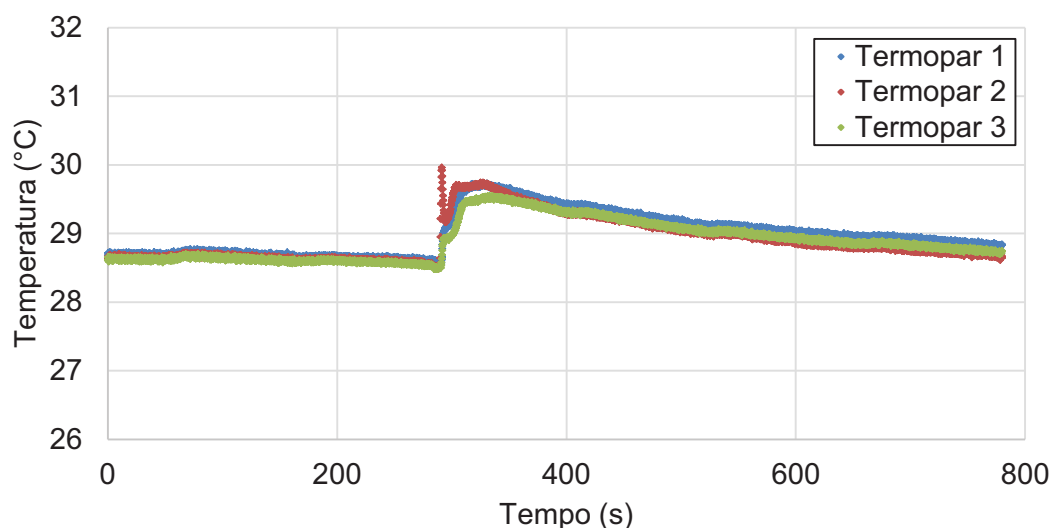


Figura 5.8 – Variação de temperaturas para o ensaio 10, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm

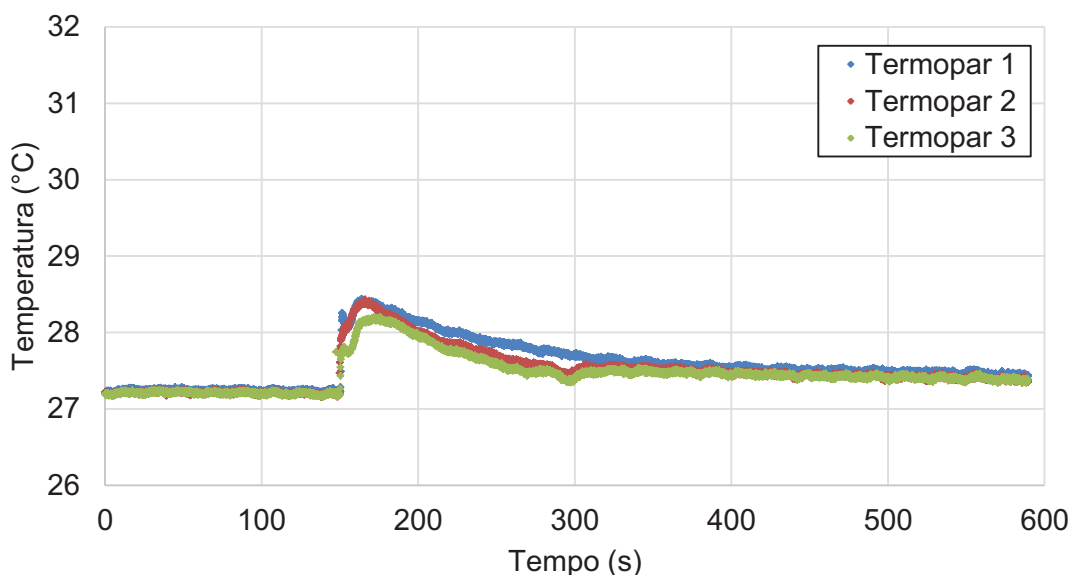


Figura 5.9 – Variação de temperaturas para o ensaio 11, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm (réplica do ensaio 10)

Para o ensaio 10, a energia térmica transferida pela ferramenta de corte para o fluido calorimétrico ( $Q_{fer}^*$ ) foi calculada em 0,316 kJ. A energia térmica absorvida pela ferramenta

de corte ( $Q'_{\text{fer}}$ ) foi estimada em 0,021 kJ. Assim, a energia total transferida para a ferramenta de corte ( $Q_{\text{fer}}$ ) foi de 0,337 kJ. A energia de corte ( $E_c$ ) foi calculada em 2,197 kJ. Desta forma, a partição de calor transferida para a ferramenta de corte, para furação de ferro fundido cinzento com ferramenta de aço rápido revestida de TiAlN, com 10,0 mm de diâmetro, velocidade de corte de 27,3 m/min, avanço de 0,134 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm, foi de 15,34 %. A temperatura média que a broca entrou no calorímetro foi estimada em 41,9 °C. Para o ensaio 11, réplica do ensaio 10, a energia térmica transferida para o fluido calorimétrico ( $Q^*_{\text{fer}}$ ) foi calculada em 0,126 kJ, a energia térmica absorvida pela ferramenta de corte ( $Q'_{\text{fer}}$ ) foi estimada em 0,008 kJ e a energia total transferida para a ferramenta de corte ( $Q_{\text{fer}}$ ) foi de 0,134 kJ. A partição de calor para a ferramenta de corte foi de 6,11 %. A temperatura média que a broca entrou no calorímetro foi estimada em 32,5 °C.

Na Figura 5.10 são apresentadas as medições de temperatura do fluido calorimétrico para avaliação da partição de calor nos cavacos (broca de aço rápido revestida de TiAlN).

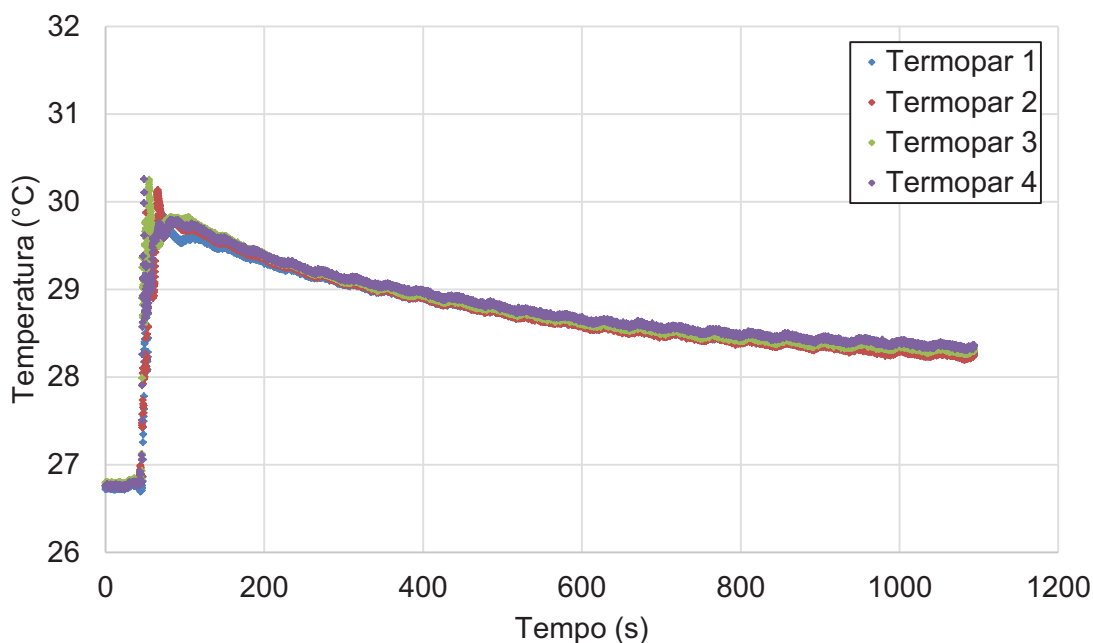


Figura 5.10 – Temperatura do fluido calorimétrico para o ensaio 12, velocidade de corte de 27,3 m/min, avanço de 0,134 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm

Após a usinagem, a massa dos cavacos foi medida em  $(8,35 \pm 0,04)$  g. Foi estimada, por meio da densidade do ferro fundido e das dimensões do furo, que a massa de cavacos formados fosse 8,48 g. Desta forma, o funil foi eficaz para a coleta dos cavacos. Por meio da Eq. 5.4, a temperatura média em que os cavacos adentraram no calorímetro foi de 310,75 °C. É importante ressaltar que o percurso desde a zona de corte até a entrada dos

cavacos no calorímetro foi de 195,0 mm. A taxa de resfriamento do cavaco durante este percurso é desconhecida, impossibilitando conhecer a temperatura dos cavacos imediatamente após sua formação.

A energia térmica transferida pelos cavacos para o fluido calorimétrico ( $Q_{cav}^*$ ) foi calculada em 1,080 kJ. A energia térmica absorvida pelos cavacos ( $Q_{cav}'$ ) foi estimada em 0,011 kJ. Assim, a energia total transferida para os cavacos ( $Q_{cav}$ ) foi de 1,091 kJ. A energia de corte ( $E_c$ ) foi calculada em 2,197 kJ. Desta forma, a partição de calor transferida para os cavacos, para furação de ferro fundido cinzento com ferramenta de aço rápido revestida de TiAlN, com 10,0 mm de diâmetro, velocidade de corte de 27,3 m/min, avanço de 0,134 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm, foi de 49,75 %.

Na Figura 5.11 são apresentadas as medições de temperatura do fluido calorimétrico para avaliação da partição de calor para a ferramenta de corte (broca de metal duro revestida de TiN). Observa-se uma pequena variação de temperatura do fluido devido a obstrução da entrada do calorímetro pelos cavacos formados, impossibilitando a completa troca de calor e a correta estimativa da partição de calor dos cavacos. Entretanto, os termopares fixados na ponta da ferramenta de corte indicaram temperaturas máximas de 170,1 °C para o termopar 1 e 193,6 °C para o termopar 2, conforme apresentado na Fig. 5.12.

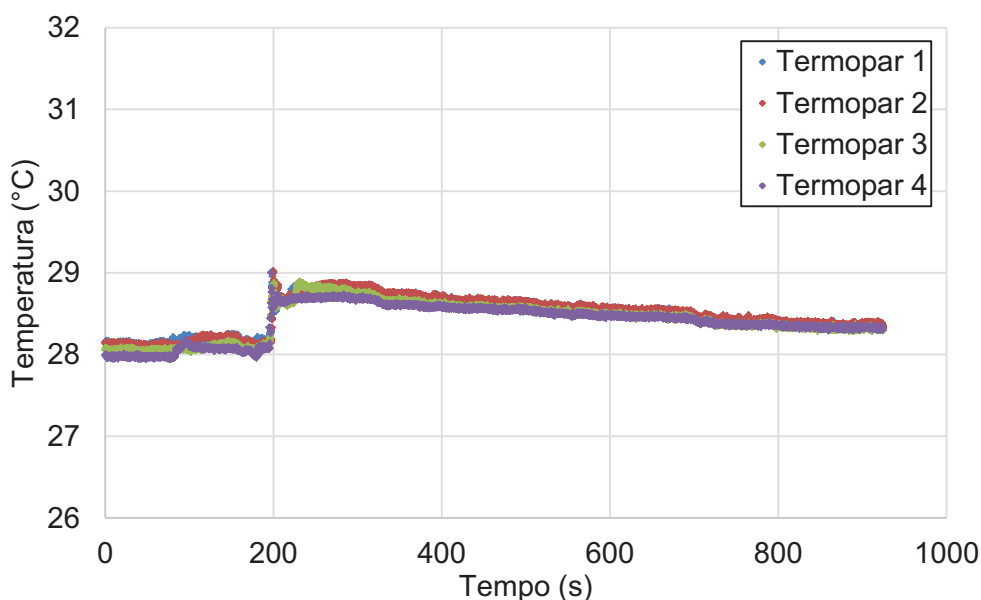


Figura 5.11 – Temperatura do fluido calorimétrico para o ensaio 13, velocidade de corte de 27,3 m/min, avanço de 0,134 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm



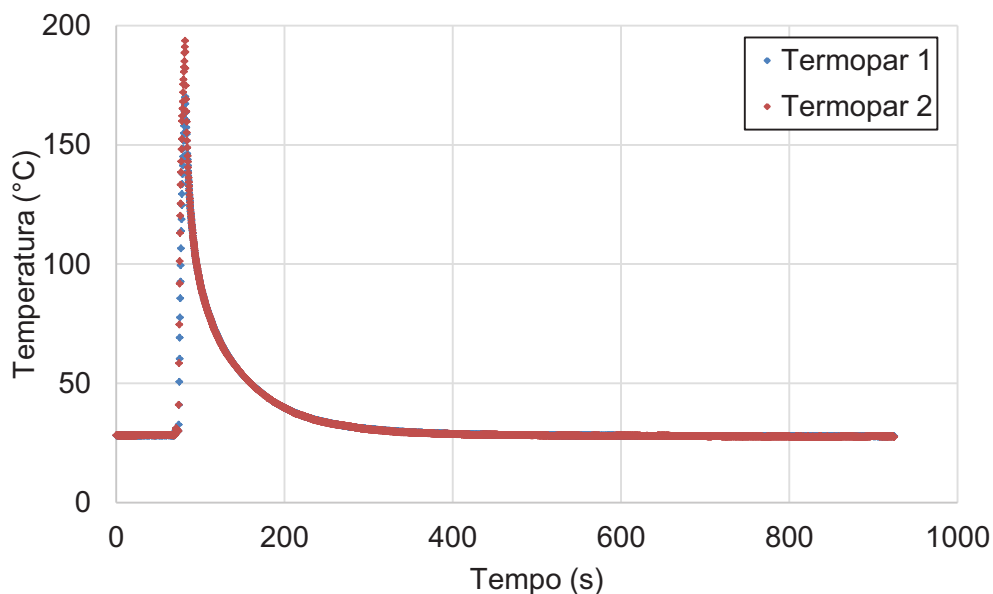


Figura 5.12 – Temperatura na superfície de folga da ferramenta de corte no ensaio 13, velocidade de corte de 27,3 m/min, avanço de 0,134 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm

Ressalta-se que as temperaturas da ferramenta de corte registradas pelos termopares inseridos através dos canais de refrigeração interna não foram medidas diretamente na aresta de corte, então se presume que as temperaturas são mais elevadas ali.

## 5.6. Testes adicionais

Testes adicionais foram realizados com objetivo de investigar a fenomenologia do processo de furação utilizando como fluido calorimétrico o etilenoglicol: ensaios 14 e 15 (réplica). O experimento seguiu a metodologia aplicada nas etapas anteriores, com broca de metal duro revestida de TiN. Foram utilizados quatro termopares no interior do calorímetro monitorando a temperatura do fluido e foi permitida a troca de calor da ferramenta no interior do calorímetro, admitindo que a ferramenta de corte permanecesse no fim de curso. As perdas de energia térmica por radiação foram minimizadas por meio de revestimentos das superfícies interna e externa do calorímetro com finas folhas aluminizadas de emissividade igual a 0,07, a 27 °C, Fig. 5.13 (ÇENGEL; BOLES, 2013).



Figura 5.13 – Configuração experimental para os ensaio 14 e o ensaio 15 (réplica)

O etilenoglicol (mono) é um álcool utilizado como anticongelante automotivo. Em temperatura ambiente, ele se apresenta na forma de um líquido inodoro, incolor e viscoso. A escolha do etilenoglicol como fluido calorimétrico deve-se ao menor valor do calor específico do etilenoglicol, 2400 J/kg.K (BERTULANI, 1999), em relação ao calor específico da água, 4186 J/kg.K (NUSSENZVEIG, 2004). A temperatura de ebulição (197,6 °C), a densidade (1110 kg/m<sup>3</sup>) e o custo relativamente baixo também são grandezas interessantes para sua aplicação como fluido do calorímetro.

Na Figura 5.14 e Fig. 5.15 são apresentadas as variações de temperaturas durante os testes experimentais utilizando o etilenoglicol como fluido calorimétrico. Os termopares 1, 2, 3 e 4 representam a temperatura do fluido durante a furação. Para comparação, os resultados de temperatura com a água deionizada como fluido calorimétrico obtiveram variação máxima em torno de 5° C. Devido ao menor calor específico, o etilenoglicol apresenta maior variação de temperaturas, máxima de 23 °C, o que confere ao calorímetro maior sensibilidade de avaliação do calor. O equacionamento do calorímetro foi aplicado e os resultados indicaram que entre 52,60 % e 74,08 % da energia mecânica foi transferida na forma de calor para o etilenoglicol.

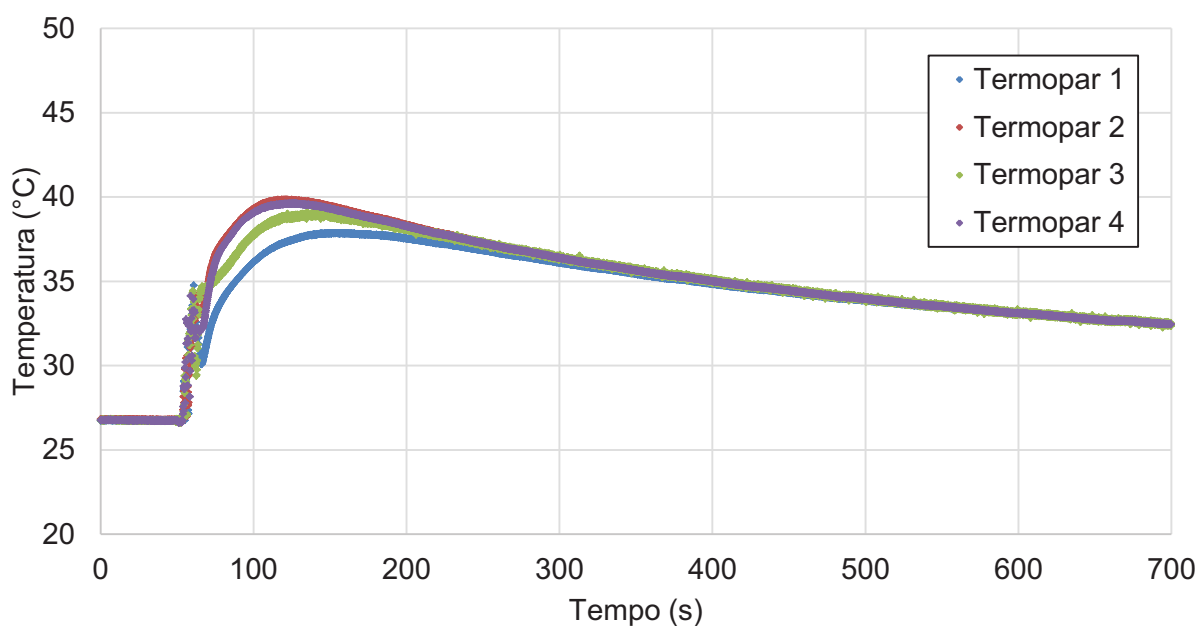


Figura 5.14 – Variação da temperatura no etilenoglicol no ensaio 14

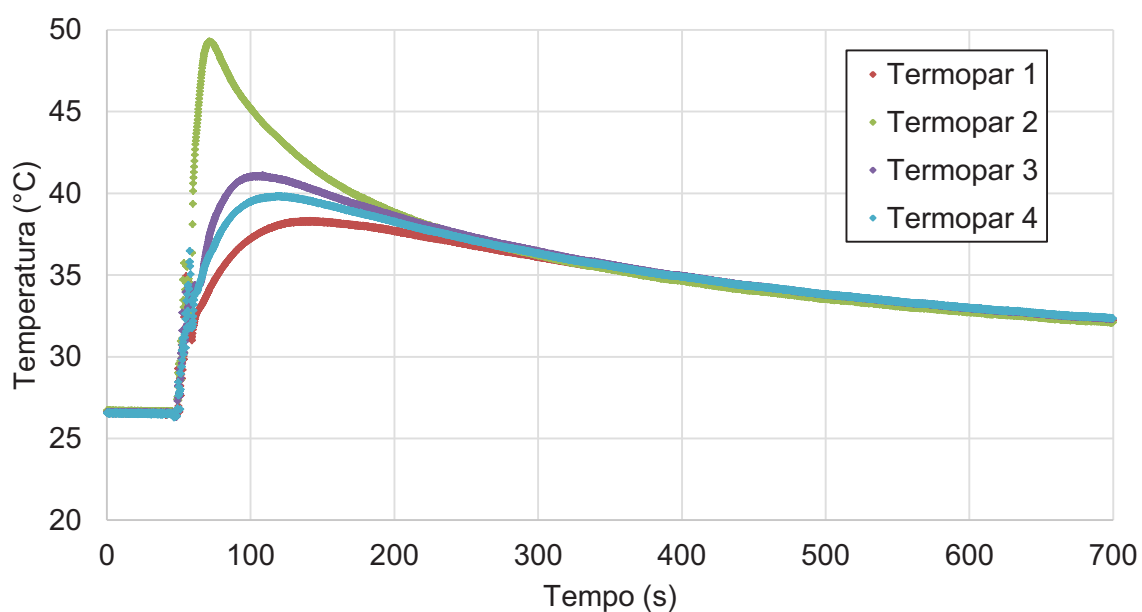


Figura 5.15 – Variação da temperatura no etilenoglicol no ensaio 15

A metodologia aplicada anteriormente para medição da partição de calor dos cavacos, em torno mecânico, foi repetida com uma broca helicoidal maciça de corte a direita com duas arestas cortantes, diâmetro de 10 mm, metal duro tipo N20 revestida de TiAlN (Nitreto de Titânio e Alumínio) com canais para lubrificação interna do fabricante Sandvik Coromant®, Fig. 5.16.

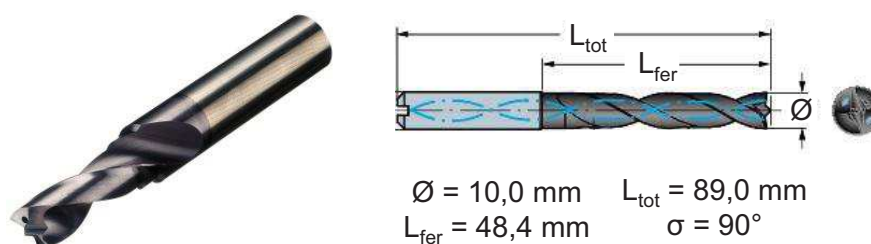


Figura 5.16 – Broca de metal duro revestida de TiAlN utilizada no ensaio 16 (SANDVIK COROMANT, 2019)

A ferramenta de corte foi fixada na torre porta-ferramenta do carro transversal do torno. O calorímetro foi posicionado abaixo da região de corte onde os cavacos formados foram colhidos por meio de um funil de papel. Dois termopares foram inseridos nos canais de lubrificação interna para medição de temperaturas durante a usinagem. Durante os testes para medição da partição do calor proveniente para os cavacos, houve quebra da ponta da ferramenta e a partição do calor dos cavacos não foi avaliada. A temperatura máxima registrada foi de 182,1 °C (termopar 1) e 162,3 °C (termopar 2), Fig. 5.17.

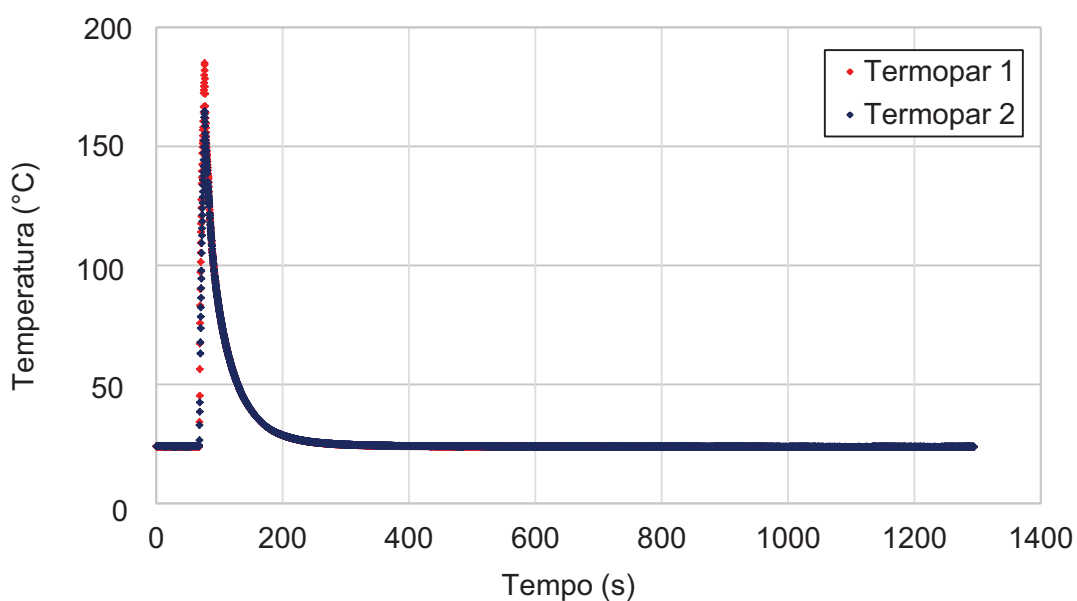


Figura 5.17 – Temperatura medida pelos termopares na cunha da broca para o ensaio 15, velocidade de corte de 27,3 m/min, avanço de 0,134 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm

Para análise da temperatura de equilíbrio, foi realizado um experimento para monitorar o comportamento da temperatura do fluido calorimétrico. O experimento seguiu a metodologia aplicada nas etapas anteriores, com broca de aço rápido revestida de TiAlN.

Foram utilizados quatro termopares no interior do calorímetro monitorando a temperatura do fluido e foi permitida a troca de calor da ferramenta no interior do calorímetro, admitindo que a ferramenta de corte permanecesse no fim de curso, Fig. 5.18. O fluido calorimétrico utilizado foi o etilenoglicol. O desvio padrão das leituras dos termopares foi calculado para estabelecer o critério de temperatura de equilíbrio. Na Fig. 5.19 é ilustrado o comportamento do desvio padrão para o ensaio. Todos os ensaios realizados anteriormente apresentaram um comportamento similar. A temperatura de equilíbrio foi escolhida segundo o critério do desvio padrão das leituras dos termopares ser menor que  $0,1\text{ }^{\circ}\text{C}$ .

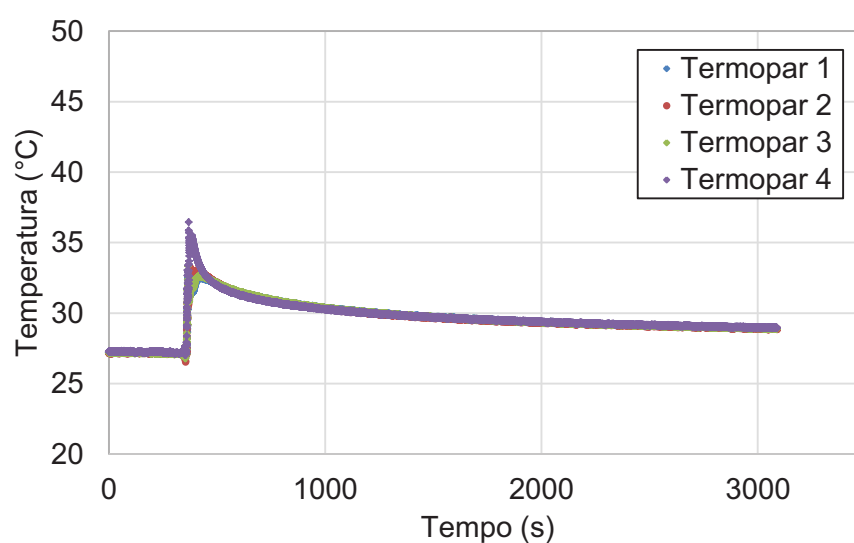


Figura 5.18 – Temperatura ao longo do tempo para ensaio 17

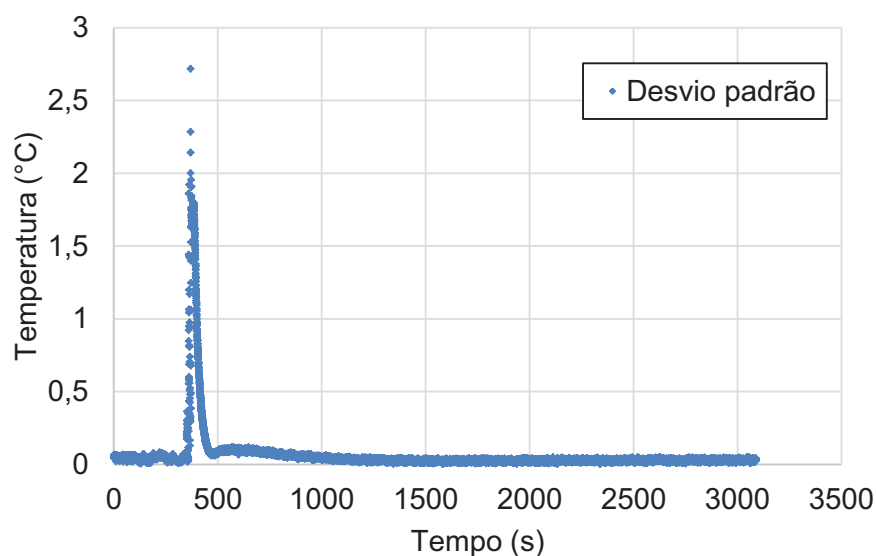


Figura 5.19 – Desvio padrão das temperatura ao longo do tempo para ensaio 17

### 5.7. Discussão dos resultados

O método calorimétrico foi aplicado ao processo furação do ferro fundido cinzento. Os parâmetros de usinagem foram: velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm. A ferramenta de corte foi broca de aço rápido revestida de TiAlN. Os resultados demonstraram que, entre 82,63 % e 83,46 % da energia mecânica utilizada para o corte foi transformada em calor em usinagem e percebida pelo método calorimétrico. Desconsiderando a partição de energia térmica absorvida pela ferramenta de corte, entre 76,05 % e 79,18 % da energia mecânica utilizada para o corte foi transformada em calor em usinagem e percebida pelo método calorimétrico.

Entretanto, outras parcelas de calor foram negligenciadas no modelo do calorímetro devido a limitações experimentais. Dentre essas parcelas, destaca-se: o calor transferido por condução pelo conjunto eixo-árvore da máquina ferramenta, a transferência de calor da broca por convecção com o meio ambiente (ar) e o calor perdido para as vizinhanças devido ao calorímetro não ser ideal. Além disso, há o erro associado à medição das temperaturas com termopares tipo-T e o erro associado a medição do torque com dinamômetro.

Denkena; Ammermann; Niederwestberg (2012) afirmaram que a maior limitação da metodologia calorimétrica aplicada na furação de aço carbono ABNT 1045 foi reduzir o calor perdido pelo sistema devido ao projeto não adiabático do calorímetro. Neste trabalho, essa perda de calor foi minimizada pela utilização de dois recipientes (Poliamida 6.6 e Policloreto de Vinila) e de placas de poliestireno expandido para minimizar as perdas de energia térmica por convecção natural entre os recipientes. Desta forma, é imprescindível atentar para a eficaz isolamento do sistema calorimétrico.

Para os experimentos realizados, destaca-se como fonte de erros a tolerância do termopar e o critério para definição da temperatura de equilíbrio. A tolerância do termopar tipo-T padrão para a faixa de temperaturas utilizada é de 1,0 °C ou 0,75 % do valor medido. Computando o valor da tolerância do termopar por meio do equacionamento calorimétrico obtém-se, para os experimentos citados anteriormente, uma variação de  $\pm 17,15$  % no valor da energia mecânica utilizada para o corte foi transformada em calor e percebida pelo método calorimétrico. Isso está de acordo com os resultados de Denkena; Ammermann; Niederwestberg (2012), que obtiveram um desvio máximo de 20 %. Assim, pode-se concluir que os resultados obtidos pelo calorímetro apresentaram uma baixa precisão.

Apesar de os trabalhos da literatura que tratam sobre o método calorimétrico não apresentarem um critério claro e definido para estabelecimento da temperatura de equilíbrio, a escolha deste terá grande influência nas estimativas calorimétricas. Neste trabalho, o critério foi estabelecido por ensaios experimentais, sendo definido como a temperatura do

fluido quando o desvio padrão das leituras dos termopares no fluido calorimétrico é menor que  $0,1\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Caso o critério escolhido seja um valor de desvio padrão dos termopares inferior a  $0,1\text{ }^{\circ}\text{C}$  a temperatura de equilíbrio tenderá a ser menor e, assim, a partição de calor avaliada será menor. Caso o critério seja um valor de desvio padrão dos termopares superior a  $0,1\text{ }^{\circ}\text{C}$  a temperatura de equilíbrio avaliada será maior, proporcionando partições de calor mais elevadas.

Apesar de Denkena; Ammermann; Niederwestberg (2012) não apresentarem um critério para definição da exata temperatura de equilíbrio, os autores perceberam que a interpretação dessa temperatura é crucial para as avaliações da partição de calor dos cavacos. De fato, quanto maior for o tempo para que a temperatura no interior do calorímetro se estabilize maior é a oportunidade do calorímetro perder energia térmica para as vizinhanças. Os autores propuseram um sistema de estimulação dinâmica após usinagem para uniformização das temperaturas. Conforme pode ser observado na Fig. 5.20, o sistema se mostrou eficaz e o equilíbrio térmico foi estabelecido em menor tempo. Outra forma de acelerar o equilíbrio térmico é por meio da agitação do fluido calorimétrico proveniente de um motor inserido no interior do calorímetro.

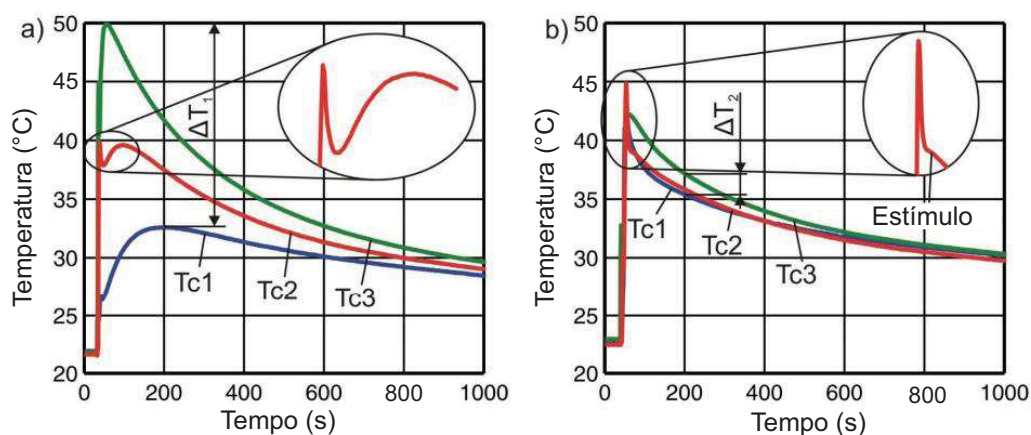


Figura 5.20 – Temperaturas do fluido calorimétrico na furação de aço carbono ABNT 1045,  $v_c = 90\text{ m/min}$ ,  $f = 0,10\text{ mm/rev}$ ,  $m_{cav} = 90\text{ g}$ ; a) resultados sem estimulação dinâmica; b) resultados com estimulação dinâmica (adaptado de DENKENA; AMMERMANN; NIEDERWESTBERG, 2012)

O calorímetro foi utilizado para medição da partição de calor transferida para a ferramenta de corte ( $Q_{fer}$ ) e para a partição de calor transferida pelos cavacos ( $Q_{cav}$ ). A partição de calor da ferramenta de corte foi calculada entre 6,11 % e 15,34 %. A temperatura média que a broca entrou no calorímetro foi estimada em  $32,5\text{ }^{\circ}\text{C}$  e  $41,9\text{ }^{\circ}\text{C}$ . A temperatura média em que os cavacos adentraram no calorímetro, para a furação com

broca de aço rápido revestida de TiAlN, foi calculada em 310,75 °C e a energia térmica cedida pelos cavacos à água foi calculado em 1,091 kJ. Essa parcela equivale a 49,75 % da partição total da energia mecânica total. A velocidade de corte foi de 27,3 m/min, o avanço de 0,134 mm/rev e a profundidade do furo de 15 mm.

A título de comparação, Denkena; Ammermann; Niederwestberg (2012) obtiveram valores da partição de calor para os cavacos em furação de aço ABNT 1045. Os resultados variaram entre 55 % (para  $v_c = 90$  m/min e  $f = 0,08$  mm/rev) e 70 % (para  $v_c = 110$  m/min e  $f = 0,08$  mm/rev). Quan; He; Dou (2008) obtiveram resultados de partição de calor para os cavacos no torneamento de 49,4 % a 69 %, para torneamento de aço carbono ABNT 1045 para as velocidades de corte de 400 m/min e 800 m/min ( $a_p = 0,8$  mm,  $f = 0,12$  mm/rev), respectivamente. Também para o torneamento, Quan; Arsecularatne; Zhang (2009) constatarem partições de calor para os cavacos entre 55 % e 70 % ( $a_p = 1,0$  mm,  $f = 0,1$  mm/rev,  $v_c = 250$  m/min a 1250 m/min). O material usinado foi o aço carbono ABNT 1040. Hirao et al. (1998) durante o fresamento de aço carbono ABNT 1045 calcularam partições de calor para os cavacos entre aproximadamente 70 % e 80 % ( $f = 0,12$  mm/rev,  $a_p = 0,12$  mm,  $v_c = 100$  m/min a 400 m/min). Para o fresamento da liga Al 5052 as partições variaram, aproximadamente, entre 60 % e 80 % ( $f = 0,12$  mm/rev,  $a_p = 0,12$  mm,  $v_c = 200$  m/min a 800 m/min).

Os resultados dos experimentos de Quan; Xu; Dou (2009) indicaram que, para o fresamento de aço médio carbono a seco a altas velocidades de corte, o calor transferido para os cavacos representa a maior parte do calor total gerado durante a usinagem: cerca de 70 % a 85 % para o fresamento a seco, para  $v_c = 600$  m/min e 1000 m/min, respectivamente. Com o aumento da velocidade de corte, os cavacos retiram mais calor da zona de corte enquanto as parcelas do calor transferido para a peça e para a ferramenta de corte diminuem. De forma semelhante, Schmidt; Roubik (1949) e Denkena; Ammermann; Niederwestberg (2012) mostraram que o aumento da velocidade de corte, durante o processo de furação, conduz a maiores partições de calor para os cavacos em detrimento à peça e à ferramenta de corte.

A partição de calor para a ferramenta de corte (6,11 % e 15,34 %) foi coerente com os valores apresentados por Fleischer; Pabst; Kelemen (2007), de entre 5 % a 15 %. A partição de calor para os cavacos foi cerca de 5 % menor que o valor mínimo apresentado pela literatura, de 55 % a 75 %. Desconsideram-se nessas análises os erros na medição de temperatura por termopar e na medição de torque com o dinamômetro.

Para a broca de metal duro revestida de TiN, os termopares inseridos no canal de refrigeração interna apresentaram as temperaturas máximas de 170,1 °C e 193,6 °C. Essas temperaturas foram registradas na superfície de folga da ferramenta, então se assume que



as temperaturas na interface cavaco-ferramenta são mais elevadas. A partição de calor dos cavacos não foi calculada nesse experimento devido à obstrução dos cavacos na abertura da tampa do calorímetro, de 12,0 mm, originalmente projetada para passagem da ferramenta de corte durante a furação. Testes adicionais com uma broca de metal duro revestida de TiAlN e termopares inseridos através dos canais de refrigeração interna apresentaram temperaturas de 162,35 °C e 182,10 °C. Nesse ensaio, a broca sofreu uma avaria devido às vibrações do sistema e a partição do calor dos cavacos não foi estimada.

Modificações foram realizadas para melhorar o desempenho do método calorimétrico. O etilenoglicol (mono) foi utilizado como fluido calorimétrico para melhorar a sensibilidade do calorímetro. As perdas de energia térmica por radiação foram minimizadas por meio de revestimentos das superfícies interna e externa do calorímetro com finas folhas aluminizadas. Os testes realizados com o etilenoglicol indicaram que entre 52,60 % e 74,08 % da energia mecânica foi transferida para o etilenoglicol na forma de energia térmica. A variação de temperatura do fluido calorímetro foi maior utilizando o etilenoglicol, tornando o calorímetro mais sensível às variações de temperaturas.

Em termos gerais, o calorímetro utilizado apresentou resultados plausíveis e se mostrou bastante versátil, sendo utilizado tanto na configuração vertical nas medições de calor gerado total e de partição de calor da ferramenta de corte, quanto na configuração horizontal nas medições de calor dos cavacos. A parcela de energia mecânica utilizada para o corte que foi transformada em calor em usinagem foi avaliada. A temperatura dos cavacos formados e da ferramenta de corte após a furação foi estimada. A utilização de brocas com canal de refrigeração interna proporcionou a possibilidade de mensurar a temperatura em uma região próxima da cunha de corte. Toda etapa experimental e os resultados obtidos nos ensaios contribuem para o entendimento dos fenômenos de geração de calor e distribuição de temperaturas na furação do ferro fundido cinzento.

## **CAPÍTULO VI**

### **DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS NA FURAÇÃO DE FERRO FUNDIDO**

Durante a execução das etapas experimentais e das análises dos resultados obtidos percebeu-se a necessidade de associar outras técnicas de medição de temperaturas ao método calorimétrico. Isso ocorre porque cada técnica tem suas vantagens e desvantagens, tornando-se úteis para determinada finalidade ou não. De certa forma, essa etapa já fora inicialmente adotada em ensaios anteriores, onde foi combinada a técnica de medição de temperaturas da peça por termopares com o método calorimétrico. Assim, foi proposta a técnica da termografia infravermelha e a simulação numérica em elementos finitos para obtenção de grandezas quando as técnicas outrora utilizadas se mostraram ineficazes.

#### **6.1. Termografia infravermelha**

A medição de temperaturas por meio de termografia infravermelha foi utilizada associada ao método calorimétrico com objetivo de estimar as temperaturas da ferramenta de corte antes e após a usinagem, uma vez que estas variáveis são essenciais para avaliação da partição do calor e da energia total transformada em calor durante a furação, mas são tecnicamente difíceis de obter por outras metodologias.

As imagens térmicas foram obtidas por meio de câmera termográfica FLIR® modelo T420 com 320 píxeis x 240 píxeis (76.800 píxeis), faixa de medição de temperaturas de 0 °C a 350 °C, erro de  $\pm 2$  °C, comandada pelo programa computacional FLIR Tools+. A taxa de aquisição das imagens térmicas foi de 30 quadros por segundo.

Os ensaios seguiram a metodologia base apresentada no Capítulo III e foram realizados no Centro de Usinagem Vertical Discovery 760 da ROMI®. A ferramenta de corte utilizada foi a broca de aço rápido revestida de TiAlN. Os parâmetros de corte foram: velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm. O fluido calorimétrico utilizado foi 90 ml de etilenoglicol mantido em ambiente refrigerado

antes do experimento com a finalidade de maximizar a variação de temperatura registrada pelos termopares inseridos no fluido e melhorar a sensibilidade do calorímetro.

O recipiente menor do calorímetro, responsável por receber o fluido calorimétrico, foi revestido internamente com folhas aluminizadas para minimizar as perdas de energia térmica por radiação para as vizinhanças (ÇENGEL; BOLES, 2013). O recipiente maior do calorímetro foi pintado exteriormente com tinta aerosol cor preto fosco para minimizar a refletividade e manter a emissividade do calorímetro ajustada em 0,95 (LONGBOTTOM; LANHAM, 2005).

A câmera termográfica foi fixada à esquerda do calorímetro sobre um suporte fixado no barramento da máquina-ferramenta, mantendo-se sempre 700,0 mm de distância entre a câmera e o calorímetro, conforme estipulado no manual do fabricante. Desta forma, evitou-se qualquer perda de foco do sensor infravermelho. Foi utilizado um termo-higrômetro portátil AKSO® modelo AK630 para medição da temperatura ambiente (resolução de 0,1 °C; faixa nominal de - 20 °C a 70 °C) e da umidade relativa do ar (resolução de 0,1 % UR; faixa nominal de 100 % UR).

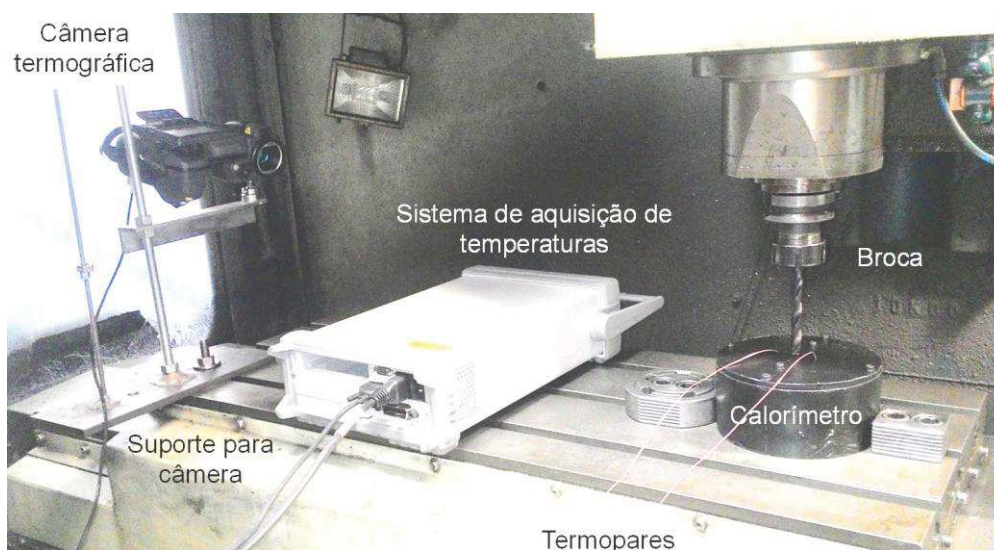


Figura 6.1 – Configuração experimental apresentando a câmera termográfica, o sistema de aquisição de temperaturas e o calorímetro fixado com a broca

Os resultados estão apresentados em mapas térmicos nas Fig. 6.2, Fig. 6.3 e Fig. 6.4. Ciente de que o processo de furação ocorre em uma zona restrita no interior da peça, o enfoque da medição infravermelha foi na temperatura da ferramenta de corte antes e após a usinagem. Termopares foram soldados na ferramenta de corte e na superfície do calorímetro antes da furação para calibração da temperatura obtida com a câmera termográfica.

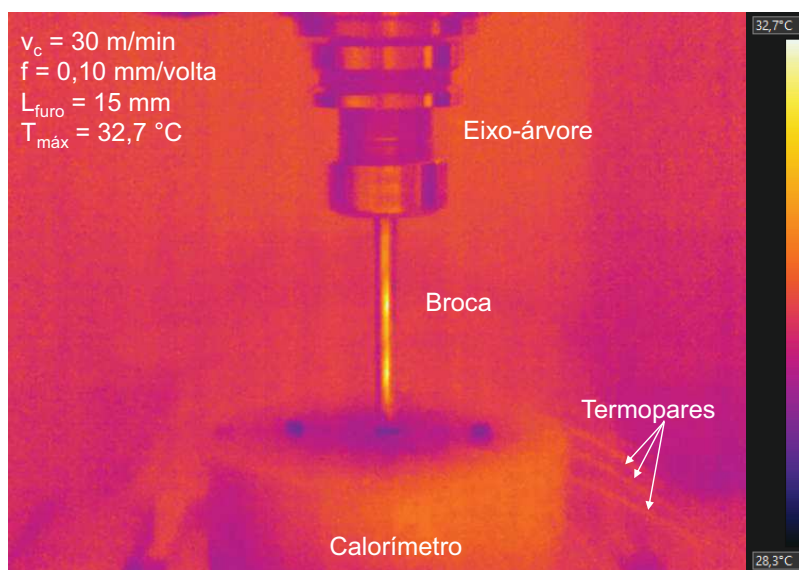


Figura 6.2 – Mapa térmico do sistema antes da usinagem, a temperatura máxima registrada está no corpo da broca em rotação (32,7 °C)

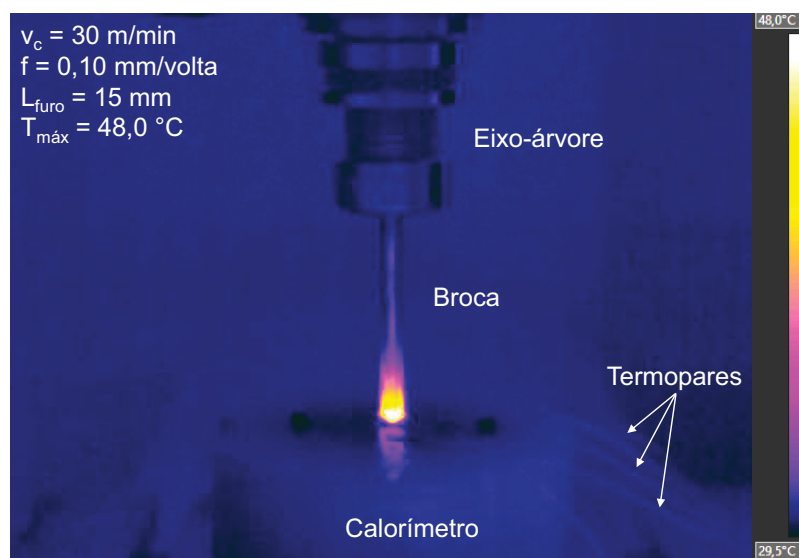


Figura 6.3 – Mapa térmico do sistema logo após usinagem, a temperatura máxima registrada está na ponta da broca em rotação (48,0 °C)

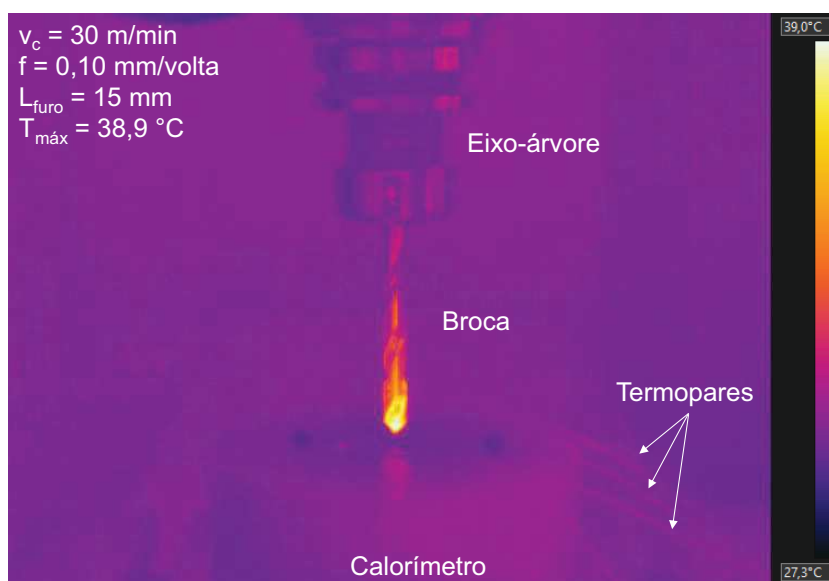


Figura 6.4 – Mapa térmico do sistema 60 s após usinagem, a temperatura máxima registrada está na ponta da broca sem movimento de rotação (38,9 °C)

O perfil de temperaturas máximas registradas na imagem da câmera termográfica pode ser dividido em três regiões, Fig. 6.5. A furação ocorre na região 1 e as temperaturas máximas na região de corte não podem ser registradas, sendo possível identificar um pequeno acréscimo de temperatura no corpo da broca oriundo da condução de calor da zona de corte em direção ao eixo árvore. O tempo de corte foi calculado em 9,42 s. Na região 2 a broca inicia seu movimento de saída do calorímetro e, ao decorrer que a broca retrocede, a temperatura máxima registrada aumenta até a temperatura máxima, que se concentra na ponta da ferramenta de corte (48,0 °C). Na região 3, a broca perde calor para o ambiente e as temperaturas diminuem.

É importante ressaltar que a temperatura máxima obtida no ensaio não corresponde à temperatura máxima durante a usinagem, uma vez que a temperatura é registrada aproximadamente 7 s após a conclusão do furo. Além disso, a broca interage com o fluido calorimétrico inserido no interior do calorímetro. A título de comparação, a temperatura global da ferramenta de corte estimada ao entrar no calorímetro no Capítulo V foi de 32,5 °C e 41,8 °C.

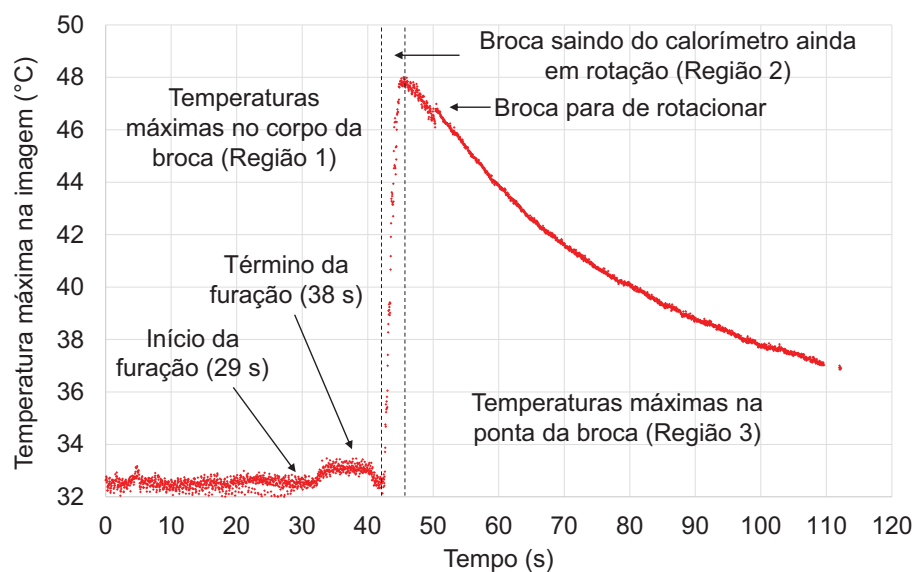


Figura 6.5 – Temperatura máxima da ferramenta de corte registrada pela câmera termográfica

## 6.2. Simulação por método dos elementos finitos

A fim de obter uma estimativa da distribuição de temperaturas na furação do ferro fundido e compará-la com os resultados experimentais obtidos, foi realizada uma simulação numérica do processo por meio do método dos elementos finitos. Para isso foi utilizado o AdvantEdge™, um pacote comercial da Third Wave Systems desenvolvido a partir dos estudos de Marusich; Ortiz (1995). Outros programas comerciais como o DEFORM 2D/3D, Abaqus™, COMSOL Multiphysics® etc. também oferecem soluções em elementos finitos para processos de usinagem.

O AdvantEdge™ é um programa computacional especializado na simulação de processos de usinagem, apto para modelagem de torneamento, microtorneamento, fresamento, furação, rosqueamento, brochamento, serramento, broqueamento e sangramento, tanto em modelagem bidimensional quanto tridimensional. O código do AdvantEdge™ utiliza a abordagem lagrangiana explícita associada ao remalhamento adaptativo para contornar os problemas de convergência e distorção da malha. A biblioteca de dados do AdvantEdge™ disponibiliza um grande número de materiais de construção mecânica e materiais para ferramenta de corte, incluindo revestimentos.

O processo de simulação é desenvolvido em três etapas: pré-processamento, processamento e pós-processamento. A etapa inicial engloba o agrupamento de informações essenciais para o processamento da simulação como a geometria, o material e o revestimento da ferramenta de corte, o material da peça a ser usinada e os parâmetros de



usinagem (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte). A etapa de pós-processamento consiste na análise dos resultados obtidos. O AdvantEdge™ utiliza o programa Tecplot 360 ex para análise dos resultados da simulação (THIRD WAVE SYSTEMS, 2017).

A geometria das ferramentas de corte foi obtida por meio de um modelo paramétrico de broca helicoidal maciça com duas arestas de corte, Fig. 6.6. Os parâmetros consistiram de dimensões lineares e ângulos característicos das ferramentas: diâmetro da broca ( $D$ ), folga do diâmetro do corpo da broca ( $\alpha_{\text{hél}}$ ), ângulo de hélice ( $\delta$ ), distância entre arestas de corte ( $h$ ), raio da hélice ( $r_{\text{hél}}$ ), comprimento da hélice ( $L_{\text{hél}}$ ), ângulo de ponta ( $\sigma$ ), ângulo de folga ( $\alpha$ ), ângulo da aresta transversal ( $\psi$ ) e raio de ponta ( $r$ ). Essas grandezas foram medidas nas brocas utilizadas na etapa experimental (broca 1: aço rápido revestida de TiAlN; broca 2: metal duro revestida de TiN) por paquímetro analógico (resolução 0,02 mm), análise de imagens obtidas em microscópio óptico Olympus® SZ61 por meio do programa ImageJ e microscópio ótico ferramenteiro do Laboratório de Metrologia da UFU (Tab. 6.1).

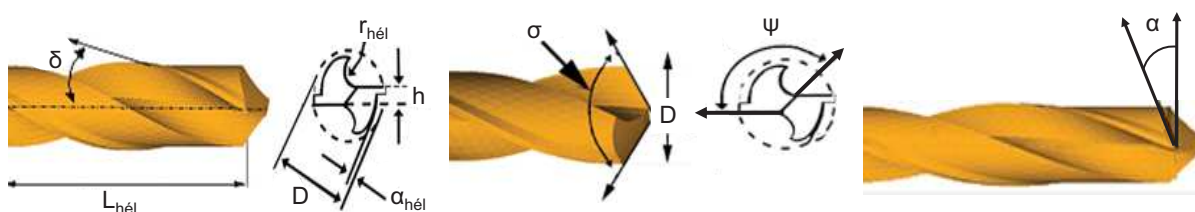


Figura 6.6 – Modelo paramétrico de broca helicoidal maciça com duas arestas de corte

Tabela 6.1 – Dimensões lineares e ângulos característicos das ferramentas de corte

Broca	$D$ (mm)	$\alpha_{\text{hél}}$ (mm)	$\delta$ (°)	$h$ (mm)	$r_{\text{hél}}$ (mm)	$L_{\text{hél}}$ (mm)	$\sigma$ (°)	$\alpha$ (°)	$\psi$ (°)	$r$ (mm)
1	10,0	0,3	30	1,8	1,0	14,0	130	10	137	0,04
2				1,7	1,2	15,0	142	8		

Posto que as temperaturas máximas se concentrem na ponta da ferramenta de corte, a simulação foi realizada com a broca apresentando comprimento de hélice ( $L_{\text{hél}}$ ) reduzido. O programa disponibiliza três possibilidades para simulação de furação: simulação na entrada da ferramenta na peça, simulação no avanço da ferramenta a partir de uma profundidade de corte definida ou simulação na saída da ferramenta, Fig. 6.7. A opção escolhida foi a simulação no avanço da ferramenta a partir de uma profundidade de corte definida, devido a maior geração de calor nessa posição (Fig. 6.7b). Desta forma, a simulação foi realizada nos 0,5 mm finais do furo. Os canais de refrigeração interna da broca 2 não foram modelados.

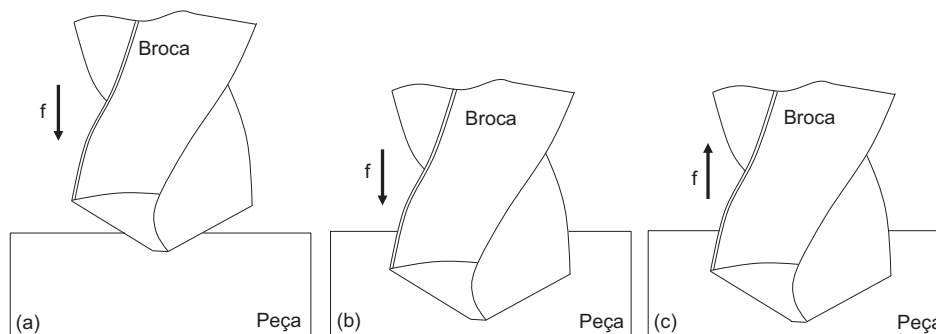


Figura 6.7 – Tipos de simulações de furação disponíveis: a) simulação na entrada da ferramenta na peça; b) simulação no avanço da ferramenta a partir de uma profundidade de corte definida; c) simulação na saída da ferramenta (adaptado de MARINESCU, 2009)

O material da ferramenta foi escolhido na biblioteca de dados do programa (broca 1: aço rápido “HSS-M”; broca 2: metal duro “Carbide-Grade-K”). O revestimento da ferramenta também foi computado (broca 1: uma camada de TiAlN de 2  $\mu\text{m}$  de espessura; broca 2: uma camada de TiN de 3  $\mu\text{m}$  de espessura). Os modelos discretizados das ferramentas de corte consistiram de malhas com elementos finitos tetraédricos. O número total de elementos foi estabelecido automaticamente pelo programa levando em consideração a geometria da ferramenta: elementos menores na região próxima da ponta da ferramenta e elementos relativamente maiores na região mais afastada da ponta da ferramenta. Esse refinamento da malha nas proximidades da aresta de corte promove resultados mais precisos na ponta da ferramenta sem aumento significativo do tempo de simulação (THIRD WAVE SYSTEMS, 2017).

A geometria da peça foi paralelepipedal com faces retangulares (comprimento x largura x altura: 16 mm x 16 mm x 30 mm). A malha da peça consistiu de elementos finitos tetraédricos. Como material da peça foi utilizado o ferro fundido cinzento denominado “Grey Iron ASTM A48 Class 30”, da biblioteca de dados do programa, com resistência à tração de 207 MPa, dureza de 187 HB e composição química de 3,45 %p de C, 0,75 %p de Mn, 0,15 %p de P, 0,15 %p de S e 2,10 %p de Si.

No desenvolvimento da análise de elementos finitos foi assumido que o material é um meio contínuo isotrópico e que não há efeitos de vibração da ferramenta de corte, de desgaste da ferramenta e de fluido de corte. A peça foi modelada como um material deformável e a ferramenta de corte juntamente com o revestimento foram modelados como corpos elásticos que não se deformam plasticamente.



Foi utilizado o modelo constitutivo “Power Law”, que relaciona a tensão de escoamento à deformação, taxa de deformação e temperatura, com expoentes que expressam a sensibilidade desses parâmetros (THIRD WAVE SYSTEMS, 2017).

$$\sigma(\varepsilon^p, \dot{\varepsilon}, T) = g(\varepsilon^p) \cdot \Gamma(\dot{\varepsilon}) \cdot \Theta(T) \quad (5.1)$$

Em que  $\sigma$  representa a tensão de escoamento,  $\varepsilon^p$  a deformação plástica,  $\dot{\varepsilon}^p$  a taxa de deformação,  $T$  a temperatura,  $g(\varepsilon^p)$  o encruamento do material,  $\Gamma(\dot{\varepsilon})$  a taxa de deformação plástica e  $\Theta(T)$  o amolecimento térmico do material.

O modelo de dano utilizado no AdvantEdge™ é representado pela seguinte equação:

$$D = \sum_i \frac{\Delta \varepsilon_i^p}{\varepsilon_{fi}^p} \quad (5.2)$$

Em que  $D$  é o dano cumulativo adimensional,  $\Delta \varepsilon_i^p$  é o incremento instantâneo da deformação,  $\varepsilon_{fi}^p$  é a deformação instantânea na falha (THIRD WAVE SYSTEMS, 2017).

Os parâmetros de corte foram especificados na etapa de pré-processamento seguindo os valores utilizados na etapa experimental: velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade inicial do furo de 14,5 mm. A temperatura inicial para a simulação foi tomada arbitrariamente em 30 °C. Foram simulados 5 revoluções da ferramenta de corte (1800°). Os fenômenos de atrito na interface cavaco ferramenta foram modelados pela lei de atrito de Coulomb. O coeficiente de atrito utilizado foi  $\mu = 0,50$ .

As simulações dos experimentos com a broca 1 apresentaram 744.567 elementos finitos na malha da peça e 146.628 elementos finitos na malha da ferramenta de corte. O computador utilizado foi um *desktop* com processador Intel® Core™ i7-7700 (3,60 GHz), memória interna RAM de 32,0 GB e sistema operacional Windows 10 Pro de 64 bits. O tempo total decorrido da simulação 1 foi de 315 horas, 18 minutos e 32 segundos.

Na Figura 6.8 e Fig. 6.9 são apresentadas as simulações tridimensionais da temperatura em furação utilizando a broca 1 e a broca 2, respectivamente. São apresentadas as vistas de topo e lateral da ferramenta de corte. Os parâmetros de usinagem utilizados foram: velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev e profundidade do furo de 15 mm.

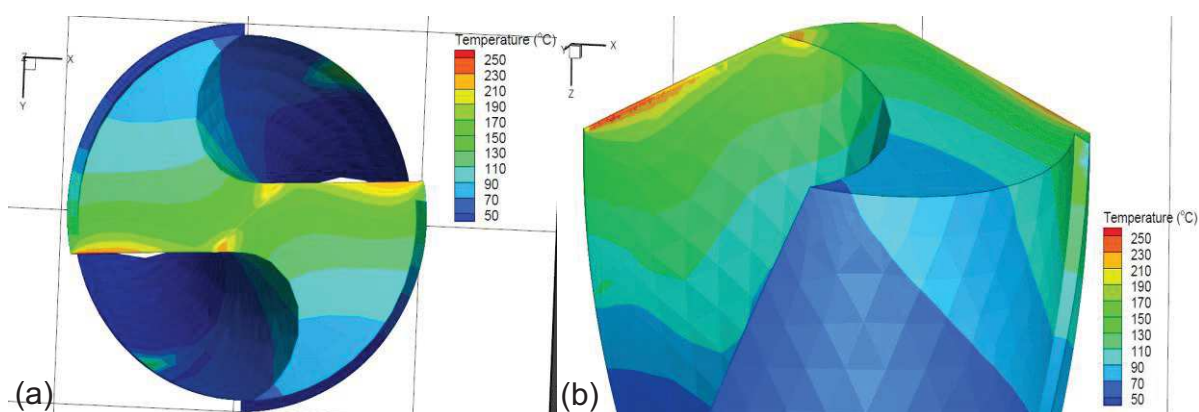


Figura 6.8 – Distribuição de temperaturas na broca 1; a) vista de topo; b) vista lateral

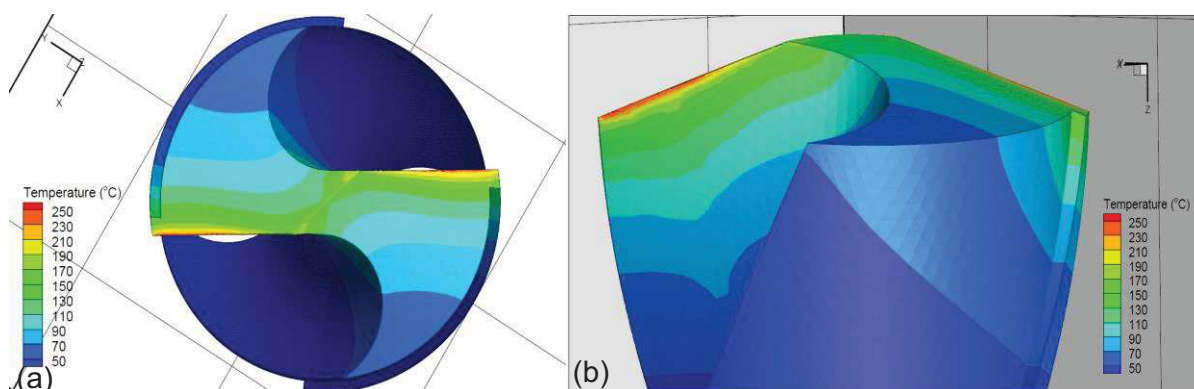


Figura 6.9 – Distribuição de temperaturas na broca 2; a) vista de topo; b) vista lateral

Na Figura 6.10 é apresentada a temperatura máxima na broca durante a simulação com broca 1 e broca 2, sendo de 271,25 °C para a broca 1 e de 265,10 °C para a broca 2.

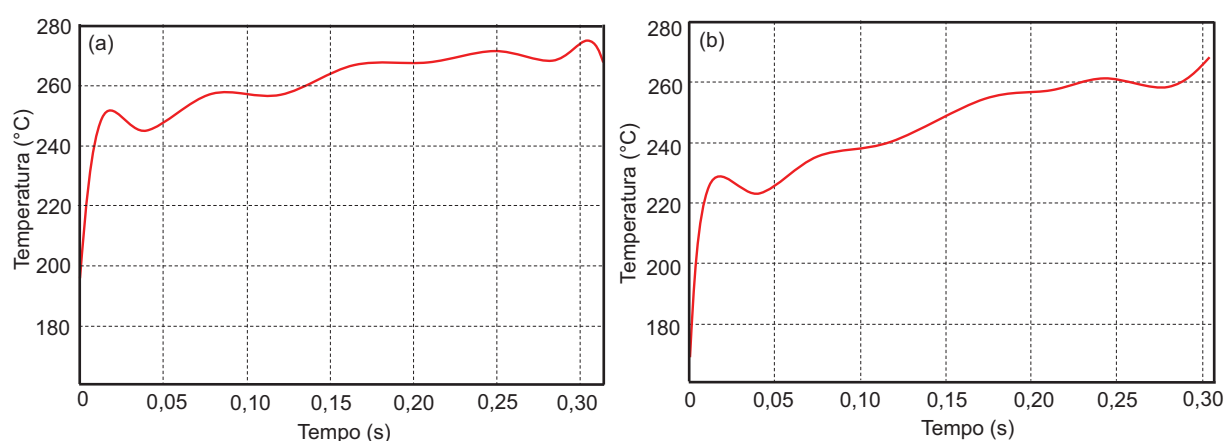


Figura 6.10 – Temperatura máxima na ferramenta de corte; a) broca 1; b) broca 2 (ajuste polinomial de 10° grau)

A análise desses resultados revela que as maiores temperaturas estão presentes na ferramenta na região próxima à ponta de corte em detrimento à região da aresta transversal. Isso ocorre devido a maior velocidade de corte periférica nessa região, Fig. 6.8 e Fig. 6.9. Esses perfis de temperatura concordam com os resultados obtidos por Li; Shin (2007b), Wu; Han (2009), Outeiro; Lenoir; Bosselut (2015) e Patne et al. (2017), que também obtiveram temperaturas máximas na região próxima à ponta de corte durante a simulação de furação de Ti comercialmente puro (broca de metal duro), aço carbono AISI 1045 (broca de aço rápido), Inconel 718 (broca de metal duro revestida de TiAlN, com fluido de corte) e Ti-6Al-4V (broca de metal duro), respectivamente.

Na Figura 6.11 é apresentada a temperatura no ponto em que o termopar foi inserido durante as medições experimentais de temperatura na broca 2. As temperaturas simuladas foram inferiores às temperaturas medidas experimentalmente, sendo 43,5 % menor para o termopar 1 ( $T_1 = 97,96 \text{ } ^\circ\text{C}$ ) e 49,4 % menor para o termopar 2 ( $T_2 = 96,08 \text{ } ^\circ\text{C}$ ).

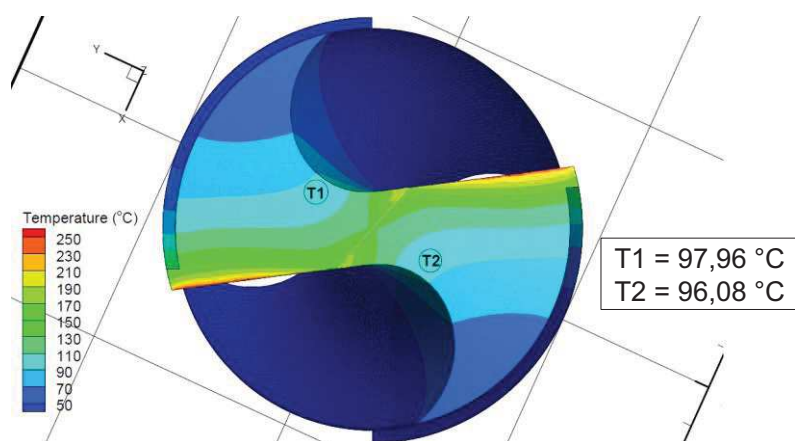


Figura 6.11 – Temperatura simulada na ferramenta de corte no local de medição experimental por termopares

Na Figura 6.12 e Fig. 6.13 são apresentadas as distribuições de temperaturas nos cavacos para a simulação com broca 1 e broca 2, respectivamente. As temperaturas máximas foram registradas na região do cavaco próxima à ponta de corte da ferramenta. Na etapa experimental, a estimativa da temperatura média em que os cavacos adentraram no calorímetro foi de  $310,75 \text{ } ^\circ\text{C}$  para a furação com broca 1, ou seja, as temperaturas máximas do cavaco na simulação foram 12,7 % menores que a temperatura média estimada experimentalmente.

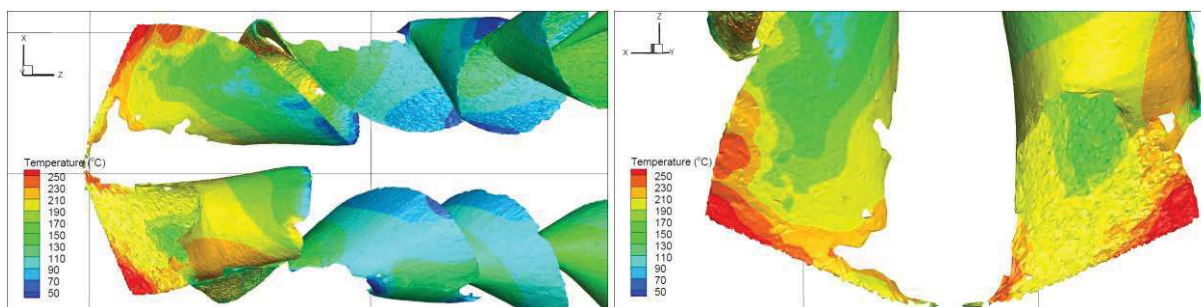


Figura 6.12 – Distribuição de temperaturas no cavaco na simulação de furação com broca 1

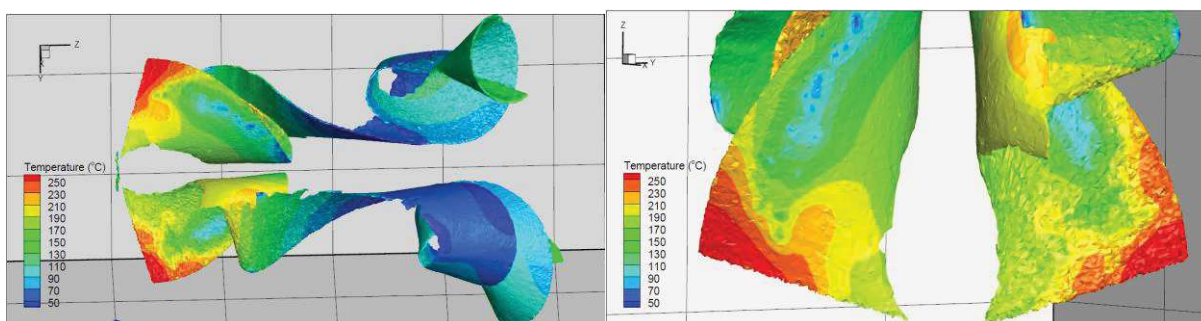


Figura 6.13 – Distribuição de temperaturas no cavaco na simulação de furação com broca 2

Os cavacos simulados apresentaram a forma helicoidal cônica sem quebra do cavaco, enquanto a análise qualitativa dos cavacos colhidos na etapa experimental revelou cavacos do tipo descontínuo na forma helicoidal cônica curta, conforme a classificação da norma ISO 3685 (ISO, 1993). Essa divergência pode ser explicada, em grande parte, pelas diferenças das propriedades mecânicas entre o material da peça simulada e o material usinado, além das aproximações utilizadas no modelo constitutivo do programa.

Os resultados simulados de torque, força axial  $F_z$ , forças  $F_x$  e  $F_y$  e potência são apresentados na Fig. 6.14, Fig. 6.15 (broca 1), Fig. 6.16 e Fig. 6.17 (broca 2). Os valores utilizados para quantificar as simulações são obtidos no intervalo de tempo entre 0,05 s e 0,30 s.

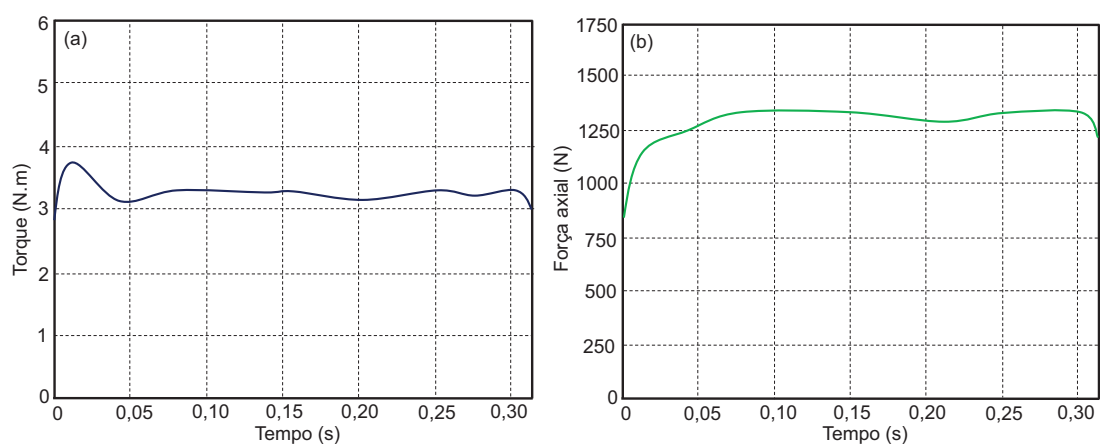


Figura 6.14 – a) Simulação de torque durante a furação com a broca 1; b) simulação de força de axial durante a furação com a broca 1 (ajustes polinomiais de 10° grau)

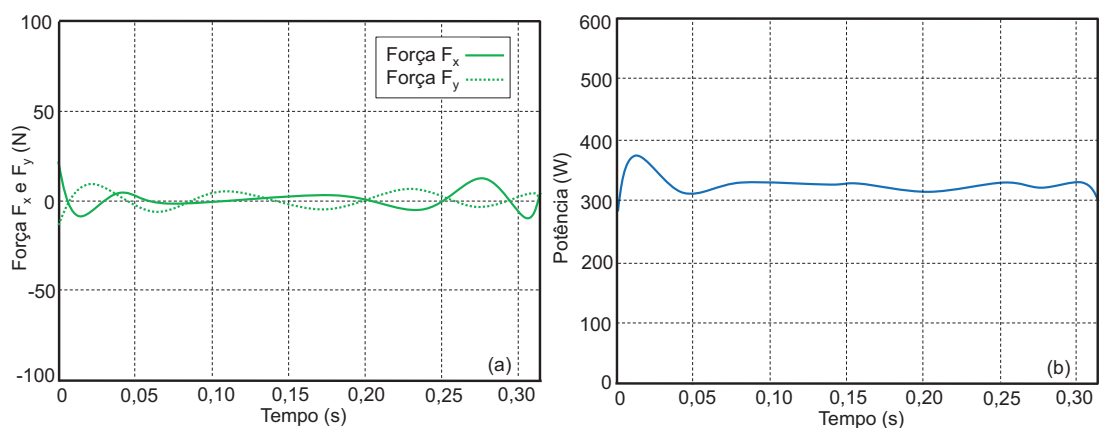


Figura 6.15 – a) Simulação de forças de  $F_x$  e  $F_y$  durante a furação com a broca 1; b) simulação de potência durante a furação com a broca 1 (ajustes polinomiais de 10° grau)

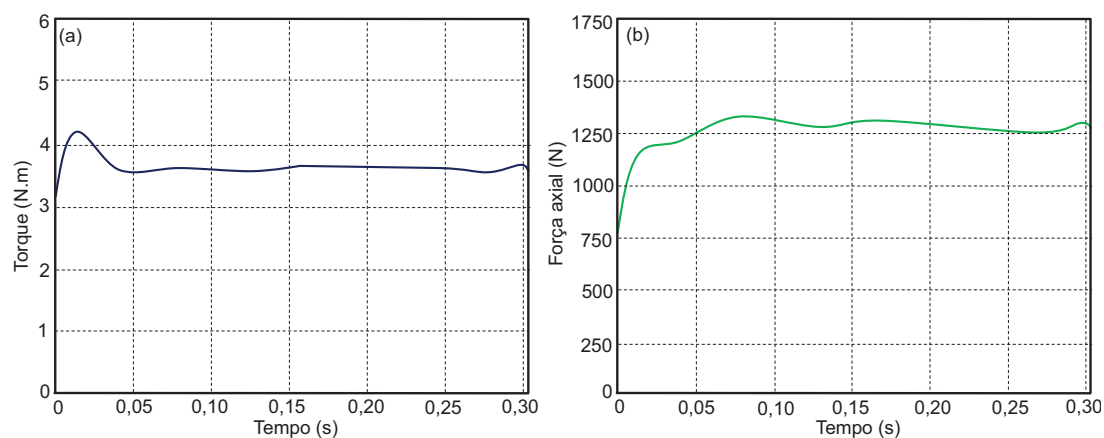


Figura 6.16 – a) Simulação de torque durante a furação com a broca 2; b) simulação de força de axial durante a furação com a broca 2 (ajustes polinomiais de 10° grau)

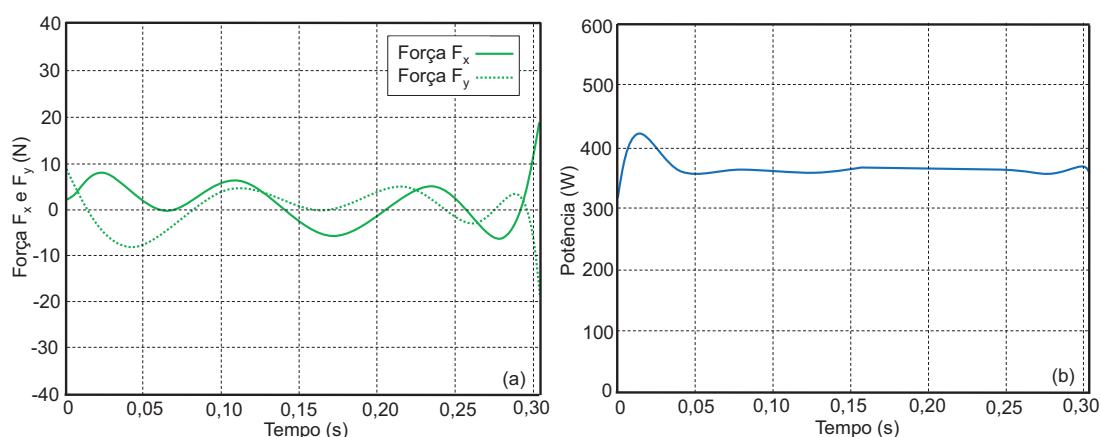


Figura 6.17 – a) Simulação de forças de  $F_x$  e  $F_y$  durante a furação com a broca 2; b) simulação de potência durante a furação com a broca 2 (ajustes polinomiais de 10° grau)

A força axial e o torque apresentaram um comportamento similar ao esperado na literatura. O torque simulado para furação com a broca 1 foi 49,9 % maior que o torque medido experimentalmente. O método dos elementos finitos se mostrou uma ferramenta eficaz para simulação do processo de furação, proporcionando resultados complexos, como a distribuição de temperaturas, forças de usinagem e torque, sem os contratempos usuais dos métodos experimentais.

### 6.3. Considerações finais

Neste capítulo a distribuição de temperaturas em usinagem foi estudada por meio de duas abordagens: a termografia infravermelha e a simulação numérica em elementos finitos. Foi utilizada uma câmera termográfica da FLIR® modelo T420 durante o processo de furação de ferro fundido cinzento e empregado o método calorimétrico explanado na etapa experimental. A termografia é um método de medição não invasivo, sem necessidade de contato com a superfície medida, contudo, as medições são realizadas apenas em superfícies expostas durante a operação. Essa limitação impossibilita a medição de temperaturas na região de corte durante a furação. A temperatura máxima foi registrada na ponta da broca (48 °C), aproximadamente 7 s após a conclusão do furo. A temperatura global da ferramenta de corte estimada pelo método calorimétrico na etapa experimental foi de 32,5 °C e 41,8 °C.

A simulação numérica foi realizada utilizando um programa computacional de elementos finitos disponível no mercado, o AdvantEdge™ da Third Wave Systems. O cálculo numérico é realizado por meio de uma formulação lagrangiana explícita e com remalhamento adaptativo. A geometria das ferramentas utilizadas nos ensaios



experimentais foi introduzida nas simulações numéricas por meio de um modelo paramétrico. O modelo constitutivo do material foi o “Power Law” e os elementos finitos foram do tipo tetraédrico. As propriedades mecânicas e térmicas do ferro fundido cinzento foram obtidas da biblioteca de dados do programa. Os fenômenos de atrito na interface cavaco ferramenta foram modelados pela lei de atrito de Coulomb ( $\mu = 0,50$ ). A força axial, o torque atuante na ferramenta e a distribuição de temperaturas ao longo das arestas de corte, na ferramenta e na peça, foram determinados para cada simulação.

Os resultados da simulação numérica mostraram que as temperaturas máximas foram registradas na aresta de corte da ferramenta, na região próxima à ponta de corte, em detrimento à região da aresta transversal. Esse comportamento é consistente com muitos resultados da literatura. A temperatura máxima foi de 271,25 °C para a broca 1 e de 265,1 °C para a broca 2. Em comparação com as temperaturas medidas experimentalmente por meio de termopares inseridos nos canais de refrigeração da broca, a temperatura da simulação numérica na região medida foi de 43,5 % e 49,4 % menor.

Os cavacos apresentaram temperaturas máximas na região próxima à ponta de corte da ferramenta. A estimativa experimental da temperatura média em que os cavacos adentraram no calorímetro foi de 310,75 °C para a furação com broca 1. Assim, as temperaturas máximas dos cavacos na simulação foram 12,7 % menores que a temperatura média estimada experimentalmente. Os cavacos simulados apresentaram a forma helicoidal cônica sem quebra do cavaco, enquanto a análise qualitativa dos cavacos colhidos na etapa experimental revelou cavacos do tipo descontínuo na forma helicoidal cônica curta.

As forças axiais e o torque apresentaram um comportamento similar ao esperado na literatura. O torque simulado para furação com a broca 1 foi 49,9 % maior que o torque medido experimentalmente. O método dos elementos finitos se mostrou uma ferramenta eficaz para simulação do processo de furação, proporcionando resultados complexos, sem os contratempos usuais dos métodos experimentais.

## CAPÍTULO VII

### CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

As conclusões obtidas no final deste estudo podem ser elencadas da seguinte forma:

- Para a furação do ferro fundido cinzento com broca de aço rápido revestida de TiAlN, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm, sem aplicação de fluido de corte, o equacionamento do método calorimétrico indicou que entre 82,63 % e 83,46 % da energia mecânica utilizada para o corte foi transformada em calor.
- Há limitações experimentais na utilização do método calorimétrico exigindo do pesquisador atenção com a transferência de calor por condução pelo conjunto eixo-árvore da máquina ferramenta, a transferência de calor da broca por convecção com o meio ambiente (ar), a transferência de calor para as vizinhanças devido ao calorímetro não ser ideal, o erro associado à medição das temperaturas com termopares e o erro associado à medição do torque com dinamômetro.
- Para os experimentos realizados neste trabalho, a tolerância do termopar e o critério para definição da temperatura de equilíbrio destacaram-se como as principais fontes de erros. Computando o valor da tolerância do termopar por meio do equacionamento calorímetro obteve-se, para os experimentos citados anteriormente, uma variação de  $\pm 17,15$  % no valor da energia mecânica utilizada para o corte transformada em calor, indicando que os resultados do método calorimétrico apresentam baixa precisão.
- A temperatura de equilíbrio foi escolhida segundo o critério do desvio padrão dos termopares no fluido calorimétrico ser menor que 0,1 °C. Esse critério se mostrou adequado para os ensaios experimentais.
- O calorímetro pode ser utilizado para medição da partição de calor transferida para a ferramenta de corte ( $Q_{fer}$ ) e para a partição de calor transferida pelos cavacos ( $Q_{cav}$ ).



- Para a furação do ferro fundido cinzento com broca de aço rápido revestida de TiAlN, velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm, sem aplicação de fluido de corte, o equacionamento do método calorimétrico indicou que a partição de calor da ferramenta de corte foi de 6,11 % e 15,34 %. A temperatura média que a broca entrou no calorímetro nesses ensaios foi estimada em 32,5 °C e 41,9 °C.

- Para a furação do ferro fundido cinzento com broca de aço rápido revestida de TiAlN, velocidade de corte de 27,3 m/min, avanço de 0,134 mm/rev, profundidade do furo de 15 mm, sem aplicação de fluido de corte, a temperatura média em que os cavacos adentraram no calorímetro, foi calculada em 310,75 °C e a energia térmica cedida pelos cavacos à água foi calculado em 1,091 kJ, valor equivalente a 49,75 % da partição total da energia mecânica total.

- Para a broca de metal duro revestida de TiN, os termopares inseridos no canal de refrigeração interna apresentaram as temperaturas máximas de 170,1 °C e 193,6 °C. Essas temperaturas foram registradas na superfície de folga da ferramenta, então se assumiu que as temperaturas na interface cavaco-ferramenta são mais elevadas. Testes adicionais com broca de metal duro revestida de TiAlN e termopares inseridos através dos canais de refrigeração interna apresentaram temperaturas de 162,35 °C e 182,10 °C.

- O etilenoglicol (mono) pode ser utilizado como fluido calorimétrico para melhorar a sensibilidade do calorímetro. Os testes realizados com o etilenoglicol indicaram que entre 52,60 % e 74,08 % da energia mecânica foi transferida para o etilenoglicol na forma de energia térmica. A variação de temperatura do fluido calorímetro foi maior utilizando o etilenoglicol, tornando o calorímetro mais sensível às variações de temperaturas.

- O método calorimétrico é uma metodologia que pode ser utilizada para estimativa da quantidade de energia consumida em usinagem que é transformada em calor, a despeito da baixa precisão do método. A metodologia apresentou resultados coerentes com a literatura e se mostrou versátil, sendo utilizado tanto na configuração vertical nas medições de calor gerado total e de partição de calor da ferramenta de corte, quanto na configuração horizontal nas medições de calor dos cavacos.

- A termografia infravermelha apresentou limitações quando associada ao método calorimétrico. A temperatura máxima nesse ensaio foi medida na ponta da ferramenta de corte (48,0 °C). Contudo, a temperatura máxima obtida no ensaio não corresponde à temperatura máxima durante a usinagem, uma vez que a temperatura é registrada aproximadamente 7 s após a conclusão do furo, além da broca interagir com o fluido calorimétrico inserido no interior do calorímetro.

- Os resultados da simulação numérica mostraram que as temperaturas máximas foram registradas na aresta de corte da ferramenta, na região próxima à ponta de corte, em

detrimento à região da aresta transversal. Esse comportamento é consistente com muitos resultados da literatura. A temperatura máxima foi de 271,25 °C para a broca 1 e de 265,1 °C para a broca 2. Em comparação com as temperaturas medidas experimentalmente por meio de termopares inseridos nos canais de refrigeração da broca, a temperatura da simulação numérica na região medida foi de 43,5 % e 49,4 % menor.

- Os cavacos apresentaram temperaturas máximas na região próxima à ponta de corte da ferramenta. A estimativa experimental da temperatura média em que os cavacos adentraram no calorímetro foi de 310,75 °C para a furação com broca 1. Assim, as temperaturas máximas dos cavacos na simulação foram 12,7 % menores que a temperatura média estimada experimentalmente.

- Os cavacos simulados apresentaram a forma helicoidal cônica sem quebra do cavaco, enquanto a análise qualitativa dos cavacos colhidos na etapa experimental revelou cavacos do tipo descontínuo na forma helicoidal cônica curta.

- As forças axiais e o torque apresentaram um comportamento similar ao esperado na literatura. O torque simulado para furação com a broca 1 foi 49,9 % maior que o torque medido experimentalmente.

- O método dos elementos finitos se mostrou uma ferramenta eficaz para simulação do processo de furação, proporcionando resultados complexos, sem os contratempos usuais dos métodos experimentais.

Como sugestão para trabalhos futuros na mesma linha de pesquisa, recomenda-se:

- Investigar o efeito da temperatura inicial do fluido calorimétrico (utilizando temperaturas abaixo da temperatura ambiente), o efeito do volume de fluido calorimétrico no interior do calorímetro e o efeito da natureza do fluido calorimétrico. Essas variáveis podem influenciar a sensibilidade do calorímetro melhorando a precisão das medições calorimétricas.

- Investigar a geração de calor em seções da aresta de corte utilizando corpos de prova com diferentes diâmetros de pré-furos.

- Avaliar o efeito da velocidade de corte, avanço e profundidade do furo na geração de calor durante furação do ferro fundido cinzento.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABUKHSHIM, N. A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. Heat Generation and Temperature Prediction in Metal Cutting: a Review and Implications for High Speed Machining. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Vol. 46, Issues 7-8, June 2006, Pag. 782-800.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.07.024>

AGAPIOU, J. S.; STEPHENSON, D. A. Analytical and Experimental Studies of Drill Temperatures. **Journal of Engineering for Industry**, Vol. 116, February 1994, Pag. 54-60.

<https://doi.org/10.1115/1.2901809>

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E8/E8M – 16a: Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials**. Pensilvânia, 2016.

AREVALO, H. D. H. **Desenvolvimento e Avaliação de Bancada Experimental para Calorimetria via Nitrogênio Líquido e Fluxo Contínuo (Água) em Processos de Soldagem**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica. Uberlândia, 2011, 145 p.

ARRAZOLA, P. J.; ÖZEL, T.; UMBRELLO, D.; DAVIES, M.; JAWAHIR, I. S. Recent Advances in Modelling of Metal Machining Processes. **CIRP Annals**, Vol. 62, Issue 2, 2013, Pag. 695-718.

<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2013.05.006>

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 6589: Peças em Ferro Fundido Cinzento Classificadas Conforme a Resistência à Tração**. Rio de Janeiro, 1986, 11 p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DO POLIESTIRENO EXPANDIDO (ABRAPEX). **Características**. Disponível em: <<http://www.abrapex.com.br/02Caracter.html>> Acesso em: 8 de maio de 2019.

ASTAKHOV, V. P.; OUTEIRO, J. Importance of Temperature in Metal Cutting and Its Proper Measurement/Modeling. In: DAVIM, J. P. (Ed.) **Measurement in Machining and Tribology**, Materials Forming, Machining and Tribology, 1<sup>st</sup> ed., 2019, Cap. 1, Pag. 9-47.

<https://doi.org/10.1007/978-3-030-03822-9>

BAĞCI, E.; OZCELIK, B. Investigation of the Effect of Drilling Conditions on the Twist Drill Temperature during Step-by-step and Continuous Dry Drilling. **Materials & Design**, Vol. 27, Issue 6, 2006, Pag. 446-454.

<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2004.11.018>

BENO, T.; HULLING, U. Measurement of Cutting Edge Temperature in Drilling. **Procedia CIRP**, Vol. 3, 2012, Pag. 531-536.

<https://doi.org/10.1016/j.procir.2012.07.091>

BHIRUD, N. L.; GAWANDE, R. R. Measurement and Prediction of Cutting Temperatures during Dry Milling: Review and Discussions. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, December 2017, Vol. 39, Issue 12, Pag. 5135-5158.

<https://doi.org/10.1007/s40430-017-0869-7>

BONO, M.; NI, J. A Method for Measuring the Temperature Distribution along the Cutting Edges of a Drill. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, November 2002, Vol. 124, Pag. 921-923.

<https://doi.org/10.1115/1.1511525>

BONO, M.; NI, J. The Location of the Maximum Temperature on the Cutting Edges of a Drill. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 46 (2006), Pag. 901-907.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.04.020>

BRANDÃO, L. C.; COELHO, R. T.; LAURO, C. H. Contribution to Dynamic Characteristics of the Cutting Temperature in the Drilling Process Considering One Dimension Heat Flow. **Applied Thermal Engineering**, Vol. 31, Issues 17-18, December 2011, Pag. 3806-3813.

<https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2011.07.024>

ÇAKIROĞLU, R.; ACIR, A. Optimization of Cutting Parameters on Drill Bit Temperature in Drilling by Taguchi Method. **Measurement**, Vol. 46, Issue 9, November 2013, Pag. 3525-3531.

<https://doi.org/10.1016/j.measurement.2013.06.046>

CALLISTER JR., W. D.; RETHWISCH, D. G. **Materials Science and Engineering: an introduction**. [S.I.]: John Wiley & Sons, Inc., 8<sup>th</sup> ed., 2009, 885 p.

ÇENGEL, Y. A.; GHAJAR, A. J. **Transferência de Calor e Massa: uma abordagem prática**. Porto Alegre: AMGH, 2012, 4<sup>a</sup>. ed., 904 p.

CONRADIE, P. J. T.; OOSTHUIZEN, G. A.; TREURNICHT, N. F.; SHAALANE, A. A. Overview of Work Piece Temperature Measurement Techniques for Machining of Ti6Al4V. **South African Journal of Industrial Engineering**, Vol. 23 (2), July 2012, Pag. 116-130.

<https://doi.org/10.7166/23-2-335>

CUESTA, M.; ARISTIMUNO, P.; GARAY, A.; ARRAZOLA, P. J. Heat Transferred to the Workpiece Based on Temperature Measurements by IR Technique in Dry and Lubricated Drilling of Inconel 718. **Applied Thermal Engineering**, Vol. 104, July 2016, Pag. 309-318.

<https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2016.05.040>

DA SILVA, M. B.; WALLBANK, J. Cutting Temperature: Prediction and Measurement Methods - a Review. **Journal of Materials Processing Technology**, Vol. 88, Issues 1-3, April 1999, Pag. 195-202.

[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(98\)00395-1](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(98)00395-1)

DAOUD, M. **On the Characterization of Johnson-Cook Constants: Numerical and Experimental Study of High Speed Machining Aerospace Alloys**. Tese de Doutorado. Université du Québec. École de Technologie Supérieure. Montreal, 2016, 181 p.

DAVIES, M. A.; UEDA, T.; M'SAOUBI, R.; MULLANY, B.; COOKE, A. L. On the Measurement of Temperature in Material Removal Processes. **CIRP Annals**, Vol. 56, Issue 2, 2007, Pag. 581-604.

<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2007.10.009>

DENKANA, B.; AMMERMAN, C.; NIEDERWESTBERG, D. Development of a Calorimeter to Determine the Chip Heat in Drilling of C45EN. **Key Engineering Materials**, Vol. 504-506, February 2012, Pag. 1341-1346.

<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.504-506.1341>

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG. **DIN 50103-1: Testing of Metallic Materials; Rockwell Hardness Test; C, A, B, F Scales**. [S.l.], 1984.

DÍAZ-ÁLVAREZ, J.; DE-LA-CRUZ-HERNÁNDEZ, J. A.; DÍAZ-ÁLVAREZ, A.; CANTERO-GUISÁNDEZ, J. L. Numerical Modelling of the Thermal Effects on Material in Drilling Processes Ti6Al4V Alloy. **Procedia Engineering**, 132 (2015), Pag. 427-432.

<https://doi.org/10.1016/j.proeng.2015.12.515>

DOGU, Y.; ASLAN, E.; CAMUSCU, N. A Numerical Model to Determine Temperature Distribution in Orthogonal Metal Cutting. **Journal of Materials Processing Technology**, Vol. 171, Issue 1, January 2006, Pag. 1-9.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.05.019>

DÖRR, J.; MERTENS, T.; ENGERING, G.; LAHRES, M. 'In-situ' Temperature Measurement to Determine the Machining Potential of Different Tool Coatings. **Surface and Coatings Technology**, Vols. 174-175, September-October 2003, Pag. 389-392.

[https://doi.org/10.1016/S0257-8972\(03\)00708-4](https://doi.org/10.1016/S0257-8972(03)00708-4)

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. São Paulo: Edgard Blücher, 1970, 751 p.

FLEISCHER, J.; PABST, R.; KELEMEN, S. Heat Flow Simulation for Dry Machining of Power Train Castings. **CIRP Annals**, 56(1), 2007, Pag. 117-122.

<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2007.05.030>

FRANKENFIELD, D. C. On Heat, Respiration, and Calorimetry. **Nutrition**, Volume 26, Issue 10, October 2010, Pag. 939-950.

<https://doi.org/10.1016/j.nut.2010.01.002>

GIASIN, K.; AYVAR-SOBERANIS, S. Evaluation of Workpiece Temperature During Drilling of GLARE Fiber Metal Laminates Using Infrared Techniques: Effect of Cutting Parameters, Fiber Orientation and Spray Mist Application. **Materials**, 2016, 9, 622.

<https://doi.org/10.3390/ma9080622>

GROOVER, M. P. **Fundamentals of Modern Manufacturing: materials, processes, and systems**. [S.I.]: John Wiley & Sons, Inc., 4<sup>th</sup> ed., 2010, 1014 p.

GRZESIK, W. **Advanced Machining Processes of Metallic Materials: theory, modelling, and applications**. [S.I.]: Elsevier, 2<sup>nd</sup> ed., 2017, 608 p.

GUESSER, W. L. **Propriedades Mecânicas dos Ferros Fundidos**. São Paulo: Blucher, 2009, 1<sup>a</sup> ed., 336 p.

GUTHY, C. J.; ZOU, X.; PEI, Z. J. XINGWEI, W. A Review of Temperature Measurement Methods for Twist Drilling Processes. **International Journal of Machining and Machinability of Materials**, Vol. 13, N. 4, 2013, Pag. 372-397.

<https://doi.org/10.1504/ijmmm.2013.054261>

HIRAO, M.; TERASHIMA, A.; JOO, H. Y.; SHIRASE, K.; YASUI, T. Behavior of Cutting Heat in High Speed Cutting. **Journal of the Japan Society for Precision Engineering**, 64(7), 1998, Pag. 1067-1071. (em japonês)

<https://doi.org/10.2493/jjspe.64.1067>

HUANG, K.; YANG, W.; CHEN, Q.; HE, S. An Experimental Investigation of Temperature Distribution in Workpiece Machined Surface Layer in Turning. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 85(5-8), November 2015, Pag. 1207-1215.

<https://doi.org/10.1007/s00170-015-8016-z>

INCOMPLAST. **Nylon (PA)**. Disponível em: <<https://incomplast.com.br/nylonpa/>> Acesso em: 8 de maio de 2019.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION (ISO). **ISO 3685: Tool Life Testing with Single Point Turning Tools**. 1993, 54 p.

JOULE, J. P. On the Mechanical Equivalent of Heat. **Philosophical Transactions of the Royal Society of London**, 140(0), 1850, Pag. 61-82.

<https://doi.org/10.1098/rstl.1850.0004>

KATO, S.; YAMAGUCHI, K.; WATANABE, Y.; HIRAIWA, Y. Measurement of Temperature Distribution within Tool using Powders of Constant Melting Point. **Journal of Engineering for Industry**, 98(2), May 1976, Pag. 607-613.

<https://doi.org/10.1115/1.3438946>

KATO, T.; FUJII, H. PVD Film Method for Measuring the Temperature Distribution in Cutting Tools. **Journal of Engineering for Industry**, Vol. 118, February 1996, Pag. 117-122.

<https://doi.org/10.1115/1.2803632>

KATO, T.; FUJII, H. Temperature Measurement of Workpieces in Conventional Surface Grinding. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, 122(2), May 2000, Pag. 297-303.

<https://doi.org/10.1115/1.538918>

KLOCKE, F. **Manufacturing Processes 1 - Cutting**. [S.l.]: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2011, 504 p.

<https://doi.org/10.1007/978-3-642-11979-8>

KOMANDURI, R. Machining and Grinding: a Historical Review of the Classical Papers. **Applied Mechanics Reviews**, Vol. 46, N. 3, March 1993, Pag. 80-132.

<https://doi.org/10.1115/1.3121404>

KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. Thermal Modeling of the Metal Cutting Process: Part I - Temperature Rise Distribution Due to Shear Plane Heat Source. **International Journal of Mechanical Sciences**, Vol. 42, Issue 9, September 2000, Pag. 1715-1752.

[https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(99\)00070-3](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(99)00070-3)

KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. Thermal Modeling of the Metal Cutting Process — Part II: Temperature Rise Distribution Due to Frictional Heat Source at The Tool-chip Interface. **International Journal of Mechanical Sciences**, Vol. 43, Issue 1, January 2001b, Pag. 57-88.

[https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(99\)00104-6](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(99)00104-6)



KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. Thermal Modeling of the Metal Cutting Process — Part III: Temperature Rise Distribution Due to the Combined Effects of Shear Plane Heat Source and the Tool-Chip Interface Frictional Heat Source. **International Journal of Mechanical Sciences**, Vol. 43, Issue 1, January 2001c, Pag. 89-107.

[https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(99\)00105-8](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(99)00105-8)

KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. A Review of the Experimental Techniques for the Measurement of Heat and Temperatures Generated in Some Manufacturing Processes and Tribology. **Tribology International**, 34 (2001a), Pag. 653-682.

[https://doi.org/10.1016/S0301-679X\(01\)00068-8](https://doi.org/10.1016/S0301-679X(01)00068-8)

KUZU, A. T.; BERENJI, K. R.; BAKKAL, M. Thermal and Force Modeling of CGI Drilling. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 82 (9-12), July 2015, Pag. 1649-1662.

<https://doi.org/10.1007/s00170-015-7466-7>

KUZU, A. T.; BERENJI, K. R.; EKIM, B. C.; BAKKAL, M. The Thermal Modeling of Deep-hole Drilling Process under MQL Condition. **Journal of Manufacturing Processes**, Vol. 29, October 2017, Pag. 194-203.

<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2017.07.020>

LAZOGLU, I.; POULACHON, G.; RAMIREZ, C.; AKMAL, M.; MARCON, B.; ROSSI, F.; OUTEIRO, J. C.; KREBS, M. Thermal Analysis in Ti-6Al-4V Drilling. **CIRP Annals**, Vol. 66, Issue 1, 2017, Pag. 105-108.

<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2017.04.020>

LE COZ, G.; JRAD, M.; LAHEURTE, P.; DUDZINSKI, D. Analysis of Local Cutting Edge Geometry on Temperature Distribution and Surface Integrity when Dry Drilling of Aeronautical Alloys. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, Vol. 93, Issue 5-8, November 2017, Pag. 2037-2044.

<https://doi.org/10.1007/s00170-017-0671-9>

LE COZ, G.; MARINESCU, M.; DEVILLEZ, A.; DUDZINSKI, D.; VELNOM, L. Measuring Temperature of Rotating Cutting Tools: Application to MQL Drilling and Dry Milling of Aerospace Alloys. **Applied Thermal Engineering**, Vol. 36, April 2012, Pag. 434-441.

<https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2011.10.060>

LEE, J.; RABIN, Y.; OZDOGANLAR, O. B. A New Thermal Model for Bone Drilling With Applications to Orthopaedic Surgery. **Medical Engineering & Physics**, 33 (2011), Pag. 1234-1244.

<https://doi.org/10.1016/j.medengphy.2011.05.014>

LI, R.; SHIH, A. J. Spiral Point Drill Temperature and Stress in High-Throughput Drilling of Titanium. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Vol. 47, Issues 12-13, October 2007a, Pag. 2005-2017.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2007.01.014>

LI, R.; SHIH, A. J. Tool Temperature in Drilling Titanium Drilling. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, Vol.129 (4), August 2007b, Pag. 740-749.

<https://doi.org/10.1115/1.2738120>

LISKEVYCH, O. **Calor Imposto Líquido: um Novo Conceito para Quantificação do Aporte Térmico em Soldagem a Arco**. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica. Uberlândia, 2014, 149 p.

LONGBOTTOM, J. M.; LANHAM, J. D. Cutting Temperature Measurement while Machining – a Review. **Aircraft Engineering and Aerospace Technology**, Vol. 77, Issue 2, 2005, Pag. 122-130.

<https://doi.org/10.1108/00022660510585956>

LOTFI, M.; AMINI, S.; AL-AWADY, I. Y. 3D Numerical Analysis of Drilling Process: Heat, Wear, and Built-Up Edge. **Advances in Manufacturing**, 6(2), May 2018, Pag. 204-214.

<https://doi.org/10.1007/s40436-018-0223-z>

MACHADO, Á. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; DA SILVA, M. B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. São Paulo: Blücher, 2015, 3ª ed., 397 p.

MARINESCU, M. **Mesure et Estimation de la Temperature Lors du Percage de L'alliage Ti6Al4V**. Tese de Doutorado. L'Université de Metz. Metz, 2009, 227 p. (em francês)

MARKOPOULOS, A. P. **Finite Element Method in Machining Processes**. Springer Briefs in Applied Sciences and Technology - Manufacturing and Surface Engineering. [S.l.]: Springer London, 2013, 92 p.

<https://doi.org/10.1007/978-1-4471-4330-7>

MARUSICH, T. D.; ORTIZ, M. Modelling and Simulation of High-speed Machining. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, Vol. 38, 1995, Pag. 3675-3694.

<https://doi.org/10.1002/nme.1620382108>

MATHEW, N. T.; VIJAYARAGHAVAN, L. Modelling of Temperature Distribution in the Work Material during Drilling Under Sustainable Environment. **Journal of Manufacturing Processes**, Vol. 36, December 2018, Pag. 309-318.

<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.10.014>

MATWEB. **Bohler-Uddeholm UDDEHOLM VANADIS 60 Powder Metallurgically Produced Tool Steel.** Disponível em: <<http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=578db1ef17e14829b5f7a3dbca951e5>> Acesso em: 18 de junho de 2019.

MEDEIROS, J. C. **Inverse Identification of Heat Flux in Dry Drilling Process Using Particle Swarm Optimization**. Master Thesis. Santa Catarina State University. Post Graduation Program in Mechanical Engineering. Joinville, 2018, 101 p.

MERINO-PÉREZ, J. L.; ROYER, R.; AYVAR-SOBERANIS, S.; MERSONB, E.; HODZIC, A. On the Temperatures Developed in CFRP Drilling using Uncoated WC-Co Tools Part I: Workpiece Constituents, Cutting Speed and Heat Dissipation. **Composite Structures**, Vol. 123, May 2015, Pag. 161-168.

<https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2014.12.033>

MOGHADDAS, M. A.; YI, A. Y.; GRAFF, K. F. Temperature Measurement in the Ultrasonic-assisted Drilling Process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. March 2019, Pag. 1-13.

<https://doi.org/10.1007/s00170-019-03487-7>

NASCIMENTO, J. G. **Desenvolvimento e Uso de uma Técnica Experimental para Medição de Propriedades Térmicas “In Situ”**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica. Uberlândia, 2018, 124 p.

<http://dx.doi.org/10.14393/ufu.di.2018.1207>

NUSSENZVEIG, H. M. **Curso de Física Básica - fluidos, oscilações e ondas, calor**. São Paulo: Blucher, 2008, 4ª ed., 314 p.

ÔMEGA ENGINEERING. **Manual de Referência Técnica de Temperatura**. 2015, 230 p.

OUTEIRO, J.; LENOIR, P.; BOSSELUT, A. Thermo-mechanical Effects in Drilling Using Metal Working Fluids and Cryogenic Cooling and Their Impact in Tool Performance. **Production Engineering**, 2015, Pag.1-12.

<https://doi.org/10.1007/s11740-015-0619-6>

OZCELIK, B.; BAĞCI, E. Experimental and Numerical Studies on the Determination of Twist Drill Temperature in Dry Drilling: a New Approach. **Materials & Design**, Vol. 27, Issue 10, 2006, Pag. 920-927.

<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2005.03.008>

PATNE, H. S.; KUMAR, A.; SHYAMPRASAD, K.; JOSHI, S. S. Modeling of Temperature Distribution in Drilling of Titanium. **International Journal of Mechanical Sciences**, Vol. 133, November 2017, Pag. 598-610.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2017.09.024>

PECAT, O.; BRINKSMEIER, E. Low Damage Drilling of CFRP/Titanium Compound Materials for Fastening. **Procedia CIRP**, Vol. 13, 2014, Pag. 1-7.

<https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.04.001>

PUJANA, J.; RIVERO, A.; CELAYA, A.; LÓPEZ DE LACALLE, L. N. Analysis of Ultrasonic-assisted Drilling of Ti6Al4V. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Vol. 49, 2009, Pag. 500-508.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.12.014>

QUAN, Y. M.; ARSECULARATNE, J. A.; ZHANG, L. C. An Investigation of Heat Dissipation in High Speed Machining. **Advanced Materials Research**, Vol. 69-70 (2009), Pag. 480-484.

<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amr.69-70.480>

QUAN, Y. M.; XU, H.; DOU, Y. Experimental Research on Cutting Heat Dissipation under Various Cooling Conditions. **Key Engineering Materials**, Vol. 407-408, 2009, Pag. 325-328.

<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/kem.407-408.325>

QUAN, Y.; HE, Z.; DOU, Y. Cutting Heat Dissipation in High-speed Machining of Carbon Steel Based on the Calorimetric Method. **China Mechanical Engineering**, 2008, 3(2), Pag. 175-179.

<https://doi.org/10.1007/s11465-008-0022-5>

RAMIREZ, C.; POULACHON, G.; ROSSI, F.; M'SAOUBI, R. Tool Wear Monitoring and Hole Surface Quality during CFRP Drilling. **Procedia CIRP**, Vol. 13, 2014, Pag. 163-168.

<https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.04.028>

RIVERO, A.; ARAMENDI, G.; HERRANZ, S.; LÓPEZ DE LACALLE, L. N. An Experimental Investigation of the Effect of Coatings and Cutting Parameters on the Dry Drilling Performance of Aluminium Alloys. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 28(1), February 2006, Pag. 1-11.

<https://doi.org/10.1007/s00170-004-2349-3>

RUMFORD, B. C. An Inquiry Concerning the Source of the Heat which is Excited by Friction. **F. R. S. M. R. I. A. Philosophical Transactions of the Royal Society of London**, 88(0), January 1798, Pag. 80-102.

<https://doi.org/10.1098/rstl.1798.0006>

SAEZ-DE-BURUAGA, M.; SOLER, D.; ARISTIMUNO, P. X.; ESNAOLA, J. A.; ARRAZOLA, P. J. Determining Tool/Chip Temperatures from Thermography Measurements in Metal Cutting. **Applied Thermal Engineering**, Vol. 145, December 2018, Pag. 305-314.

<https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2018.09.051>

SAMY, G. S.; KUMARAN, T. Measurement and Analysis of Temperature, Thrust Force and Surface Roughness in Drilling of AA (6351)-B4C Composite. **Measurement**, Vol. 103, June 2017, Pag.1-9.

<https://doi.org/10.1016/j.measurement.2017.02.016>

SANDVIK COROMANT. **R850-1000-30-A1A N20D**. Disponível em: <https://www.sandvik.coromant.com/en-us/products/Pages/productdetails.aspx?c=r850-1000-30-a1a%20%20%20%20n20d>> Acesso em: 5 de junho de 2019.

SANTOS, M. R.; MACHADO, Á. R.; GUIMARÃES, G.; DA SILVA, M. B.; SILVA, S. M. M. L.; CARVALHO, S. R. Problemas Inversos em Transferência de Calor com Aplicação em Processo de Usinagem por Torneamento. In: LOBATO, F. S.; STEFFEN JR., W.; SILVA NETO, A. J. S. (Ed.) **Técnicas de Inteligência Computacional com Aplicações em Problemas Inversos de Engenharia - modelagem computacional, otimização e problemas inversos**, Editora Omnipax, 2014, Cap. 3, Pag. 23-36.

<https://doi.org/10.7436/2014.tica.03>

SATO, M.; AOKI, T.; TANAKA, H.; TAKEDA, S. Variation of Temperature at the Bottom Surface of a Hole during Drilling and its Effect on Tool Wear. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Vol. 68, May 2013, Pag. 40-47.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2013.01.007>

SCHMIDT, A. O.; ROUBIK, J. R. Distribution of Heat Generated in Drilling. **Transaction of the ASME**, 71, 1949, Pag. 242-245.

SCHMIDT, A. O.; GILBERT, W. W.; BOSTON, O. W. A Thermal-Balance Method and Mechanical Investigation for Evaluating Machinability. **Transaction of the ASME**, Vol. 67, n° 4, May 1945, Pag. 225-232.

SEGURAJAUREGUI, U.; ARRAZOLA, P. J. Heat-flow Determination through Inverse Identification in Drilling of Aluminium Workpieces with MQL. **Production Engineering**, 9(4), 2015, Pag. 517-526.

<https://doi.org/10.1007/s11740-015-0631-x>

SHAW, M. C. **Metal Cutting Principles**. New York: Oxford University Press, 2<sup>nd</sup> ed., 2005, 632 p.

SHEN, Q.; LEE, T. C.; LAU, W. S. A Finite-element Analysis of Temperature Distributions in Spade Drilling. **Journal of Materials Processing Technology**, Vol. 66, Issues 1-3, April 1997, Pag. 112-122.

[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(96\)02504-6](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(96)02504-6)

SILVA, M. D. **Desenvolvimento e Construção de um Calorímetro para o Processo de Furação**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica. Uberlândia, 2015, 90 p.

SORRENTINO, L.; TURCHETTA, S.; BELLINI, C. In Process Monitoring of Cutting Temperature During the Drilling of FRP Laminate. **Composite Structures**, Vol. 168, May 2017, Pag. 549-561.

<https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2017.02.079>

SOUSA, J. A. G.; SALES, W. F.; MACHADO, A. R. A Review on the Machining of Cast Irons. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 94(9-12), 2017, Pag. 4073-4092.

<https://doi.org/10.1007/s00170-017-1140-1>

SOUSA, P. F. B.; BORGES, V. L.; PEREIRA, I. C.; DA SILVA, M. B.; GUIMARÃES, G. Estimation of Heat Flux and Temperature Field during Drilling Process Using Dynamic Observers Based on Green's Function. **Applied Thermal Engineering**, Vol. 48, December 2012, Pag. 144-154.

<https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2012.04.061>

STEPHENSON, D. A.; AGAPIOU, J. S. **Metal Cutting Theory and Practice**. Boca Raton: CRC Press - Taylor & Francis Group, 2016, 3<sup>rd</sup> ed., 931 p.

TAI, B. L.; STEPHENSON, D. A.; SHIH, A. J. Workpiece Temperature During Deep-Hole Drilling of Cast Iron Using High Air Pressure Minimum Quantity Lubrication. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, Vol. 135 (3), 2013, 031019.

<https://doi.org/10.1115/1.4024036>

TASKESEN, A.; KUTUKDE, K. Non-contact Measurement and Multi-Objective Analysis of Drilling Temperature When Drilling B4C Reinforced Aluminum Composites. **Transactions of Nonferrous Metals Society of China**, Vol. 25, Issue 1, January 2015, Pag. 271-283.

[https://doi.org/10.1016/S1003-6326\(15\)63602-0](https://doi.org/10.1016/S1003-6326(15)63602-0)

TAVARES, G. W.; PRADO, A. G. S. Calorímetro de Gelo: uma Abordagem Histórica e Experimental para o Ensino de Química na Graduação. **Química Nova**, vol. 33, n. 9, São Paulo, 2010, Pág. 1987-1990.

<https://doi.org/10.1590/S0100-40422010000900030>

THIRD WAVE SYSTEMS. **AdvantEdge 7.4 User's Manual**. [S. l.], 2017, 336 p.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal Cutting**. Boston: Butterworth-Heinemann, 2000, 4<sup>th</sup> ed., 446 p.

UÇAK, N.; ÇIÇEK, A. The Effects of Cutting Conditions on Cutting Temperature and Hole Quality in Drilling of Inconel 718 Using Solid Carbide Drills. **Journal of Manufacturing Processes**, Vol. 31, January 2018, Pag. 662-673.

<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.01.003>

UÇAK, N.; ÇIÇEK, A.; OEZKAYA, E.; ASLANTAS, K. Finite Element Simulations of Cutting Force, Torque, and Temperature in Drilling of Inconel 718. **Procedia CIRP**, Vol. 82, 2019, Pag. 47-52.

<https://doi.org/10.1016/j.procir.2019.03.277>

UEDA, T.; NOZAKI, R.; HOSOKAWA, A. Temperature Measurement of Cutting Edge in Drilling -Effect of Oil Mist-. **CIRP Annals**, Vol. 56, Issue 1, 2007, Pag. 93-96.

<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2007.05.024>

VAIDYANATHAN, S. Predicting Tool-life Equation from Temperature Measurement. **International Journal of Production Research**, Vol. 8, N. 1, 1970, Pag. 51-57.

<https://doi.org/10.1080/00207547008929828>

WANG, C.-Y.; CHEN, Y.-H.; AN, Q.-L.; CAI, X.-J.; MING, W.-W.; CHEN, M. Drilling Temperature and Hole Quality in Drilling of CFRP/Aluminum Stacks using Diamond Coated Drill. **International Journal of Precision Engineering and Manufacturing**, Vol. 16, N. 8, July 2015, Pag. 1689-1697.

<https://doi.org/10.1007/s12541-015-0222-y>



WU, J.; HAN, R. A New Approach to Predicting the Maximum Temperature in Dry Drilling Based on a Finite Element Model. **Journal of Manufacturing Processes**, Vol. 11, Issue 1, January 2009, Pag. 19-30.

<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2009.07.001>

ZEILMANN, R. P. **Furação da Liga de Titânio Ti6Al4V com Mínimas Quantidades de Fluido de Corte**. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Santa Catarina. Curso de Pós-graduação em Engenharia Mecânica. Florianópolis, 2003, 207 p.

ZEILMANN, R. P.; WEINGAERTNER, W. L. Analysis of Temperature during Drilling of Ti6Al4V with Minimal Quantity of Lubricant. **Journal of Materials Processing Technology**, Vol. 179, Issues 1-3, October 2006, Pag. 124-127.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2006.03.077>