

Devido a questões ambientais, sociais e econômicas o uso fluido de corte tem sido restringido pela indústria nos últimos anos. No caso da furação, como a ferramenta está enclausurada dentro de um furo, o fluido tem dificuldades de entrar próximo a região de corte. Deste modo, a refrigeração do corpo da ferramenta atua de maneira estratégica na diminuição das temperaturas na ponta da ferramenta. Estas temperaturas são prejudiciais a vida útil da broca. Neste contexto, o objetivo deste trabalho é o de determinar o coeficiente de convecção médio do fluido de corte, sobre a superfície helicoidal da broca. Um aparato experimental foi desenvolvido de modo a permitir que a broca fique estática durante os experimentos, enquanto a biqueira gira em torno da broca fornecendo fluido. Isso permite que o calor que entra na broca, produzido por um sistema de aquecimento, seja medido de maneira mais adequada utilizando termopares. Os parâmetros de corte analisados são a rotação da biqueira, que é equivalente a rotação da broca, e a vazão de fluido. Os resultados mostram que a rotação eleva o coeficiente de convecção se comparado com a biqueira estática. Porém, a rotação da biqueira não influencia de modo significativo o valor do coeficiente de convecção dentro de uma gama de rotações predeterminada. Já a variação da vazão do fluido de corte, interfere mais significativamente nesse coeficiente.

Orientador: Prof. Dr-ing. Joel Martins Crichigno Filho

Coorientador: Prof. Dr. Paulo Sergio Berving

Zdanski

Joinville, 2017

ANO
2017

DOUGLAS WELLINGTON PONTES | DETERMINAÇÃO NUMÉRICO
EXPERIMENTAL DO COEFICIENTE DE CONVECÇÃO FORÇADA DO
FLUIDO DE CORTE APLICADO À USINAGEM POR FURAÇÃO



UNIVERSIDADE DO ESTADO DE SANTA CATARINA - UDESC
CENTRO DE CIÊNCIAS TECNOLÓGICAS - CCT
CURSO DE MESTRADO EM ENGENHARIA MECÂNICA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

DETERMINAÇÃO NUMÉRICO EXPERIMENTAL DO COEFICIENTE DE CONVECÇÃO FORÇADA DO FLUIDO DE CORTE APLICADO À USINAGEM POR FURAÇÃO

DOUGLAS WELLINGTON PONTES

JOINVILLE, 2017

DOUGLAS WELLINGTON PONTES

**DETERMINAÇÃO NUMÉRICO EXPERIMENTAL DO COEFICIENTE
DE CONVECÇÃO FORÇADA DO FLUIDO DE CORTE APLICADO A
USINAGEM POR FURAÇÃO**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica do Centro de Ciências Tecnológicas, da Universidade do Estado de Santa Catarina, como requisito para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr-ing. Joel Martins Crichigno Filho

Coorientador: Prof. Dr. Paulo Sergio Berving Zdanski

JOINVILLE - SC

2017

P814d Pontes, Douglas Wellington

Determinação numérico experimental do coeficiente de convecção forçada do fluido de corte aplicado a usinagem por furação/Douglas Wellington Pontes. - 2017.
156 p. : il. ; 30 cm

Orientador: Joel Martins Crichigno Filho

Coorientador: Paulo Sergio Berving Zdanski

Bibliografia: 117-124 p.

Dissertação (Mestrado) – Universidade do Estado de Santa Catarina, Centro de Ciências Tecnológicas, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Joinville, 2017.

1. Usinagem. 2. Fluidos de corte. 3. Metais (Corte). 4. Máquinas de perfuração. I.Crichigno Filho, Joel Martins . II. Zdanski, Paulo Sérgio Berving. III. Universidade do Estado de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

CDD: 671.35 - 23. ed.

**Determinação Numérico-Experimental do Coeficiente de Convecção Forçada
do Fluido de Corte Aplicada à Usinagem por Furação**

por

Douglas Wellington Pontes

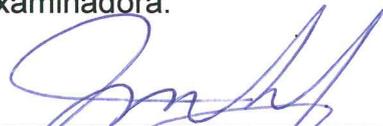
Esta dissertação foi julgada adequada para obtenção do título de

MESTRE ACADÊMICO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Área de concentração em “Modelagem e Simulação Numérica”
e aprovada em sua forma final pelo

**CURSO DE MESTRADO ACADÊMICO EM ENGENHARIA MECÂNICA
CENTRO DE CIÊNCIAS TECNOLÓGICAS DA
UNIVERSIDADE DO ESTADO DE SANTA CATARINA.**

Banca Examinadora:



Prof. Dr. Joel Martins Crichigno Filho
CCT/UEDESC (Orientador/Presidente)



Prof. Dr. Roberto Wolf Francisco Junior
CCT/UEDESC



Prof. Dr. André Marcon Zanatta
FIESC - SENAI/SC

Joinville, SC, 22 de fevereiro de 2017.

Faço a dedicatória desse trabalho aos meus pais Marci Millnitz e Carlos Eduardo de Lima Pontes. Foi a partir do esforço deles que eu tive o incentivo e suporte necessários para continuar a estudar e sem isso eu não teria conseguido.

Dedico com muito carinho à minha namorada Jaqueline de Vargas que sempre esteve ao meu lado. Ela foi umas das pessoas que mais me incentivaram a continuar estudando e seu apoio foi decisivo para que eu concluísse esse trabalho.

Ao meu avô materno Hellmuth Walther Herrmann Millnitz que apensar de não ter tido a oportunidade de estudar, sempre teve muita iniciativa e força de vontade, o que fez dele um grande autodidata. Isso sempre me inspirou muito e me encorajou na caminhada até aqui.

A minha avó materna Elzira Karsten Millnitz e aos meus avós paternos Belarmina Feitosa Lima e Wanderlino Pontes.

A todos que cercaram esse trabalho e de alguma forma o tornaram possível.

Aos meus colegas de laboratório e professores da UDESC que sempre proporcionaram suporte técnico e ajuda no laboratório.

Aos colegas e ex-alunos do IFSC (Instituto Federal de Santa Catarina) que me motivaram a concluir esse trabalho.

AGRADECIMENTOS

À Universidade do Estado de Santa Catarina (UDESC) e ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica pelas oportunidades de aprimoramento.

Ao Professor Joel Martins Crichigno Filho pela orientação e suporte oferecidos no decorrer deste trabalho.

Ao Professor Paulo Sergio Berving Zdanski pelo auxílio no esclarecimento de dúvidas e pelo suporte técnico.

Aos demais professores do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e ao técnico universitário da Secretaria Acadêmica do PPGEW Cleomir Waiczysk, pela amizade e contribuições neste trabalho.

Ao técnico Charles Costa pela amizade e grande ajuda com relação a usinagem das peças fundamentais ao funcionamento do aparato experimental.

Aos mestrandos Ademar Bender, Felipe Oliveira Basso, Leandro Perão, Luiz Fernando Santos Souza, Bruno Christoff, Andrea Margarita González Campuzano e Yone Eccel Mizubuti pela amizade e auxílio.

Aos companheiros de laboratório de Dinâmica da Usinagem Douglas Negri, João Fabio Bortolanza, Felipe Klein Fiorentin, José Carlos Medeiros, Renan Cardozo e Thiago Ponciano, pela amizade e contribuição ao trabalho.

Agradeço também ao bolsista do PET, Gabriel Elias Hernandez do laboratório de Automação e Manufatura do Departamento de Engenharia Elétrica, pelo auxílio no dimensionamento da parte elétrica e de controle do aparato experimental.

Ao Professor Leonardo Salas Maldonado do Departamento de Engenharia Elétrica pelo empréstimo de instrumentos de medição.

Às bolsistas Amanda Franzoi do laboratório de Eletrônica Analógica e Letícia Bahia Jacinto do laboratório de Máquinas e Acionamentos Elétricos, do Departamento de Engenharia Elétrica, pelo empréstimo de instrumentos de medição e pelo suporte na parte experimental deste trabalho.

“A utopia está lá no horizonte. Me aproximo dois passos, ela se afasta dois passos. Caminho dez passos e o horizonte corre dez passos. Por mais que eu caminhe, jamais alcançarei. Para que serve a utopia? Serve para isso: para que eu não deixe de caminhar.”

Eduardo Galeano

“Amo a liberdade, por isso deixo as coisas que amo livres. Se elas voltarem é porque as conquistei, se não voltarem é porque nunca as tive.”

John Lennon

“Em uma entrevista para a revista Rolling Stone, Jimi Hendrix foi perguntado:

— Como você se sente sendo considerado o melhor guitarrista do mundo?

Ele respondeu:

— Não sei, pergunte a Rory Gallagher!

”

Revista Rolling Stone

"Only 3 things are infinite: the universe, human stupidity and winrar's trail period."

Anônimo

RESUMO

PONTES, Douglas Wellington, Determinação numérico experimental do coeficiente de convecção forçada do fluido de corte aplicado a usinagem por furação . 2017. 156 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica - Área: Modelagem e Simulação Numérica) – Universidade do Estado de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica Joinville 2017.

Devido a questões ambientais, sociais e econômicas o uso fluido de corte tem sido restringido pela indústria nos últimos anos. No caso da furação, como a ferramenta está enclausurada dentro de um furo, o fluido tem dificuldades de entrar próximo a região de corte. Deste modo, a refrigeração do corpo da ferramenta atua de maneira estratégica na diminuição das temperaturas na ponta da ferramenta. Estas temperaturas são prejudiciais a vida útil da broca. Neste contexto, o objetivo deste trabalho é o de determinar o coeficiente de convecção médio do fluido de corte, sobre a superfície helicoidal da broca. Um aparato experimental foi desenvolvido de modo a permitir que a broca fique estática durante os experimentos, enquanto a biqueira gira em torno da broca fornecendo fluido. Isso permite que o calor que entra na broca, produzido por um sistema de aquecimento, seja medido de maneira mais adequada utilizando termopares. Os parâmetros de corte analisados são a rotação da biqueira, que é equivalente a rotação da broca, e a vazão de fluido. Os resultados mostram que a rotação eleva o coeficiente de convecção se comparado com a biqueira estática. Porém, a rotação da biqueira não influencia de modo significativo o valor do coeficiente de convecção dentro de uma gama de rotações predeterminada. Já a variação da vazão do fluido de corte, interfere mais significativamente nesse coeficiente.

Palavras-chave: Fluido de corte. Coeficiente de convecção. Furação. Numérico Experimental. Programa de código aberto.

ABSTRACT

PONTES, Douglas Wellington, Experimental numerical determination of the forced convection coefficient of the cutting fluid applied to drilling . 2017. 156 f. Master Thesis (Mestrado em Engenharia Mecânica - Área: Modelagem e Simulação Numérica) – Universidade do Estado de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica Joinville 2017.

Due to environmental, social and economic issues the use of cutting fluid has been restricted by industry in recent years. In the case of drilling, as the tool is enclosed within a hole, the fluid has difficulty entering near the cutting region. In this way, the cooling of the tool body acts strategically in the decrease of the temperatures at the tip of the tool. These temperatures are detrimental to the drill life. In this context, the objective of this work is to determine the average convection coefficient of the cutting fluid, on the helical surface of the drill. An experimental apparatus was developed so as to allow the drill to remain static during the experiments, while the coolant nozzle rotates around the drill supplying fluid. This allows the heat entering the drill, produced by a heating system, to be measured more easily with the help of thermocouples. The cut parameters analyzed are coolant nozzle rotation and fluid flow. The results show that the rotation raises the convection coefficient if compared with the static coolant nozzle. However, it is not observed that the rotation of the coolant nozzle influences significantly within a predetermined range of rotations. On the other hand, the variation of the flow of the cutting fluid interferes more significantly in the convection coefficient.

Key-words: Cutting Fluid. Convection coefficient. Drilling. Experimental Numerical approach. Software open source.

Sumário

Lista de Figuras	xxi
Lista de Tabelas	xxv
Lista de Símbolos	xxvii
1 Introdução	1
1.1 Objetivo do trabalho	2
1.1.1 Objetivo principal	2
1.1.2 Objetivo secundário	2
1.2 Estrutura da dissertação	3
1.3 Considerações	4
2 Estado da Arte	7
2.1 Características da broca	7
2.2 Influência da temperatura na furação	10
2.2.1 Distorções geométricas	11
2.2.2 Desgaste prematuro da ferramenta	11
2.3 Fluidos de corte	11
2.3.1 Penetração do fluido na interface cavaco ferramenta	13
2.3.1.1 Mecanismo de capilaridade	13
2.3.2 Modos de aplicação do fluido de corte	14
2.3.3 Sustentabilidade na aplicação do fluido de corte	15
2.3.4 Utilização de Mínima Quantidade de Fluido de corte	15
2.3.4.1 Fluidos mais usados	16
2.3.4.2 Características da aplicação	16
2.3.5 Otimização do uso de fluido de corte	17
2.4 Simulação da distribuição da temperatura na usinagem	18
2.4.1 Método das Diferenças Finitas	18
2.4.2 Métodos Semi-Analíticos	19
2.4.3 Método dos Elementos Finitos	19
2.5 Métodos de determinação do coeficiente de convecção para a simulação	20

2.5.1	Método puramente experimental	21
2.5.2	Método puramente numérico	21
2.5.3	Método híbrido	21
2.6	Contexto do trabalho	23
3	Embasamento Teórico	25
3.1	Aplicação do método híbrido na determinação de $\overline{N_{UL}}$ e \bar{h}_{fluido}	26
3.1.1	Equação do coeficiente médio de convecção	26
3.1.2	Equação do <i>Nusselt</i> médio	26
3.1.3	Procedimento numérico experimental	27
3.2	Modelo térmico do processo de furação	27
3.2.1	Simplificações do modelo	29
3.2.2	Condições de contorno	31
3.2.3	Equação de governo do volume de controle VC_1	32
4	Aparato experimental	35
4.1	Componentes do aparato experimental	35
4.1.1	Sistema de aquecimento e isolamento	37
4.1.1.1	Cálculo de $Q_{(broca)}$ com base no aparato	38
4.1.2	Sistema rotativo de aplicação de fluido de corte	40
4.1.2.1	Parâmetros geométricos da ponta da biqueira	41
4.1.3	Sistema de controle elétrico	42
4.1.4	Sistema de bombeamento e coleta de fluido	43
4.2	Instrumentação	44
4.3	Metodologia experimental	45
4.4	Procedimento experimental	46
5	Modelamento numérico	47
5.1	O método numérico na resolução de problemas aplicados	47
5.2	O modelo <i>CAD</i> da broca	51
5.3	Aspectos da discretização do domínio voltado para volumes finitos	57
5.3.1	Classificação da malha	58
5.3.1.1	A ortogonalidade da malha	58
5.3.1.2	A estrutura da malha	59
5.3.1.3	Diversidade de elementos	60
5.3.1.4	Conformidade dos elementos	61
5.3.1.5	Localização do volume de controle	62
5.3.1.6	Armazenamento das variáveis	63
5.3.2	Qualidade da malha	64
5.3.2.1	Ortogonalidade do elemento	64

5.3.2.2	Deformidade do elemento ou <i>Skewness</i>	65
5.3.2.3	Razão de aspecto do elemento	67
5.4	Método dos volumes finitos	68
5.4.1	Discretização do domínio	68
5.4.2	Discretização das equações de governo	70
5.4.3	Esquemas de interpolação usados no <i>OpenFoam</i>	71
5.4.3.1	Esquemas temporais	71
5.4.3.2	Esquemas laplacianos	71
5.4.3.3	Esquemas de interpolação para face	73
5.4.4	Condições de contorno	73
5.5	Algoritmo de solução	75
5.5.1	Solução numérica do sistema	76
5.5.2	Critério de convergência	78
5.6	Pós - processamento	79
5.6.1	Cálculo da temperatura média	79
5.6.2	Cálculo do balanço de energia	79
5.7	Aspectos da malha da broca	80
5.7.1	Classificação da malha	80
5.7.2	Análise de refino e qualidade	81
5.7.3	Condição de contorno	82
6	Resultados e discussões	83
6.1	Resultados experimentais.	83
6.1.1	Temperaturas registradas no aparato experimental.	83
6.1.2	Influência da rotação da broca ($N_{biqueira}$) e da vazão do fluido de corte (l_{Fluido}) na temperatura da base da broca ($T_{(base)}$).	86
6.1.3	Determinação das taxas de transferência de calor	88
6.2	Resultados numéricos	89
6.2.1	Temperatura na superfície e no centro da broca	90
6.2.2	Temperaturas médias calculadas sobre a superfície da broca ($\bar{T}_{(broca-fluido)}$)	94
6.2.3	Valores de $\overline{N_{UL}}$ e \bar{h}_{fluido}	96
6.2.3.1	Influência da vazão e rotação nos valores de $\overline{N_{UL}}$	97
6.2.3.2	Influência da vazão e rotação nos valores de \bar{h}_{fluido}	99
6.2.4	Análise dimensional	101
6.2.5	Balanço global de energia	102
7	Conclusões	105
8	Propostas para trabalhos futuros	107

Apêndices	107
A Tabelas	109
A.1 Propriedades termodinâmicas da água	109
B Análise Dimensional	111
B.1 Curva de ajuste dos valores de Nusselt	114
Bibliografia	117

Lista de Figuras

1.1	Estrutura do trabalho.	4
2.1	Exemplo do processo de furação a seco.	7
2.2	Composição geométrica da broca, nomenclatura segundo ABNT (1990).	8
2.3	Zonas de geração de calor.	10
2.4	Classificação geral dos fluidos de corte.	12
2.5	Mecanismo de capilaridade mostrado em etapas.	14
3.1	Modelo térmico do processo de furação.	28
3.2	Aplicação das simplificações no modelo térmico.	30
3.3	Volume de controle e condições de contorno que delimitam o trecho da broca de interesse.	30
3.4	Modelo do volume de controle VC_1 . Na Figura 3.4(a) são mostradas as superfícies $S1$ e $S2$ e na Figura 3.4(b) são mostradas as superfícies $S2$ e $S3$	31
3.5	Domínio do problema e aplicação do volume de controle genérico VC'	32
4.1	Modelo em <i>CAD</i> do aparato experimental mostrando os sistemas de aquecimento e isolamento e o sistema de resfriamento.	36
4.2	Foto da parte externa do aparato experimental com a descrição de alguns de seus componentes.	37
4.3	Disposição física, em corte, do sistema de aquecimento do aparato experimental e do isolamento da parte final da broca.	38
4.4	Disposição física, em corte, do sistema rotativo de resfriamento do aparato experimental.	40
4.5	Parâmetros geométricos da ponta da biqueira.	41
4.6	Sistema de controle elétrico.	42
4.7	Esquema hidráulico do aparato experimental.	43
4.8	Sistema de bombeamento e coleta de fluido.	44
4.9	Medidas do sistema de aquecimento.	45
5.1	Fluxograma <i>Salome</i>	48
5.2	Fluxograma do <i>openFoam</i>	49

5.3	Fluxograma <i>Paraview</i>	51
5.4	Parâmetros da seção longitudinal da broca.	52
5.5	Parâmetros da seção transversal da broca.	52
5.6	Perfil da seção transversal da broca calculado a partir da Tabela 5.1 e das Equações 5.2.5 a 5.2.17	56
5.7	Modelo tridimensional da broca feita no <i>software OnShape</i> a partir da Tabela 5.1 e do perfil transversal da Figura 5.6.	56
5.8	Fluxograma com a classificação geral das malhas.	57
5.9	Malha ortogonal.	58
5.10	Malha não-ortogonal.	58
5.11	Malha estruturada.	59
5.12	Algumas variações de malha estruturada.	59
5.13	Malha não estruturada de um só tipo de elemento.	60
5.14	Malhas não ortogonais, não estruturadas que contém só elementos triangulares, Figura 5.14(a), e malhas não ortogonais, não estruturadas que contém elementos triangulares e quadrilaterias, Figura 5.14(b). Figuras feitas no <i>software Salome</i>	61
5.15	Tipos de não conformidade em malhas. Na Figura 5.15(a) é visto a superposição de elementos, na Figura 5.15(b) o contato parcial entre faces, na Figura 5.15(c) o contato parcial entre arestas e na Figura 5.15(d) o contato de uma face com multiplas faces.	62
5.16	Diferenças entre as malhas <i>Cell Centered</i> , Figura 5.16(a) e <i>Cell Vertex</i> , Figura 5.16(b).	63
5.17	Diferenças entre o armazenamento colocalizado, Figura 5.17(a) e o deslocado, Figura 5.17(b)	64
5.18	Ortogonalidade da malha.	64
5.19	Deformidade interna da malha.	66
5.20	Skewness dos contornos da malha.	67
5.21	Razão de aspecto da malha.	67
5.22	Elementos de um volume de controle genérico.	69
5.23	Correção não ortogonal do gradiente do termo laplaciano.	72
5.24	Algoritmo de solução do problema.	75
5.25	Análise de refino.	81
5.26	Malha tetraédrica da broca. Na Figura 5.26(a) é mostrado a parte da malha que receberá a condição de contorno $Q_{(broca)}$, e a que receberá a condição $Q_{(broca-fluido)}$ e na Figura 5.26(a) é mostrado também a parte da malha que receberá a condição de contorno $T_{(base)}$	82
6.1	Posicionamento dos termopares dentro do aparato experimental	84

6.2	Temperatura da base ($T_{(base)}$) em função a rotação da broca ($N_{biqueira}$) para várias vazões de fluido (l_{Fluido}).	87
6.3	Temperatura da base ($T_{(base)}$) em função da vazão do fluido (l_{Fluido}) para várias rotação da broca ($N_{biqueira}$).	87
6.4	Quantidade de calor que vai para a broca $Q_{(broca)}$	88
6.5	Temperatura na superfície da broca para o experimento de $l_{Fluido} = 0,20$ L/min a $N_{biqueira} = 365 rpm$	90
6.6	planos de análise (figura 6.6) para o experimento de $l_{Fluido} = 0,20 L/min$ a $N_{biqueira} = 365 rpm$	91
6.7	Plano na entrada de calor	91
6.8	Plano intermediário.	92
6.9	Plano na base.	92
6.10	Transformação de coordenadas para o gráfico da temperatura tridimensional da Figura 6.11.	93
6.11	Temperatura na superfície da broca em função do arco Arc e do comprimento Y , para as condições de $l_{Fluido} = 0,2 L/min$ e $N_{biqueira} = 365 rpm$	94
6.12	Temperaturas médias na superfície da broca $\bar{T}_{(broca-fluido)}$	95
6.13	$Nusselt$ médio ($\overline{N_{UL}}$) em função a rotação da broca ($N_{biqueira}$).	98
6.14	$Nusselt$ médio $\overline{N_{UL}}$ em função da vazão de fluido l_{Fluido}	98
6.15	Coefficiente médio de convecção \bar{h}_{fluido} em função da rotação da biqueira $N_{biqueira}$	99
6.16	Coefficiente médio de convecção \bar{h}_{fluido} em função da vazão de fluido l_{Fluido}	100
6.17	Valores de $Nusselt$ em função de $Reynolds$ e $Prandtl$	101
6.18	Erro na conservação de calor para todos os experimentos $\varepsilon_{calor\%}$	103
B.1	Velocidade do fluido.	113

Lista de Tabelas

4.1	Rotações e vazões escolhidas para os experimentos	46
5.1	Parâmetros da broca segundo o fabricante.	55
5.2	Tabela com a classificação dos valores do <i>skewness</i>	66
5.3	Tabela de classificação da malha da broca.	80
5.4	Tabela da qualidade da malha tetraédrica da broca.	81
6.1	Temperaturas médias obtidas nos experimentos para as vazões de 0,20 e 0,30 L/min	84
6.2	Temperaturas médias obtidas nos experimentos para as vazões de 0,40 e 0,50 L/min	85
6.3	Perdas de calor calculados nos experimentos para as vazões de 0,20 e 0,30 L/min	89
6.4	Perdas de calor calculados nos experimentos para as vazões de 0,40 e 0,50 L/min	89
6.5	Resultados de $\bar{T}_{(broca-fluido)}$ para os experimentos com vazões de 0,20 e 0,30 L/min	95
6.6	Resultados de $\bar{T}_{(broca-fluido)}$ para os experimentos com vazões de 0,40 e 0,50 L/min	96
6.7	Resultados de médios \bar{T}_{filme} , \bar{k}_{agua} , $\overline{N_{UL}}$ e \bar{h}_{fluido} para os experimentos para as vazões de 0,20 e 0,30 L/min	96
6.8	Resultados médios de \bar{T}_{filme} , \bar{k}_{agua} , $\overline{N_{UL}}$ e \bar{h}_{fluido} para os experimentos para as vazões de 0,40 e 0,50 L/min	97
6.9	Resultados para o balanço de energia na broca para as vazões de $l_{Fluido}=0,20 L/min$ e $l_{Fluido}=0,30 L/min$	102
6.10	Resultados para o balanço de energia na broca para as vazões de $l_{Fluido}=0,40 L/min$ e $l_{Fluido}=0,50 L/min$	102
A.1	Propriedade térmicas da água.	109
B.1	Dimensões para cada variável do problema.	111

B.2	Resultados de $\overline{N_{UL}}$, Pr e Re para os experimentos para as vazões de 0,20 e 0,30 L/min	114
B.3	Resultados de $\overline{N_{UL}}$, Pr e Re para os experimentos para as vazões de 0,40 e 0,50 L/min	115

Lista de Símbolos

Abreviações

<i>CAD</i>	<i>Computer Aided Design</i> - Desenho Assistido por Computador.
<i>Cell Centered</i>	Centro do volume de controle localizado no centro do elemento.
<i>Cell Vertex</i>	Centro do volume de controle localizado no vértice do elemento.
<i>IHCP</i>	<i>Inverse Heat Conduction Problems</i> - Problema de Condução de Calor Inverso.
<i>MQL</i>	<i>Minimum Quantity Lubrication</i> - Mínima Quantidade de Fluido de Corte.
<i>Nusselt</i>	Número adimensional que representa a relação entre a transferência de calor por convecção e a transferência de calor por condução de um determinado fluido.
<i>Prandtl</i>	Número adimensional que representa a relação entre a difusão de quantidade de movimento e a difusão de quantidade de calor dentro do próprio fluido
<i>Reynolds</i>	Número adimensional que representa a relação entre forças de inércia e forças viscosas.
<i>SAE</i>	<i>Society of Automotive Engineers</i> - Sociedade de Engenharia Automotiva
<i>TRUE RMS</i>	<i>True Root Mean Square</i> - Raiz Quadrática Média Verdadeira, no caso, usado para aferir o valor da corrente.

Nomenclatura

A_0	Vértice da aresta secundária da broca.	--
\bar{A}_0	Vértice oposto da aresta secundária da broca.	--
$A_{(broca-fluido)}$	Área da superfície transversal do VC_1 por onde o calor sai da broca	m^2
$A_{(broca-total)}$	Área total da superfície do trecho da broca.	m^2
$A_{(frontal)}$	Área da superfície frontal do isolamento dentro do invólucro.	m^2
$A_{(lateral)}$	Área da superfície lateral do isolamento, definida por dentro do invólucro dado por $A_{(lateral)} = 2\pi r_{int}$.	m^2

$A_{(S1)}$	Área da superfície transversal do VC_1 por onde o calor $Q_{(broca)}$ entra da broca.	m^2
$A_{(S2)}$	Área da superfície lateral do VC_1 por onde o calor $Q_{(broca-fluido)}$ sai da broca.	m^2
$A_{(S3)}$	Área da superfície transversal do VC_1 onde haverá uma temperatura prescrita de $T_{(base)}$.	m^2
$A_{(traseira)}$	Área da superfície traseira do isolamento dentro do invólucro.	m^2
A_x	Área do volume de controle VC' na direção x.	m^2
A_y	Área do volume de controle VC' na direção y.	m^2
A_z	Área do volume de controle VC' na direção z.	m^2
B_0	Vértice da aresta primária da broca.	--
\bar{B}_0	Vértice oposto da aresta primária da broca.	--
C_0	Vértice central da broca.	--
\bar{C}_0	Vértice oposto central da broca.	--
C_{Ar}	Comprimento da superfície que interage com o ar.	m
$C_{Ar+Pinça}$	Comprimento da superfície da broca que é a soma de C_{Ar} com $C_{Pinça}$.	m
C_{Fluido}	Comprimento da superfície que interage com o fluido de corte.	m
$C_{Isolamento}$	Comprimento da superfície da broca equivalente a $C_{Ar+Pinça}$.	m
$C_{Pinça}$	Comprimento da superfície que fica presa a pinça.	m
$C_{Profundidade}$	Profundidade de corte.	m
D_{broca}	Diâmetro da broca.	m
$d_{h(biqueira)}$	Distância horizontal da biqueira com relação ao invólucro.	m
$D_{int(biqueira)}$	Diâmetro interno da biqueira.	m
$d_{v(biqueira)}$	Distância vertical da biqueira com relação a broca.	m
$E_{(frontal)}$	Espessura de isolamento frontal dentro do invólucro.	m
$E_{(lateral)}$	Espessura de isolamento lateral, definida por $E_{(lateral)} = r_{ext} - r_{int}$, dentro do invólucro.	m
$E_{(traseira)}$	Espessura de isolamento traseiro dentro do invólucro.	m
f	Avanço da ferramenta.	$\frac{mm}{rev}$
g_b	Condição de contorno de gradiente de uma variável fixado e normal ao contorno.	$\frac{K}{m}$
h	Ângulo da hélice da ferramenta.	°
h_{A_0}	Altura do ponto A_0 da seção transversal da broca.	mm

h_{B_0}	Altura do ponto B_0 da seção transversal da broca.	mm
\bar{h}_{fluido}	Coefficiente médio de convecção do fluido de corte sobre a broca.	$\frac{W}{m^2K}$
h_{flanco}	Altura total do flanco transversal da broca.	mm
$h_{(vão)}$	Altura do vão na interface de corte.	mm
i	Corrente medida na resistência.	A
k	Condutividade térmica do volume de controle VC' .	$\frac{W}{mK}$
\bar{k}_{agua}	Condutividade térmica da água com base na temperatura \bar{T}_{filme} .	$\frac{W}{mK}$
k_{isol}	Condutividade térmica do isolamento no interior do invólucro.	$\frac{W}{mK}$
L_{broca}	Comprimento total da broca.	mm
$L_{característico}$	Comprimento característico da broca.	mm
l_c	Comprimento da capilaridade da interface de corte.	μm
L_{ext}	Comprimento da broca externo ao invólucro.	mm
l_g	Comprimento da capilaridade da interface de corte preenchido pelo gás.	μm
l_{Fluido}	Vazão do fluido de corte.	$\frac{L}{min}$
$L_{hélice}$	Comprimento da hélice da broca.	mm
l_l	Comprimento da capilaridade da interface de corte preenchido pelo líquido.	μm
$L_{(lateral)}$	Comprimento do isolamento lateral dentro do invólucro.	mm
$l_{norm-hélice}$	Comprimento normal a hélice da broca entre os vértices A_0 e B_0 da broca.	mm
$N_{biqueira}$	Rotação da biqueira.	Rpm
N_{broca}	Rotação da broca.	Rpm
n	Rotação da ferramenta.	Rpm
$\overline{N_{UL}}$	<i>Nusselt</i> médio do fluido com relação a um comprimento característico L .	—
P	Ângulo da ponta da ferramenta.	$^\circ$
P_{max}	Potência máxima da resistência.	W
Q_1	Calor que entra no volume de controle genérico VC' na direção x.	W
Q_2	Calor que sai no volume de controle genérico VC' na direção x.	W
Q_3	Calor que entra no volume de controle genérico VC' na direção y.	W
Q_4	Calor que sai no volume de controle genérico VC' na direção y.	W
Q_5	Calor que entra no volume de controle genérico VC' na direção z.	W

$Q6$	Calor que sai no volume de controle genérico VC' na direção z .	W
$Q_{(base)}$	Calor que sai da base da broca.	W
$Q_{(broca)}$	Calor advindo da região $R1$ e que é transferido para o restante da broca por condução.	W
$Q_{(broca-ar)}$	Calor transferido da broca para o ar por convecção forçada.	W
$Q_{(broca-fluido)}$	Calor transferido da broca para o fluido de corte por convecção forçada.	W
$Q_{(broca-pinça)}$	Calor transferido da broca para a pinça por condução.	W
$Q_{(front)}$	Calor perdido pela parte frontal do invólucro.	W
$Q_{ger(A)}$	Calor gerado na interface da broca com a superfície já usinada.	W
$Q_{ger(U)}$	Calor gerado devido ao processo de usinagem.	W
q_{k_x}	Fluxo de calor que entra por condução no volume de controle VC' na direção x .	$\frac{W}{m^2}$
q_{k_y}	Fluxo de calor que entra por condução no volume de controle VC' na direção y .	$\frac{W}{m^2}$
q_{k_z}	Fluxo de calor que entra por condução no volume de controle VC' na direção z .	$\frac{W}{m^2}$
$Q_{(lat)}$	Calor perdido pela parte lateral do invólucro.	W
$Q_{(peça-ar)}$	Calor transferido da peça para o ar por convecção.	W
$Q_{(peça-fluido)}$	Calor transferido da peça para o fluido de corte por convecção forçada.	W
$Q_{(peça-mesa)}$	Calor transferido da peça para a mesa por condução.	W
$Q_{(resíduo)}$	Calor residual do balanço de calor no trecho simulado da broca simulado.	W
$Q_{(resist)}$	Calor gerado pela resistência.	W
$Q_{(tras)}$	Calor perdido pela parte traseira do invólucro.	W
$Q_{(vc1-vc2)}$	Calor transferido do VC_1 para o VC_2 durante o regime transiente.	W
r	Raio variável da aresta primária da broca no perfil transversal.	mm
R_0	Raio da broca.	mm
$R1$	Região da broca onde há geração de calor.	--
$R2$	Região da broca onde há convecção forçada com o fluido de corte.	--
$R3$	Região da broca onde há convecção forçada com o ar.	--
$R4$	Região da broca que fica presa dentro da pinça.	--
$R5$	Região que é a soma das regiões $R3$ e $R4$.	--

r_{cap}	Raio da interface capilar.	μm
r_{ext}	Raio externo do isolamento lateral dentro do invólucro.	m
r_{int}	Raio interno do isolamento lateral dentro do invólucro.	m
R_{p1}	Região superior da peça que interage com o fluido de corte.	--
R_{p2}	Região inferior da peça que interage com o fluido de corte.	--
R_t	Número Térmico adimensional que relaciona o calor levado pelo cavaco com o calor transferido a ferramenta.	μm
$S1$	Superfície transversal do volume de controle VC_1 por onde o calor $Q_{(broca)}$ entra na broca.	m^2
$S2$	Superfície transversal do volume de controle VC_1 por onde o calor $Q_{(broca-fluido)}$ sai na broca.	m^2
$S3$	Superfície transversal do VC_1 onde há a temperatura prescrita $T_{(base)}$.	m^2
t	Metade da espessura da ponta da broca.	mm
$T_{(amb)}$	Temperatura ambiente.	$^{\circ}C$
$T_{(base)}$	Temperatura da base da broca.	$^{\circ}C$
$\bar{T}_{(broca-fluido)}$	Temperatura média da superfície $S2$ onde o fluido interage com a broca.	$^{\circ}C$
T_{Fei}	Temperatura frontal externa do invólucro.	$^{\circ}C$
\bar{T}_{filme}	Temperatura do filme de fluido sobre a broca, que é uma média entre $(\bar{T}_{(broca-fluido)} + \bar{T}_{(fluido)})/2$.	$^{\circ}C$
T_{FLii}	Temperatura frontal-lateral interna do invólucro.	$^{\circ}C$
$\bar{T}_{(fluido)}$	Temperatura média do fluido de corte.	$^{\circ}C$
T_{Lei}	Temperatura lateral externa do invólucro.	$^{\circ}C$
T_{Tei}	Temperatura traseira externa do invólucro.	$^{\circ}C$
T_{Tii}	Temperatura traseira interna do invólucro.	$^{\circ}C$
U	Tensão na medida na resistência.	V
v	Ângulo v do perfil transversal da broca.	$^{\circ}$
VC_1	Volume de controle que delimita a região da broca afetada pelo fluido de corte.	--
VC_2	Volume de controle que delimita a região da broca afetada pelo ar ambiente.	--
VC'	Volume de controle genérico do volume de controle.	--
v_{B_0}	Ângulo entre o eixo x e o raio R_0 para o ponto B_0 no perfil transversal da broca.	$^{\circ}$

$V_{(broca-total)}$	Volume total da broca.	m^3
V_c	Velocidade de corte.	$\frac{m}{s}$
v_g	Velocidade do gás.	$\frac{m}{s}$
v_{va}	Velocidade do vapor aquecido.	$\frac{m}{s}$
W	Espessura da aresta transversal da ponta da broca.	mm
x_{A_0}	Valor de x do ponto A_0 no perfil transversal da broca.	mm
x_{B_0}	Valor de x do ponto B_0 no perfil transversal da broca.	mm
x_{C_0}	Valor de x do ponto C_0 no perfil transversal da broca.	mm
y_{A_0}	Valor de y do ponto A_0 no perfil transversal da broca.	mm
y_{B_0}	Valor de y do ponto B_0 no perfil transversal da broca.	mm
y_{C_0}	Valor de y do ponto C_0 no perfil transversal da broca.	mm

Símbolos Gregos

α_N	Medida da ortogonalidade de um elemento.	$^\circ$
β	Coefficiente de porcentagem de calor que vai para cada um dos lados da interface de corte.	--
Δx_1	Distância da origem de coordenadas até a face onde Q_1 entra no VC' na direção -x.	--
Δx_2	Distância da origem de coordenadas até a face onde Q_2 entra no VC' na direção x.	--
Δy_1	Distância da origem de coordenadas até a face onde Q_3 entra no VC' na direção -y.	--
Δy_2	Distância da origem de coordenadas até a face onde Q_4 entra no VC' na direção y.	--
Δz_1	Distância da origem de coordenadas até a face onde Q_5 entra no VC' na direção -y.	--
Δz_2	Distância da origem de coordenadas até a face onde Q_6 entra no VC' na direção y.	--
$\varepsilon_{calor\%}$	Erro percentual do balanço de calor, no trecho simulado da broca, com relação a quantidade de calor que entra na broca $Q_{(broca)}$.	$\%$
ψ_{skw}	Medida da deformidade (<i>skewness</i>) de um elemento.	--
θ_{A_0}	Ângulo entre o eixo x e o raio R_0 para o ponto A_0 no perfil transversal da broca	$^\circ$

Capítulo 1

Introdução

Entre todos os processos de usinagem existentes a furação é uma das mais aplicadas. Apesar disso, é um dos processos mais complexos existentes. Muito dessa complexidade está ligada a geometria da ferramenta. Um dos grandes problemas térmicos deste processo tem é devido ao enclausuramento da ponta da ferramenta durante a usinagem. Esse enclausuramento diminui a capacidade de troca térmica da região de corte da ferramenta, pois quanto mais fundo é o furo, maior é a dificuldade para dissipar calor. Isso aumenta ainda mais as temperaturas na interface ferramenta/cavaco, conseqüentemente diminuindo a vida útil.

Ber e Goldblatt (1989), Jurko (2011) mostram a relação direta que as altas temperaturas tem com o aumento do desgaste das ferramentas. Essas temperaturas são geradas nas zonas primárias e secundárias de corte devido a interação entre a ferramenta e o cavaco Tay (1993). Para tentar diminuir as temperaturas emprega-se o fluido de corte. O fluido de corte tem como principais objetivos, lubrificar, retirar o cavaco e refrigerar a ferramenta, ele é tradicionalmente aplicado de modo abundante, também conhecido como joro.

O grande problema de se utilizar o fluido de corte é o alto custo, segundo Weinert et al. (2004) cerca de 17 % do custo da usinagem se deve ao fluido de corte. Esse custo é dividido em custo do fluido propriamente dito, tratamentos intermediários e custo do descarte (BARADIE, 1996b). O descarte é algo extremamente crítico para esse tipo de fluido, pois ele é extremamente nocivo ao meio ambiente (SOKOVIĆ; MIJANOVIĆ, 2001; GHOSH et al., 2015). Deste modo, houve um aumento das preocupações ambientais e de sustentabilidade por parte das empresas nos últimos anos.

Além do problema ambiental, há ainda o problema de danos a saúde ocasionadas às pessoas que trabalham diariamente com esse tipo de fluido. Ele é relacionado a inúmeras doenças de pele, pulmão e até mesmo câncer(BENNETT, 1983; KIPLING, 1977).

Estes são esses motivos que tornam a aplicação do fluido de corte necessária, porém indesejável. Por isso, outras abordagens podem ser tomadas para diminuir o seu uso. Uma delas é a utilização da aplicação da técnica de mínima quantidade de fluido de corte ou

MQL. Essa abordagem consiste em adicionar uma mínima quantidade de fluido pulverizada em uma grande quantidade de gás. Esse método economiza muito fluido sem que haja prejuízo a integridade da ferramenta. A desvantagem é que necessita de uma atmosfera controlada durante a usinagem para que possa ser aplicada.

Outra abordagem é melhorar a penetração do fluido na região de corte. Um modo eficiente de fazer isso, é projetar as ferramentas com canais internos. Deste modo, o fluido chega mais perto da região de corte, já que a ferramenta está enclausurada dentro do furo. A desvantagem disso, é que o processo se torna mais caro, devido a complexidade de fabricação dos canais dentro da broca e a necessidade da alimentação de fluido feita através do eixo árvore.

A última abordagem, é a de tentar utilizar apenas a quantidade necessária de fluido de corte. Para isso deve-se primeiramente descobrir a quantidade de calor gerada e as distribuições de temperatura sobre a ferramenta para uma determinada situação de corte.

Uma das maneiras de se determinar essa quantidade de calor é utilizando o método numérico. Ele está sendo cada vez mais empregado devido a sua capacidade de prever a distribuição de temperatura e o calor trocado, de maneira muito precisa. Contudo, para que as simulações sejam mais realistas, é necessário que se aplique como condição de contorno o valor do coeficiente de convecção do fluido de corte envolvido. Porém há poucos trabalhos que tentaram obter o valor desse coeficiente.

Deste modo, torna-se evidente que é preciso encontrar o valor do coeficiente de convecção do fluido, para que se produzam simulações mais precisas. Os métodos para a determinação desse coeficiente são variados, incluindo, métodos puramente experimentais, puramente numéricos ou até mesmo híbridos.

Determinar o valor do coeficiente de convecção possibilitará tornar a aplicação de fluido de corte mais eficiente. Isso evitará desperdícios e danos ao meio ambiente.

1.1 Objetivo do trabalho

Os objetivos são divididos em dois grupos, objetivo principal e objetivo secundário.

1.1.1 Objetivo principal

O objetivo deste trabalho é o de determinar esse valor. Isso será feito para algumas condições de corte específicas. O objetivo é o de determinar a influência de parâmetros globais de corte como a rotação da broca e a vazão de fluido, no valor desse coeficiente.

1.1.2 Objetivo secundário

Com o coeficiente médio de convecção em mente será proposto um modelo numérico em conjunto com dados experimentais para determinar o seu valor. Esse método é

chamado de método híbrido, justamente por misturar duas abordagens distintas.

Um aparato experimental foi construído com o intuito de facilitar a medição de várias temperaturas durante os experimentos. Essas temperaturas serão usadas para completar o modelo numérico.

Após a definição experimental será resolvido um modelo numérico com base em volumes finidos. Os resultados obtidos serão a distribuição de temperaturas sobre a broca. e Com isso será calculado o coeficiente médio de convecção.

Após isso será calculado o valor de *Nusselt* para cara um dos experimentos. Com isso feito, uma análise dimensional será realizada a fim de estender os resultados para outros diâmetros e condições de corte não experimentadas.

Por fim será feito um balanço de energia para constatar se a simulação obteve valores realistas.

1.2 Estrutura da dissertação

A estrutura do trabalho é apresentada na Figura 1.1. Ele será dividido em cinco principais capítulos.

O primeiro deles é o estado da arte. A intenção desse capítulo é o de constatar o atual estado das pesquisas relacionadas ao coeficiente de convecção do fluido de corte, bem como os motivos para usá-lo. Também serão abordados a classificação e os modos de aplicação desses fluidos. Por fim, será discutido o atual estado das pesquisas com relação aos métodos numéricos utilizados para facilitar a análise térmica do processo de furação.

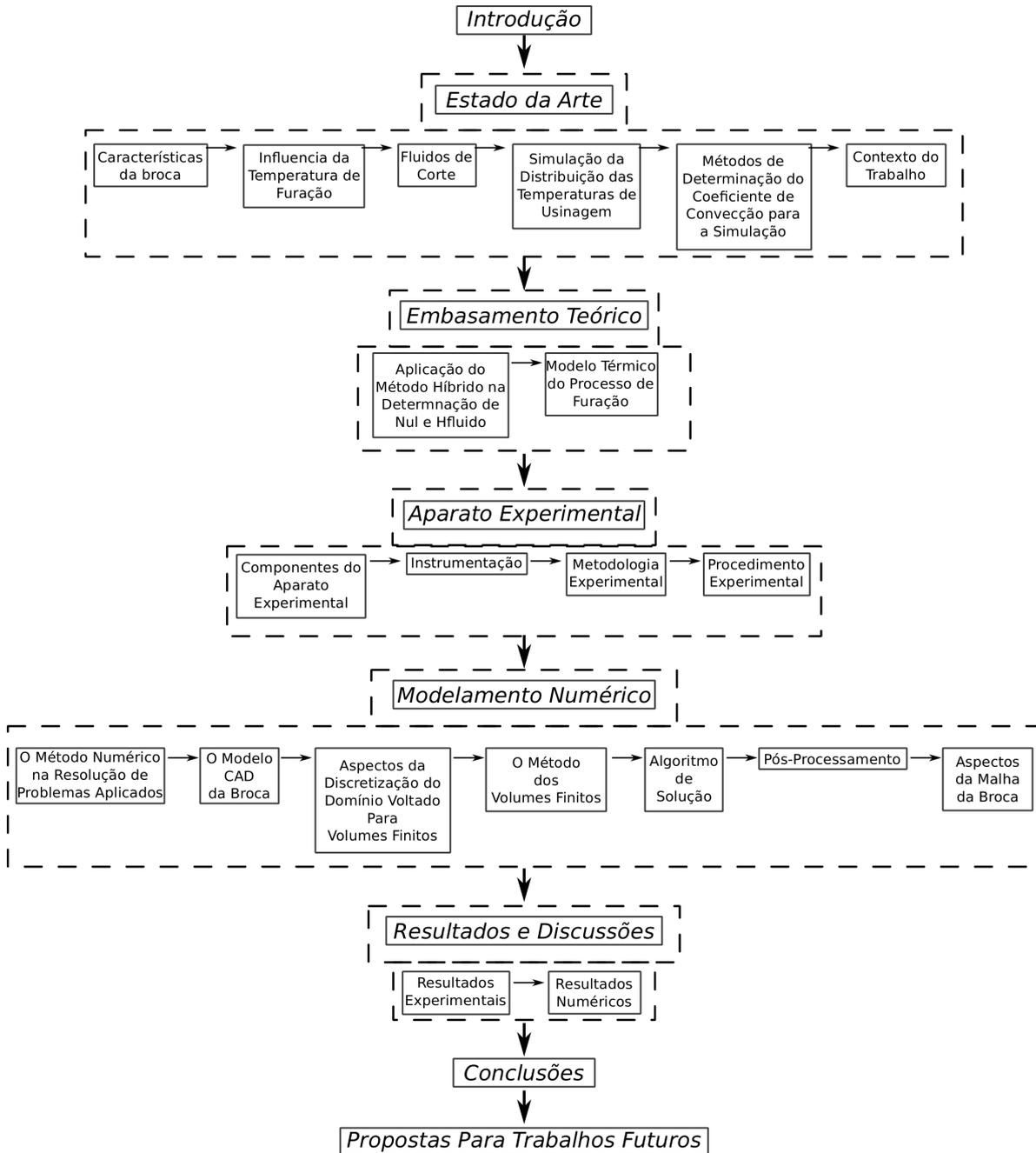
O segundo capítulo se refere ao modelo que será utilizado para a determinação do coeficiente médio de convecção do fluido de corte, que é baseado no método híbrido. Esse modelo leva em conta dados numéricos e experimentais.

Em seguida será apresentado o capítulo do aparato experimental, feito especialmente para a realização dos experimentos. Os dados obtidos com a ajuda desse aparato servirão de condição de contorno para o modelo numérico.

O método numérico, que completa o modelo híbrido, será apresentado em seguida. Somente programas de código aberto serão utilizados neste trabalho. Os programas principais são o *SALOME*, *OpenFOAM* e *ParaView*, e a metodologia numérica é apresentada com detalhes nesse capítulo.

Por último, serão apresentados os resultados do modelo híbrido aplicados a uma série de experimentos. Cada um dos experimentos é realizado com base em uma condição de corte de vazão e rotação específica. Os resultados serão comparados a fim de se analisar como essas condições de corte interferem no valor do coeficiente médio de convecção.

Figura 1.1: Estrutura do trabalho.



Fonte: produção do próprio autor.

1.3 Considerações

Algumas considerações básicas foram tomadas para este trabalho. A primeira delas é que só será estudado o regime estacionário. Esse regime simplifica o modelo e evita adicionar a variável de tempo ao problema.

Em seguida, as propriedades dos materiais envolvidos serão consideradas constantes durante os experimentos. Essa consideração é necessária a fim de simplificar o modelo

numérico e o equacionamento.

A geometria da broca sofrerá uma leve simplificação de forma. Essa simplificação diz respeito a guia da broca, que é uma pequena protuberância helicoidal que se estende pela superfície do corpo dela. Essa guia adiciona complexidade ao modelo discretizado (malha) e ao mesmo tempo não modifica as características térmicas da broca. Por esse motivo ela será omitida no modelo *CAD*.

A quantidade de calor gerada na resistência elétrica será constante no decorrer dos experimentos. Essa simplificação é necessária para evitar adicionar a variável de quantidade de calor. Isso acaba facilitando a comparação entre eles.

Os parâmetros controlados no processo são a vazão do fluido, a rotação da biqueira, a tensão e a corrente na resistência. Já os parâmetros que serão monitorados são as temperaturas no invólucro, a temperatura ambiente e a temperatura do fluido. A partir dessas temperaturas é que serão calculados as quantidades de calor.

Outra consideração importante é o uso de água como fluido de corte. Essa consideração é necessária, pois a maioria dos fluidos de corte utilizados na indústria tem as características térmicas da água.

A última consideração, é a respeito da mudança de estado físico do fluido de corte durante os experimentos. Tomou-se o cuidado de manter o fluido de corte em estado líquido. Esse cuidado foi tomado pois o coeficiente de convecção tem um grande aumento quando ocorre mudança de estado, fazendo com que seja impossível de terminar através desse modelo cada um desses coeficientes.

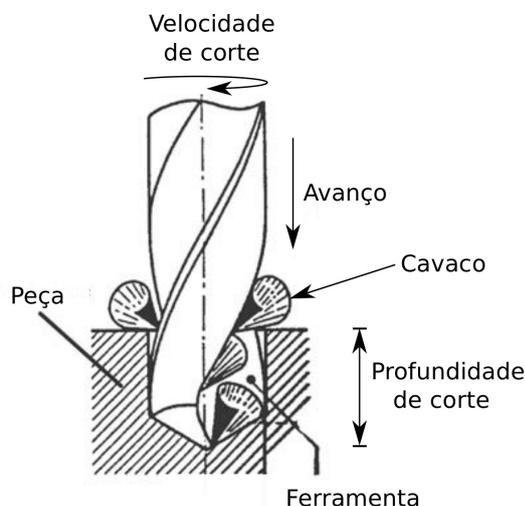
Capítulo 2

Estado da Arte

2.1 Características da broca

O processo de furação é utilizado com grande frequência na indústria, correspondendo a 40% de todas as operações de corte dentro da manufatura industrial (ELWARDANY et al., 1996). Sua aplicação vai desde micro-furação, utilizada em placas de circuito impresso (YOON et al., 2013), até a furação de compósitos de fibra de carbono e titânio, utilizados na indústria aeroespacial e espacial (LIN; CHEN, 1996; CHEN, 1997). Apesar de comum, é um processo extremamente complexo. Os dois principais fatores que levam a essa complexibilidade são: a geometria complicada da broca e o enclausuramento da ferramenta durante o corte. O processo de furação simplificado é apresentado na Figura 2.1, esse esquema é apresentado pelos autores Battaglia e Kusiak (2005) em sua pesquisa sobre o fluxo de calor na furação em alta rotação.

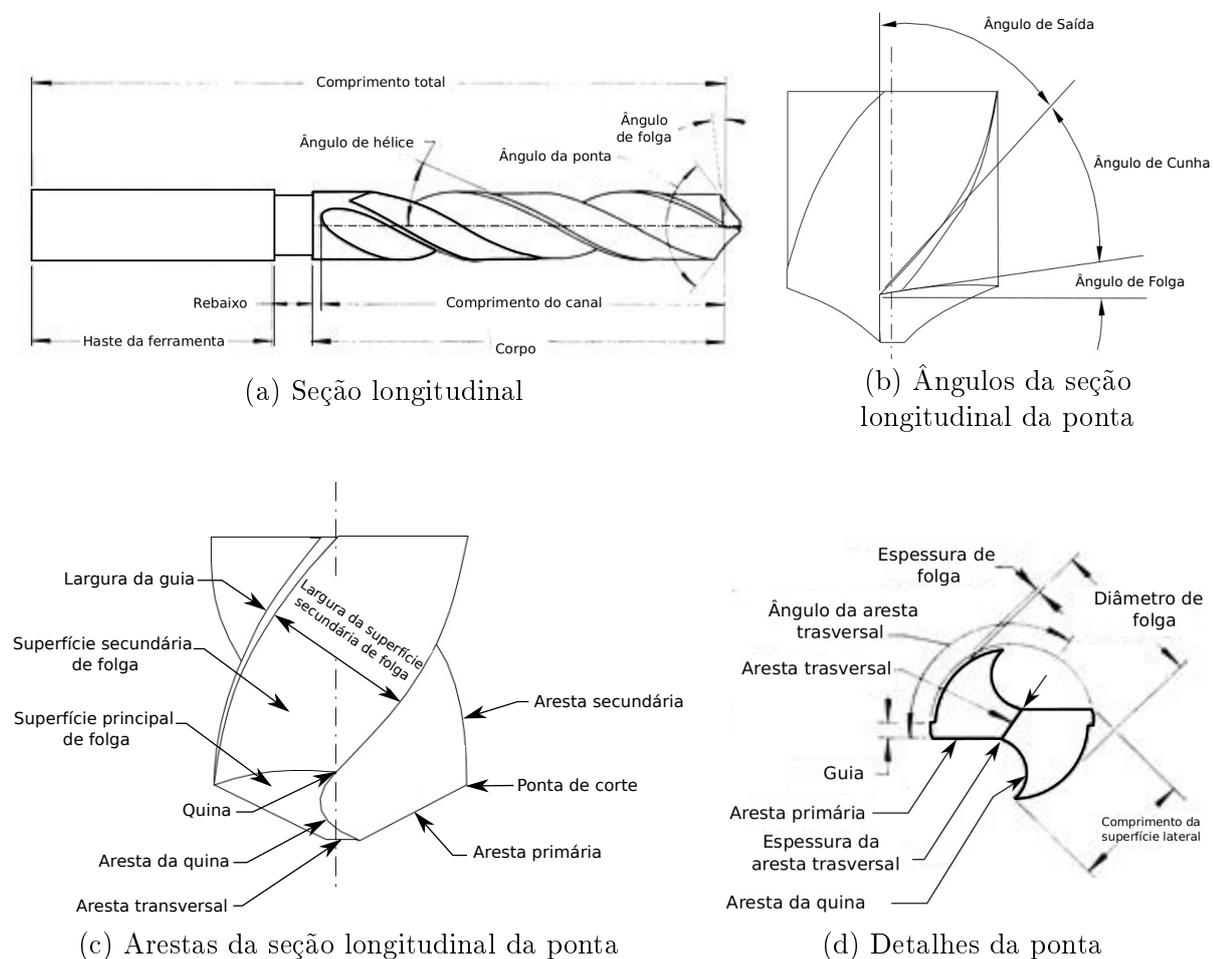
Figura 2.1: Exemplo do processo de furação a seco.



Fonte: adaptado de (BATTAGLIA; KUSIAK, 2005).

De um modo geral a furação consiste na retirada de material da peça através do movimento rotativo da ferramenta. O material arrancado forma lascas que são chamadas de cavacos (KARAS et al., 2013). Os principais parâmetros de corte envolvidos nesse processo são: velocidade de corte (V_c), que é definida indiretamente pela rotação da ferramenta (n) em (rpm) e que depende do diâmetro da broca; avanço (f), que é a taxa de penetração da ferramenta no material e é dado em (mm/rev) e a profundidade de corte ($C_{Profundidade}$), que é o valor do comprimento do furo, e é dada em (mm). A ferramenta de corte é mostrada na Figura 2.2.

Figura 2.2: Composição geométrica da broca, nomenclatura segundo ABNT (1990).



Fonte: adaptado de (VIJAYARAGHAVAN, 2006; STOETERAU, 2004).

A seção longitudinal da broca, apresentada na Figura 2.2(a), é formada por três regiões distintas. A haste, que é a responsável por prender a broca a máquina ferramenta. O rebaixo, que é uma região intermediária responsável por delimitar a haste. E por último o corpo da broca, que a é o trecho responsável pelo mecanismo de usinagem.

A soma do comprimento do corpo, rebaixo e haste resulta no comprimento total da ferramenta (L_{broca}), que é dado em (mm). O corpo é o componente funcional da

ferramenta, ele é constituído pelos canais helicoidais e pela ponta da broca. Os principais parâmetros geométricos do corpo são o ângulo de hélice (h) e o ângulo da ponta (P). Eles são responsáveis respectivamente pelo número de voltas dos canais e pela conicidade da ponta da ferramenta.

Na Figura 2.2(b) podem ser vistos alguns ângulos importantes da ponta da ferramenta, como o ângulo de saída, o de cunha e o de folga. Segundo Stoeterau (2004), o ângulo de saída é responsável pela direção de saída do cavaco formado no processo. Ele varia ao longo da aresta e deve ser escolhido conforme o material a ser usinado. O ângulo de cunha é o responsável por definir a inclinação da cunha de corte e também é definido de acordo com o tipo de material. Por último, o ângulo de folga, ou também conhecido como ângulo de alívio, possui a função de melhorar a penetração da broca na peça e diminuir o atrito da ponta da ferramenta com o material (SOUZA, 2011).

O perfil da ferramenta na seção transversal do corpo da broca, é apresentado na Figura 2.2(c) e 2.2(d). Ela é formada por:

- Aresta primária: também conhecida como aresta de corte, é a aresta responsável pelo corte do material (RADHAKRISHNAN et al., 1982);
- Aresta secundária: é também responsável por cortar o material;
- Aresta da quina: seu formato tem a função de facilitar a remoção das lascas de material do local da usinagem (EHMANN; DEVRIES, 1990; SHETH; MALKIN, 1990);
- Aresta transversal: é responsável pelo diâmetro do núcleo da broca e tem a função de facilitar o corte e ligar as arestas principais de corte de cada lado da helicóide (SOUZA, 2011). O valor da sua espessura é dado por (W);
- Superfície secundária de folga: tem perfil cilíndrico e oferece sustentação as arestas primária e secundária. O comprimento da superfície lateral ($l_{norm-hélice}$), que é a soma da largura da superfície secundária de folga com a largura da guia, é responsável pela resistência mecânica da aresta de corte (RADHAKRISHNAN et al., 1982);
- Guia: gera uma espessura de folga que diminui o atrito dos flancos da ferramenta com a superfície do furo, além disso serve para guiar a broca durante o processo (SOUZA, 2011).

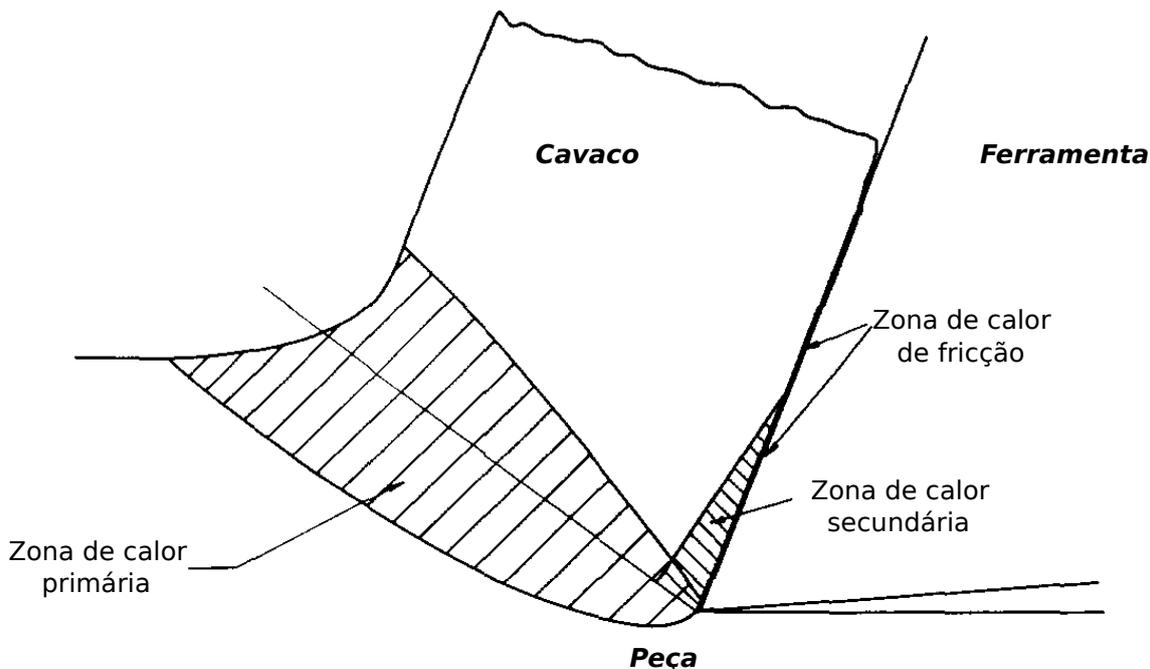
O diâmetro da broca (D_{broca}) é definido como sendo igual a duas vezes a espessura da folga mais o diâmetro de folga.

2.2 Influência da temperatura na furação

O processo de furação, como qualquer outro processo de usinagem, gera muito calor. De fato as temperaturas encontradas pelos autores Lazoglu e Altintas (2002) e Grzesik et al. (2004) em seus trabalhos sobre usinagem contínua, indicaram temperaturas superiores a 900 ($^{\circ}C$). Até mesmo em estudos utilizando usinagem com jato de ar sob pressão, como os de Monno e Pittalà (2009), as temperaturas chegaram a esse patamar.

As regiões onde são originadas essas altas temperaturas são chamadas de zonas de geração de calor. Existem basicamente três zonas: a zona primária, onde ocorre grande quantidade de deformação plástica devido ao cisalhamento do material; a zona secundária, onde há deformação plástica no material devido a aderência dele na superfície da ferramenta; e a zona de fricção, que é o trecho no qual o cavaco atrita com a superfície da ferramenta. Se a ferramenta não é pontiaguda há ainda uma quantidade de calor produzida pelo atrito entre a peça e a ferramenta (TAY, 1993). Segundo Tay (1993) a geração da maior quantidade de calor ocorre na zona primária, isso foi confirmado por experimentos conduzidos por Chao et al. (1957 apud TAY, 1993) que constataram ainda que a temperatura na interface cavaco-ferramenta tem seu máximo no centro da aresta de corte. As zonas de geração de calor são apresentadas no trabalho de Tay (1993) e mostradas na Figura 2.3.

Figura 2.3: Zonas de geração de calor.



Fonte: adaptado de (TAY, 1993).

2.2.1 Distorções geométricas

Um dos efeitos importantes das altas da temperatura é mostrado pelo autor Bono e Ni (2001) em seu trabalho sobre a distorção causada em furos devido aos efeitos térmicos. Ele conclui que a temperatura gerada durante a furação cria distorções de forma na broca, essas distorções são causadas pela expansão do material, e acabam gerando variações na geometria do furo. Apesar das distorções geradas pelo aumento da temperatura, o autor Rapiér (1954) constata que o gradiente de temperatura na interface cavaco-ferramenta é bem maior do lado do cavaco do que da ferramenta. Isso indica que a maior quantidade de calor vai para o cavaco, do contrário, o efeito da distorção seria ainda maior.

2.2.2 Desgaste prematuro da ferramenta

As altas temperaturas também são responsáveis pelo desgaste prematuro das ferramentas de corte (BER; GOLDBLATT, 1989; JURKO, 2011). Esse desgaste, como mostrado no trabalho de El-Khabeery et al. (1991), ocasiona defeitos graves na superfície dos furos. Outros parâmetros como o avanço e a velocidade de corte também tem influência sobre o desgaste (KUMAR; PACKIARAJ, 2012), pois estão relacionadas diretamente com a quantidade de material removido por unidade de tempo e por isso com a temperatura de usinagem.

Apesar da grande quantidade de calor gerada na ponta da ferramenta, o consumo de energia empregado na usinagem propriamente dita, que é o ato de deformar e cisalhar o material, varia de aplicação para aplicação. Yoon et al. (2013) compararam a quantidade de energia global gasta na micro furação com os resultados obtidos por Kordonowy (2002) para a macro furação, eles constataram que para a micro-furação apenas 1% da energia global é gasta efetivamente na usinagem, enquanto que para macro-furação essa parcela sobe para 48%. O restante da energia gasta, tanto para micro quanto para macro furação, é dividida entre a parte elétrica, movimentação e rotação do fuso e a mesa da máquina. A diferença entre essas duas aplicações distintas da furação, indica que nem sempre as altas temperaturas ocasionam um maior consumo de energia.

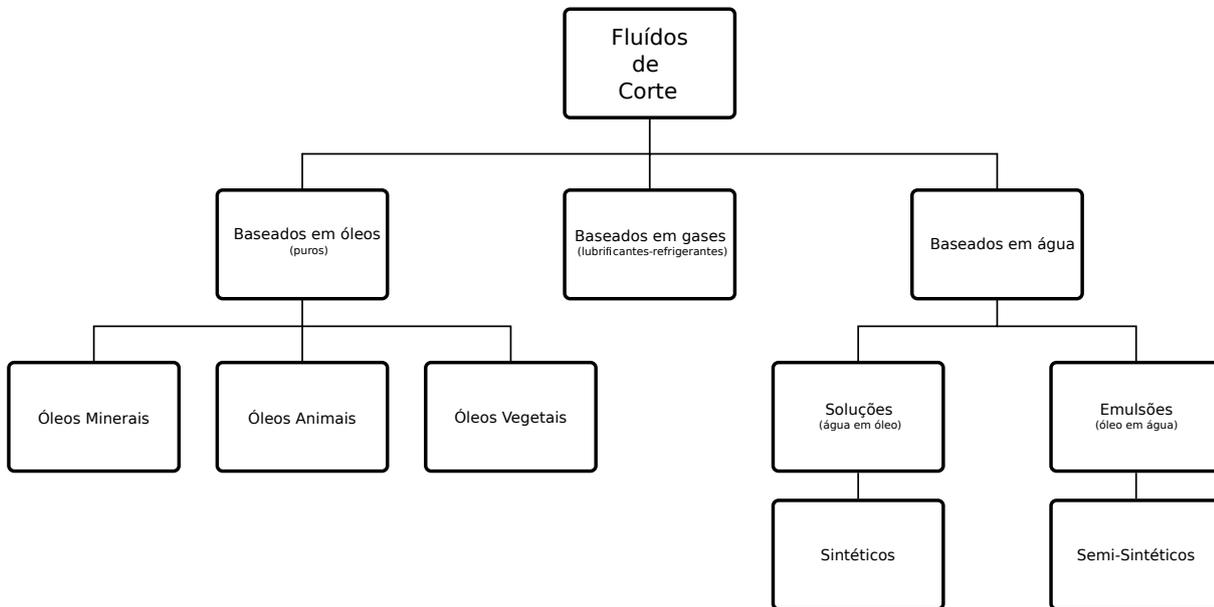
2.3 Fluidos de corte

Para minimizar os efeitos indesejados da temperatura durante a furação, utiliza-se o fluido de corte.

O fluido de corte é um elemento comumente relacionado a usinagem, ele acumula três funções principais, que são: remover o cavaco da região usinada, lubrificar a interface cavaco ferramenta e refrigerar o conjunto peça ferramenta (HAAN et al., 1997). A classificação geral dos fluidos de corte é abordada pelos autores Debnath et al. (2014) que os

dividiram em três grandes grupos baseados em: óleos, gases e água. Essa classificação é apresentada na Figura 2.4.

Figura 2.4: Classificação geral dos fluidos de corte.



Fonte: adaptado de (DEBNATH et al., 2014).

O primeiro dos grupos é o dos fluidos de corte baseados em óleos. A origem desses óleos podem ser tanto mineral, animal ou vegetal. Eles podem conter uma grande quantidade de aditivos ou podem ser puros, a sua utilização é feita em casos onde a pressão entre a interface ferramenta e o cavaco é muito grande e onde o intuito principal é o de lubrificar essa interface (BARADIE, 1996a).

Já o segundo grupo, os baseados em gases, são fluidos de corte utilizados onde outros tipos de fluidos tem dificuldade em penetrar próximo da interface de corte (BARADIE, 1996a). Geralmente o gás utilizado é o ar devido ao custo, porém, onde a oxidação do material usinado é crítica pode-se usar o argônio, hélio e o nitrogênio .

Por fim, o último grupo e o mais utilizados na indústria, são o dos fluidos de corte baseados em água. Eles são geralmente misturas divididas em duas categorias: as de água em óleo, também chamadas de soluções; e de óleo em água, também denominadas de emulsões. Essa classe de fluido é usada geralmente quando as velocidades de corte são altas e a pressão sobre a interface ferramenta cavaco é relativamente baixa (BARADIE, 1996a).

Como os fluidos de corte baseados em água são os mai utilizados na indústria, o mecanismo de penetração desse tipo de fluido, deve ser abordado com mais detalhes.

2.3.1 Penetração do fluido na interface cavaco ferramenta

Existem três escolas que descrevem a interação dos fluidos de corte, baseados em água, com a superfície a ser usinada (DECHIFFRE, 1981).

A primeira delas é chamada de teoria da película fina. Ela foi proposta por Merchant (1950 apud DECHIFFRE, 1981) e diz que a usinagem é influenciada em grande parte pelo atrito entre a cunha da ferramenta e o cavaco, e o fluido de corte minimiza esse atrito.

A segunda se chama teoria da ação físico-química e segundo Arshinov e Alekseev (1970 apud DECHIFFRE, 1981), a deformação plástica é facilitada pela incorporação do fluido de corte na superfície do material, isso diminui a tensão de escoamento reduzindo assim os esforços de usinagem.

A terceira teoria foi formulada por Rowe (1967 apud DECHIFFRE, 1981). Ela diz que ao longo do contato entre a aresta de corte e o cavaco há muita aderência, e quanto maior o comprimento desse contato maiores são os esforços para cisalhar o material. Desta maneira, o fluido de corte atua diminuindo o comprimento desse contato e portanto os esforços de usinagem.

Embora essas três escolas tenham adeptos, a explicação mais aceita gira em torno da teoria da película fina e seu processo de capilaridade, que permite a entrada do fluido de corte na interface. Esse processo é descrito em detalhes a seguir.

2.3.1.1 Mecanismo de capilaridade

Próximo a aresta de corte há uma região do contato entre o cavaco e a ferramenta onde existe uma pressão muito grande, levando em consideração que essas pressões são enormes, há um consenso de que nem gases e nem líquidos conseguem penetrar 100% próximo a aresta de corte. Porém, esses fluidos podem se infiltrar pelas ranhuras desse contato de modo a chegar mais próximo da aresta de corte (CHILDS, 2000). Baseado neste consenso e na teoria da película fina, Liu et al. (2007) sintetiza os trabalhos dos autores Williams e Tabor (1977 apud LIU et al., 2007) e de Godlevski et al. (1997 apud LIU et al., 2007), descrevendo o mecanismo responsável pela entrada do fluido de corte na região de contato cavaco ferramenta. Esse mecanismo é chamado de capilaridade, e ela ocorre em três etapas distintas apresentadas na Figura 2.5.

A primeira etapa, apresentada na Figura 2.5(a), ocorre quando o fluido penetra na interface promovendo a formação de pequenas gotículas de fluido na entrada. A interface capilar possui um raio (r_{cap}) um comprimento, (l_c), e um comprimento de líquido (l_l).

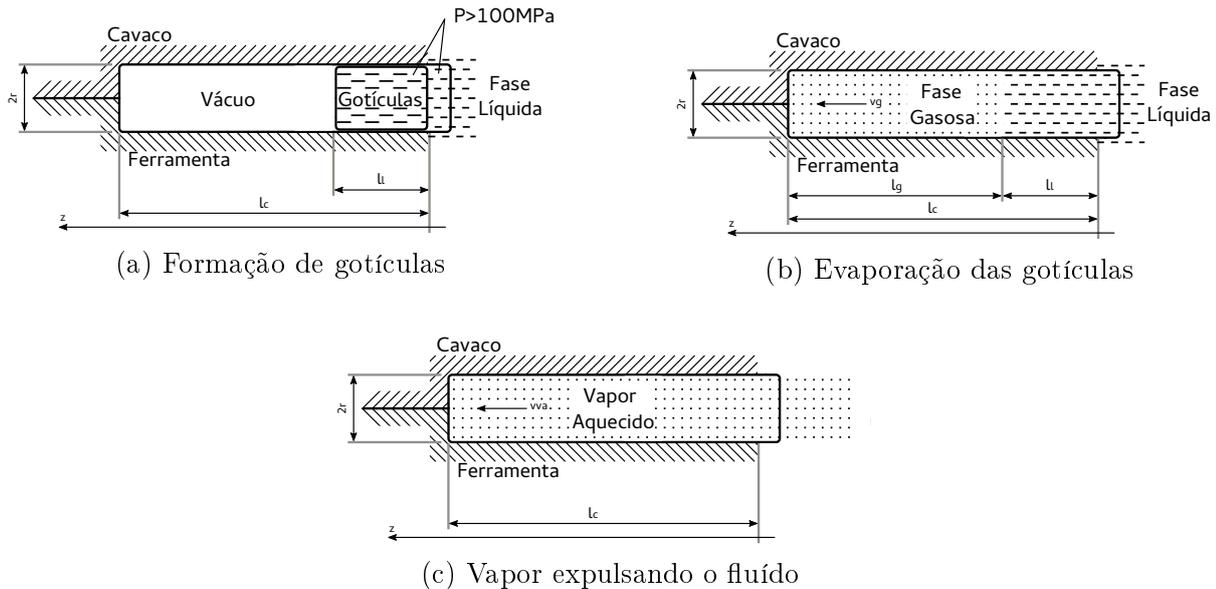
Na segunda etapa, vista na Figura 2.5(b), logo após as gotículas se formarem, elas evaporam com uma velocidade (v_g), preenchendo o vácuo que havia inicialmente na capilaridade. O comprimento (l_g) delimita a região ocupada pelo gás.

Por último na Figura 2.5(c), o gás se transforma em vapor aquecido e se expande

com uma velocidade (v_{va}) expulsando todo o líquido do início da cavidade.

Apesar do fluido de corte chegar em forma de vapor próximo da interface, e como já é sabido que o gás possui maior capacidade de penetração do que o fluido (BARADIE, 1996a), ele não chega de fato na ponta da ferramenta onde há o cisalhamento do material (GODLEVSKI et al., 1997).

Figura 2.5: Mecanismo de capilaridade mostrado em etapas.



Fonte: adaptado de (LIU et al., 2007).

2.3.2 Modos de aplicação do fluido de corte

O modo de aplicação do fluido de corte, no caso da furação, pode se dar de duas maneiras distintas.

A primeira é a forma tradicional, também chamada de joro, onde o fluido de corte é despejado em abundância sobre a ferramenta. Essa é a mesma maneira usada em vários outros processos de usinagem como a retificação, torneamento e fresamento.

A segunda maneira seria por canais no interior da ferramenta, essa abordagem é difícil de implementar nos outros processos de usinagem citados, devido ao formato da ferramenta, mas no caso da furação ele pode ser implementado com maior facilidade. Os canais que possibilitam esse modo de aplicação de fluido, são fabricados de maneira a possibilitar o acesso do fluido bem próximo as faces de corte da broca. Isso aumenta a capacidade do fluido chegar na ponta da ferramenta e ao mesmo tempo refrigerar a broca. Apesar da forma de lubrificação através de canais internos ser mais eficiente (LI et al., 2007), ela é pouco usada, devido ao maior custo do sistema de alimentação de fluido no eixo árvore da máquina.

2.3.3 Sustentabilidade na aplicação do fluido de corte

A usinagem utilizando fluido de corte, se comparado com a usinagem a seco, possui pontos negativos no âmbito industrial. Esses pontos negativos vão de encontro a um dos conceitos que estão se tornando obrigatórios em manufatura, o conceito de manufatura sustentável. Essa concepção é apresentada por Ghosh et al. (2015) e engloba redução de alguns fatores como custo, riscos a saúde e riscos ambientais.

O primeiro fator da manufatura sustentável é o custo. Estima-se que em torno de 17% do custo da usinagem é devido ao fluido de corte (WEINERT et al., 2004) enquanto que apenas 2% a 4% é devido a ferramenta (ATTANASIO et al., 2006).

O segundo fator importante são os riscos a saúde. Estudos que relacionam os danos a saúde são muito difíceis de se realizar, devido a quantidade de pessoas pesquisadas e ao longo tempo que determinadas doenças demoram a se manifestar (BENNETT, 1983). Pelas poucas pesquisas nessa área, os fluidos de corte podem, a longo prazo, causar câncer, dermatites e infecções por bactérias (KIPLING, 1977). Além de atingir diretamente as pessoas que trabalham com a manufatura, o fluido de corte pode contaminar a água estendendo assim os danos causados. Por isso há uma preocupação muito grande quanto a reutilização ou descarte do fluido de corte (BARADIE, 1996b).

Já os problemas ambientais são causados devido a dificuldade do fluido de corte ser absorvido na natureza (SOKOVIĆ; MIJANOVIĆ, 2001; GHOSH et al., 2015). O processo de reutilização ou descarte do fluido de corte é responsável por grande parte dos 17% do custo do fluido.

2.3.4 Utilização de Mínima Quantidade de Fluido de corte

Devido ao fluido de corte apresentar muitas desvantagens, a utilização da mínima quantidade possível de fluido é extremamente positiva, se tornando até um indicativo confiável de sustentabilidade na usinagem (NAJIHA; RAHMAN, 2014).

Como isso, desenvolveu-se uma técnica alternativa de lubrificação, chamada de Mínima Quantidade de Lubrificante ou *MQL*.

Na usinagem com *MQL* é utilizado uma pequena parcela de fluido misturado a uma grande quantidade de gás pressurizado. Essa pequena quantidade tem como papel lubrificar a interface cavaco-ferramenta, enquanto que o gás tem como função refrigerar e retirar o cavaco da região de corte. Esse método usa centenas ou milhares de vezes menos fluido (WAKABAYASHI, 2010).

Devido a baixa quantidade de lubrificante utilizada, essa técnica esta sendo empregada com sucesso em várias áreas como na indústria automotiva e aeroespacial. Por isso, vários estudos estão sendo conduzidos com relação a utilização do *MQL* na usinagem de materiais como aço (DHAR et al., 2006), titânio (RAHIM; SASAHARA, 2011) e alumínio (PUVANESAN et al., 2014). E também na aplicabilidade a diversos procesos, como os de

furação (PUVANESAN et al., 2014), torneamento (HADAD; SADEGHI, 2013) e fresamento (BRUNI et al., 2008).

2.3.4.1 Fluidos mais usados

Vários tipos de fluidos de corte podem ser aplicados na forma de *MQL*, incluindo fluidos sintéticos e óleos vegetais (BOUBEKRI et al., 2010). Porém os dois favoritos são os baseados em óleos, que são os álcoois de cadeia longa e os ésteres (MADHUKAR et al., 2016).

Os álcoois de cadeia longa, são os álcoois que possuem grande peso molecular, e são utilizados quando o efeito de lubrificação não é tão importante. Um exemplo disso seria a usinagem de materiais não ferrosos (MADHUKAR et al., 2016).

Já os ésteres, são utilizados onde o efeito de lubrificação é o mais desejado. Os processos onde mais são aplicados são os processos de fresamento, furação e torneamento (MADHUKAR et al., 2016).

Os ésteres acabam se destacando na aplicação em modo *MQL* devido a sua grande capacidade de absorção (criar camadas), que pode ser potencializada pelos compostos dissolvidos na atmosfera. A absorção nada mais é do que do que o processo de incorporação de algum elemento químico em contato com a superfície, esse fenômeno ocorre em três etapas de acordo com a faixa de temperatura, e acaba formando uma camada que melhora a lubrificação sobre a peça (BRINKSMEIER; WALTER, 2000) (ALVES et al., 2011). No caso da usinagem de aços, essa capacidade é potencializada na presença de oxigênio na atmosfera (WAKABAYASHI et al., 2007).

2.3.4.2 Características da aplicação

Os estudos sobre a aplicação do *MQL* são bem diversos abrangendo vários tipos de processos.

Min et al. (2005a) e Min et al. (2005b) estudaram a influência da atmosfera na usinagem com *MQL* de aços, e chegaram a conclusão que a atuação do *MQL* foi potencializada quando em conjunto de atmosferas com grande concentração de oxigênio. Já na usinagem do alumínio o oxigênio acaba aumentando a força de corte. Isso indica que o tipo de atmosfera influencia a performance de usinagem com *MQL*.

Já Biermann et al. (2012), estudou o desempenho do *MQL* na usinagem de furos, e apesar das simulações realizadas por ele concordarem muito bem com os resultados experimentais, a usinagem de furos com *MQL* aumentou a carga térmica na peça. Isso é um indício de que a temperatura na ferramenta também aumenta para esse tipo de usinagem.

Então o mesmo autor, Biermann e Iovkov (2013), em outro estudo, analisou a aplicação de *MQL* na furação profunda. Ele realizou uma série de experimentos a fim de

determinar as duas fontes de calor principais da usinagem, que são: o calor gerado na ponta da ferramenta, e o calor gerado devido ao atrito da ferramenta com as paredes do furo. Em seguida simulou apenas a geometria da broca com uma fonte de calor equivalente na ponta. A conclusão foi de que a carga térmica depende do tempo de usinagem. Ele ainda determinou o fluxo de calor usando uma simulação simples, e mostrou que devido a variação de remoção de material a geração de calor aumenta.

Com relação ao estudo das propriedades de refrigeração do *MQL* o trabalho de Kurgin et al. (2012) obteve o coeficiente de convecção. E constatou que a pequena quantidade de óleo misturado ao ar pressurizado tem pouca influência na capacidade do *MQL* em retirar calor do processo.

De um modo geral, segundo Wakabayashi (2010), a utilização do *MQL* não demonstra grande desvantagem com relação ao método tradicional. Apesar disso, para que o *MQL* seja comparado a aplicação de fluido de corte tradicional, é necessário que a usinagem com *MQL* ocorra sob uma atmosfera controlada. Isso faz com que seja mais custoso e complexo a implementação de tal modo de aplicação de fluido.

2.3.5 Otimização do uso de fluido de corte

Devido as dificuldades de implementação do *MQL* o ideal seria aplicar o fluido de maneira tradicional, porém fornecendo a quantidade exata de modo a não prejudicar o processo e nem desperdiçar fluido. Isso reduziria os problemas de sustentabilidade desse tipo de aplicação.

Tendo isso em vista, outros estudos foram conduzidos com o intuito de reduzir a quantidade de fluido de corte. Denkena et al. (2014), tentaram otimizar a aplicação de fluido de corte com o objetivo de reduzir os gastos com energia causado pelo bombeamento do fluido. Quando maior é a vazão do fluido mais energia é gasta para bombeá-lo. Desta maneira ele encontrou a vazão otimizada de 4,5 *L/min* como sendo a vazão que não afeta o desempenho de usinagem.

Já Alberdi et al. (2011) tentou otimizar o formato da biqueira com o intuito de melhorar a perda de carga e com isso diminuir o gasto energético. Ele conseguiu como resultado o formato de uma biqueira bem diferente do usual.

Uma outra alternativa que se torna bem importante no contexto atual é a abordagem apresentada neste trabalho. Ela consiste em estimar o valor do coeficiente de convecção do fluido, com o intuito de resfriar apenas o suficiente a ferramenta, evitando assim o desgaste prematuro. Isso resultaria também em redução do desperdício de fluido. Para que se possa determinar esse coeficiente, é de vital importância que se descubra como o calor, gerado na interface de corte, e a temperatura se distribuem pela ferramenta. Isso é feito por grande parte dos pesquisadores através de simulação numérica, devido as dificuldades experimentais.

2.4 Simulação da distribuição da temperatura na usinagem

O fluido de corte tem o objetivo de diminuir as temperaturas na ponta da broca, fazendo com que os danos causados por ela sejam menores. Porém, ainda é necessário prever a distribuição de calor e temperatura na ferramenta. Um modo efetivo de prever o calor e a temperatura para uma condição de corte específica, já que em usinagem é difícil se ter acesso a interface de corte, é através da simulação numérica. Os métodos numéricos para calcular a distribuição de temperatura de usinagem são (TAY, 1993):

- Método das Diferenças Finitas;
- Métodos Semi-Analíticos;
- Método dos Elementos Finitos.

2.4.1 Método das Diferenças Finitas

O primeiro autor a usar esse método foi Rapier (1954). Ele considerou que a peça, cavaco e a ferramenta são três diferentes regiões conectadas pelo plano de cisalhamento e pela interface cavaco-ferramenta. Primeiro calculou a distribuição de temperaturas por diferenças finitas na peça. Em seguida calculou a distribuição de temperaturas analiticamente no cavaco. E por fim a distribuição de temperatura também por diferenças finitas na ferramenta. As conclusões que ele obteve foram que o gradiente de temperatura perpendicular a interface cavaco-ferramenta é muito maior do lado do cavaco do que do lado da ferramenta. Com isso, concluiu que a maior parte do calor gerado na usinagem acaba realmente indo para o cavaco, confirmando a tendência sugerida por outros autores.

Os primeiros a considerar a distribuição de temperaturas no conjunto peça-cavaco-ferramenta como sendo um só sistema foram Dutt e Brewer (1965). Eles discretizaram a equação da energia para cada uma das três regiões. Considerando que eles sabiam a quantidade de calor gerado no plano de cisalhamento e na interface cavaco-ferramenta, porém desconheciam quanto desse calor fluía para cada lado da interface. O coeficiente que indica a quantidade de calor que flui para cada lado da interface é chamado de β . Na prática, resolver o problema como se fosse um só sistema diminui o número de incógnitas, e assim, pode-se descobrir posteriormente a distribuição de temperaturas e o valor de β .

Usui et al. (1978) usaram esse mesmo método de resolução, porém considerando que a geração e o transporte de calor ocorriam simultaneamente, seguido de um breve período onde havia apenas condução de calor. Com isso, acabaram confirmando alguns resultados experimentais através de simulação, o que os levou a estenderem suas pesquisas para modelos tridimensionais.

Então, Lazoglu e Altintas (2002) utilizam a técnica de diferenças finitas restringindo-se a resolver a equação da 1ª Lei da Termodinâmica em dois tipos diferentes de sistemas de coordenadas, cartesianas para o cavaco e cilíndricas para a ferramenta. Nesta abordagem não há preocupação com as temperaturas na peça.

2.4.2 Métodos Semi-Analíticos

O método consiste em obter alguns parâmetros do processo de usinagem por meio de experimentos, e então usar simulação ou algum método analítico para encontrar a distribuição de temperaturas e fluxos de calor.

Boothroyd et al. (1963) foi um dos autores que aplicaram esse método. Ele utilizou a fotografia em infra-vermelho para descobrir a distribuição de temperatura na superfície da peça, cavaco e ferramenta. Para obter essas distribuições de temperatura, fez-se necessário pré-aquecer a peça até 600°C para produzir luz infra-vermelha suficiente. Porém, pré-aquecer a peça modifica suas propriedades mecânicas, fazendo com que os resultados obtidos não sejam muito confiáveis. Além disso a temperatura foi medida nas superfícies e não se pode ter certeza de que elas representam o interior das peças. Ele ainda obteve o β para o plano de cisalhamento e comparando com Weiner (1955 apud TAY, 1993, p. 21) descobriu que os valores experimentais eram ligeiramente mais altos. Ele atribuiu isso ao fato do calor ser retirado da zona primária por convecção e condução, e ainda argumentou que quando a velocidade de corte aumenta, o efeito da condução diminui e o da convecção permanece o mesmo. Ele ainda, comparou seus resultados com os de Rapier (1954), e descobriu que Rapier super-estimava as temperaturas na interface cavaco-ferramenta. Atribuiu essa diferença ao fato de Rapier ter deslocado a geração de calor da zona secundária para a interface cavaco-ferramenta.

2.4.3 Método dos Elementos Finitos

Os autores que usaram esse método para obter a distribuição de temperaturas no conjunto peça, cavaco e ferramenta, utilizaram a equação de estado de mecânica dos sólidos, discretizada pelo método de elementos finitos, para obter a distribuição de temperatura.

Tay et al. (1974) resolveram o problema de distribuição de temperatura no cavaco, peça e ferramenta usando esse método em conjunto com uma série de simplificações. Uma indicação da acurácia obtidas por eles, foi que a soma total das taxas de calor obtidas ficaram dentro da margem de 2.6% do consumo de energia medida no processo (TAY, 1993). Os valores conseguidos para β por esse método foram muito próximos dos encontrados pelo autor Boothroyd et al. (1963). Apesar do método de Tay et al. (1974) ser bem preciso, ele requer para cada condição de usinagem, dados experimentais como: a velocidade, taxa de deformação e tensões. Foi daí que surgiu a necessidade de desenvolver

um método no qual velocidade, taxa de deformação e tensões sejam obtidos através de dados básicos do processo. Então, Tay et al. (1974) propuseram uma equação hiperbólica que descreve o fluxo de material na zona primária, e com isso obtiveram as velocidades, deformações e tensões em termos dos parâmetros básicos de usinagem.

Muraka et al. (1979) também fizeram pesquisas usando o método de elementos finitos visando estudar a influência da temperatura nas variáveis de processo, na condutividade térmica e do uso de fluido refrigerante.

Stevenson et al. (1983) usaram o método metalográfico para prever a distribuição de temperatura na usinagem, e compararam com o programa de elementos finitos produzido por Tay et al. (1974). Com a taxa de deformação calculada através da equação hiperbólica para prever as velocidades, deformações e tensões Tay (1973 apud TAY, 1993, p. 26), ele acabou obtendo uma boa concordância com os resultados experimentais.

Tu et al. (2013) estudou a temperatura de usinagem aplicada a furação de ossos, utilizando o método de elementos finitos. Seu objetivo era prever o pico de temperatura nas proximidades do furo, os resultados obtidos foram de grande precisão, o que demonstra a grande aplicabilidade desse método.

2.5 Métodos de determinação do coeficiente de convecção para a simulação

Geralmente as simulações para descobrir a distribuição de temperaturas de usinagem são realizadas a seco, ou seja, o coeficiente de convecção que é usado como condição de contorno é o do ar, e não o do fluido de corte. Porém o coeficiente de convecção do fluido de corte (\bar{h}_{fluido}) é extremamente importante para produzir resultados realistas nas simulações, e para determinar a quantidade de fluido de corte necessária para uma condição de usinagem especificada. Por esta razão alguns autores tentaram encontrar o valor do \bar{h}_{fluido} utilizando geometrias simples.

Childs et al. (1988) analisou o processo simples de torneamento para obter os valores do coeficiente de convecção do fluido, os resultados obtidos por ele mostram que o \bar{h}_{fluido} fica entre 1000 a 10000 $\frac{W}{m^2K}$.

Porém, para a broca não há estudos para o levantamento do \bar{h}_{fluido} do fluido devido a sua geometria complexa. O fato de que a broca, além de possuir superfície complexa, girar em torno de seu próprio eixo, torna qualquer procedimento experimental para medir as temperatura algo muito complexo.

O valor de \bar{h}_{fluido} é extremamente necessário na determinação da distribuição de temperatura feita a partir de modelo numérico. Logo, alguns métodos de determinação do \bar{h}_{fluido} serão abordados a seguir

Há vários métodos de resolução que podem ser empregados para encontrar o valor

de \bar{h}_{fluido} , esses métodos variam de acordo com algumas variáveis do problema, como: o número de incógnitas; geometria do problema e estratégias de minimização de erros. Os principais métodos são descritos a seguir.

2.5.1 Método puramente experimental

O método puramente experimental consiste em obter o valor do coeficiente de convecção do fluido sem o auxílio de modelamento numérico. Zdanski et al. (2015) estudou o caso de um trocador de calor de aletas circulares. Esse trocador de calor foi alocado em um túnel de vento. Para que o fluxo de ar não seja laminar foram utilizados promotores de turbulência. O estudo consistiu em medir a temperatura nas superfícies dos dutos utilizando termopares, e a velocidade e temperatura do ar utilizando anemômetros. Após essas medições, para que o valor líquido do calor transferido ao fluido seja calculado de modo adequado, foram descontados as parcelas de dissipação de calor por radiação. Com isso, pôde-se chegar ao valor de *Nusselt* e conseqüentemente ao coeficiente de convecção do fluido sobre os tubos do trocador de calor.

Prinz e Bamberger (1989) determinaram experimentalmente os valores do coeficiente de convecção de um jato de ar misturado com fluido aplicado ao torneamento de cobre.

2.5.2 Método puramente numérico

O método puramente numérico consiste em resolver o problema do coeficiente de convecção através de modelo computacional.

Um autor que adotou essa técnica foi Diani et al. (2013). Ele utilizou o método de volumes finitos para resolver as equações de: *Navier-Stokes*, continuidade e da energia numericamente, e com isso relacionar os resultados afim de obter o coeficiente de convecção sobre uma determinada superfície. O estudo conduzido por ele utiliza essa abordagem para descobrir o coeficiente de convecção do fluido sobre dois tipos de aletas usadas em dispositivos eletrônicos.

Childs et al. (1988) utilizou o métodos de elementos finitos para determinar esse coeficiente do fluido. Ele determinou os valores do coeficiente de convecção para o processo de torneamento utilizando exclusivamente esse método.

2.5.3 Método híbrido

Os métodos híbridos aplicados ao problema de condução de calor podem ser de dois tipos. Os métodos chamados de Problema de Transferência de Calor Inverso (em inglês *Inverse Heat Conduction Problems* ou *IHCP*)(CHEN et al., 2001), que são iterativos, e os métodos híbridos diretos que utilizam dados experimentais como condições de contorno.

O método *IHCP* consiste em:

- Passo 1: Arbitrar o valor da condição de contorno desconhecida;
- Passo 2: Resolver o problema numericamente de forma direta;
- Passo 3: Medir numéricamente, sobre a superfícies cuja condição de contorno é desconhecida, os valores de temperatura ou o fluxo de calor;
- Passo 4: Comparar a medida numérica e a medida experimental calculando o erro entre elas.
- Passo 5: Usar algum critério de convergência que sinalize quando a acurácia exigida seja atingida, se for atingida o próximo passo é desnecessário;
- Passo 6: Se a condição anterior não for satisfeita deve-se usar algum método de minimização de erros para estipular o próximo valor da condição de contorno desconhecida;
- Passo 7: Com o próximo valor da condição de contorno determinado, deve-se voltar ao Passo 1;

Os autores Chen e Hsu (2007) e Chen e Wu (2008) resolvem o problema de *IHCP* para geometrias simples e bidimensionais onde há apenas uma condição de contorno como incógnita. No caso dessas duas referências a única variável a ser determinada era o fluxo de calor devido a convecção em uma das faces da geometria. Já os autores Chen et al. (2001) e Chen e Wu (2006) resolveram o problema cuja a única variável a ser determinada era uma condição de contorno de temperatura. E por último o autor Chen et al. (2002) aplicou o método a um problema de geometria simples, porém para o caso onde eram desconhecidas duas condições de contorno de temperatura. Para se obter os valores das incógnitas de cada um dos problema citados os autores utilizaram o método de minimização de erros por mínimos quadrados para reduzir os erros em cada iteração.

Até agora as referências citadas resolveram o problema de *IHCP* para geometrias bidimensionais com superfícies simples, no entanto os autores Huang e Chen (2000) resolveram o problema de *IHCP* em regime transiente para geometrias tridimensionais com superfícies complexas. A diferença entre esse estudo e os anteriores é que as estimativas da condição de contorno desconhecida, para cada iteração, é calculada com base em perturbações inseridas no modelo numérico. O modelo numérico é resolvido por um *software* comercial e o método de minimização de erros utilizado é o método dos gradientes.

Abordagens que não utilizam modelo numérico também podem fazer uso do método de *IHCP*, esse é o caso do trabalho de Yang et al. (1997), que aplicou o método de *IHCP* para um cilindro oco usando uma formulação matematicamente direta sem o auxílio de *software*.

2.6 Contexto do trabalho

Nesse contexto, onde a temperatura diminui a vida útil da ferramenta e o fluido de corte é utilizado em grande quantidade para diminuir esses efeitos. Porém, a utilização deste trás inúmeros malefícios. Surge a necessidade de descobrir a quantidade exatada de fluido de corte que se deve usar em uma determinada situação de usinagem. Pois essa é uma das alternativas de utilização de fluido de corte pouco estudadas

Para isso utiliza-se a simulação numérica como um meio eficiente de prever as temperaturas e conseqüentemente a quantidade de fluido de corte necessária.

Porém, para que a simulação seja realista uma das condições de contorno é o valor do coeficiente de convecção do fluido de corte. Por isso é necessário prever esse coeficiente de convecção. Logo, as temperaturas obtidas da simulação são vinculadas ao coeficiente do fluido.

Por isso deve-se desenvolver um método para obter esse coeficiente de modo simples e então analisar quais são as variáveis de usinagem que interferem nesse valor.

O método utilizado neste trabalho será o método híbrido, que é um método que utiliza dados experimentais e numéricos para se obter esse coeficiente.

Capítulo 3

Embasamento Teórico

A avaliação da troca térmica entre o fluido e o corpo helicoidal da broca se resume a determinação do coeficiente de convecção do fluido de corte \bar{h}_{fluido} . Para isso, deve-se analisar a transferência de calor ocasionado pela distribuição de temperaturas sobre a superfície da broca. Essa distribuição de temperaturas é uma consequência direta da geração de calor ocorrida durante o processo de usinagem, e que se dá na interface entre a peça e a ferramenta. Nesse contexto torna-se importante uma análise prévia do processo físico responsável pela geração e dissipação desse calor.

Para que a determinação do valor de \bar{h}_{fluido} seja aplicado a situações de furação genéricas, deve-se obter também o parâmetro adimensional *Nusselt*. Esse parâmetro facilita a comparação dos valores de \bar{h}_{fluido} , como por exemplo, para brocas de diferentes diâmetros em futuros trabalhos.

Com base no processo de furação e nas maneiras de obter os valores de \bar{h}_{fluido} apresentadas no capítulo do estado da arte, o método mais apropriado para a determinação de $\overline{N_{UL}}$ e \bar{h}_{fluido} é o método híbrido. Esse método será empregado neste trabalho, pois para o método puramente numérico seria necessário modelar as condições de refrigeração complexas em torno da broca, e para o método experimental seria necessário medir vários valores de temperatura ou fluxo de calor sobre a superfície da ferramenta. Isso acabaria interferindo na próprio valor das grandeza envolvidas. Logo, o método numérico experimental (híbrido) oferece um equilíbrio entre essas duas abordagens.

Devido ao pequeno domínio simulado da broca e portanto da impossibilidade de se alocar vários termopares na sua superfície, o método híbrido utilizado não será iterativo, mas sim direto.

3.1 Aplicação do método híbrido na determinação de $\overline{N_{UL}}$ e \bar{h}_{fluido} .

Para a aplicação do método híbrido na determinação do *Nusselt* médio $\overline{N_{UL}}$ e do coeficiente de convecção do fluido \bar{h}_{fluido} , é preciso partir das equações que determinam essas grandezas. O objetivo de começar dessa maneira é o de organizar a abordagem híbrida de maneira adequada. Logo, as equações são definidas a seguir.

3.1.1 Equação do coeficiente médio de convecção

Para calcular o valor de \bar{h}_{fluido} sobre a superfície que entrará em contato com o fluido de corte, utiliza-se a seguinte equação

$$\bar{h}_{fluido} = \frac{Q_{(broca-fluido)}}{A_{(broca-fluido)}(\bar{T}_{(broca-fluido)} - \bar{T}_{(fluido)}),} \quad (3.1.1)$$

no qual $A_{(broca-fluido)}$, $\bar{T}_{(broca-fluido)}$ e $Q_{(broca-fluido)}$ são respectivamente a área da superfície exposta ao fluido, a temperatura média e o calor que sai da broca nessa superfície. A variável $\bar{T}_{(fluido)}$ é a temperatura média do fluido.

3.1.2 Equação do *Nusselt* médio

O valor de *Nusselt* médio é dado pela equação de Bergman et al. (2011)

$$\overline{N_{UL}} = \frac{\bar{h}_{fluido} L_{característico}}{\bar{k}_{agua}}, \quad (3.1.2)$$

onde $L_{característico}$ e \bar{k}_{agua} , são obtidos no apêndice A com base em \bar{T}_{filme} que é a temperatura média do filme de fluido sobre a superfície da broca. Onde $L_{característico}$, que é o comprimento característico e \bar{T}_{filme} são definidos respectivamente por

$$L_{característico} = \frac{V_{(broca-total)}}{A_{(broca-total)}} \quad \text{e} \quad (3.1.3)$$

$$\bar{T}_{filme} = \frac{\bar{T}_{(broca-fluido)} + \bar{T}_{(fluido)}}{2}, \quad (3.1.4)$$

no qual $V_{(broca-total)}$ e $A_{(broca-total)}$ são respectivamente, o volume total e a área total superficial da broca. Logo, substituindo a Equação 3.1.1 na Equação 3.1.2 tem-se que

$$\overline{N_{UL}} = \frac{Q_{(broca-fluido)} L_{característico}}{A_{(broca-fluido)}(\bar{T}_{(broca-fluido)} - \bar{T}_{(fluido)}) \bar{k}_{agua}}. \quad (3.1.5)$$

3.1.3 Procedimento numérico experimental

Para que as Equações 3.1.1 e 3.1.5 sejam resolvidas através de metodologia híbrida, deve-se seguir o seguinte procedimento:

1. Parte experimental:

- (a) Para cada experimento realizado deve-se encontrar o valor do calor que sai da broca $Q_{(broca-fluido)}$, a temperatura do fluido de corte $\bar{T}_{(fluido)}$, e ainda, a temperatura da base da broca $T_{(base)}$. Essa última temperatura será necessária como condição de contorno no modelo numérico juntamente com o valor de $Q_{(broca-fluido)}$;

2. Parte numérica:

- (a) Partindo-se do modelo *CAD* da broca pode-se encontrar o valor da área total superficial e do volume total da broca $A_{(broca-total)}$ e $V_{(broca-total)}$;
- (b) Calcular, através de simulação, o valor da temperatura média de sua superfície $\bar{T}_{(broca-fluido)}$. As condições de contorno para simulação serão definidas experimentalmente;
- (c) Com $\bar{T}_{(broca-fluido)}$ e $\bar{T}_{(fluido)}$ definidos, calcular a temperatura de filme do fluido \bar{T}_{filme} ;
- (d) Com \bar{T}_{filme} , encontra-se o valor de \bar{k}_{agua} no apêndice A.

3. Parte analítica:

- (a) Após esses passos, com os valores de $Q_{(broca-fluido)}$, $\bar{T}_{(broca-fluido)}$, $\bar{T}_{(fluido)}$, $A_{(broca-total)}$, $V_{(broca-total)}$, \bar{k}_{agua} e $L_{característico}$ pode-se resolver a Equação 3.1.1 e 3.1.5 obtendo os valores de $\overline{N_{UL}}$ e \bar{h}_{fluido} .

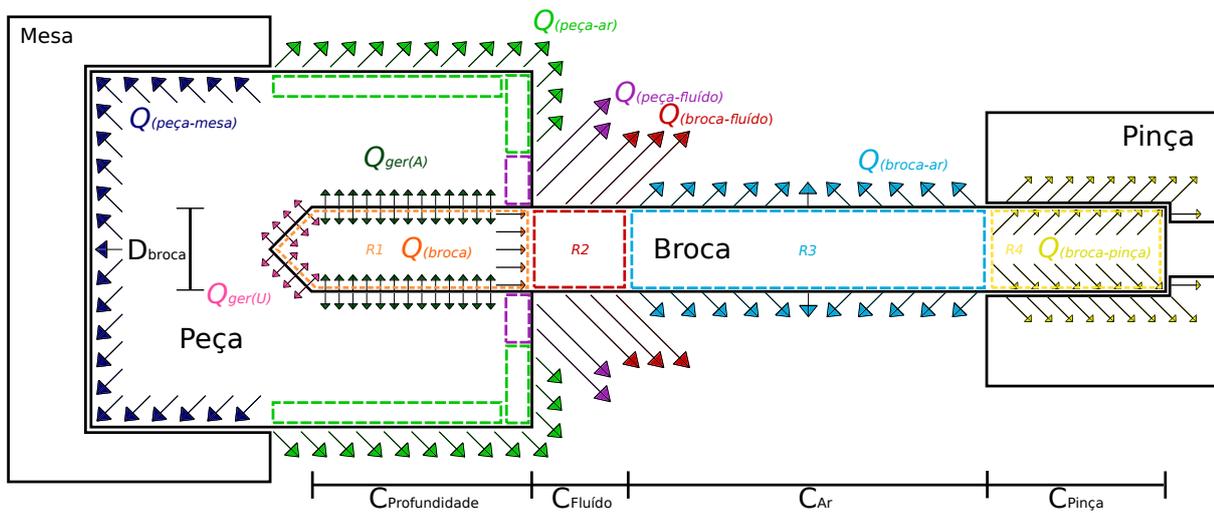
Nesse ponto faz-se necessário encontrar a equação de governo do domínio da broca, com o objetivo de calcular o valor da temperatura média sobre a superfície na região exposta ao fluido. Para isso, deve-se antes apresentar e simplificar o modelo térmico do processo de furação. Isso reduzirá o esforço computacional e fará com que o aparato experimental seja o mais simples possível.

3.2 Modelo térmico do processo de furação

O modelo térmico do processo de furação é apresentada na Figura 3.1. Na interface da região *R1* com a peça, a maior parcela de calor gerado é originária de $Q_{ger(U)}$, que é o calor gerado nas zonas primárias e secundárias devido ao processo de usinagem. Essas duas zonas são explicadas com detalhes no capítulo do estado da arte. A outra parcela de calor

é o $Q_{ger(A)}$, que é o calor gerado pelo atrito entre a guia da broca e a superfície usinada. Como a broca penetra na peça, o valor de $Q_{ger(A)}$ aumenta devido ao comprimento de contato com a superfície do furo, $C_{Profundidade}$, também aumentar. Há ainda uma terceira parcela de calor, que é o calor trocado entre o cavaco que sai da região de usinagem e as superfícies helicoidais da broca. Essas três parcelas de calor são responsáveis pelo aquecimento da broca durante a usinagem. Parte do calor gerado é transferido para a broca principalmente por condução. O balanço de energia na região $R1$ resulta em uma parcela de calor $Q_{(broca)}$ que será conduzida para o restante da broca.

Figura 3.1: Modelo térmico do processo de furação.



Fonte: produção do próprio autor.

No interior da peça, o calor gerado na região $R1$ é dissipado de três maneiras distintas:

- Por condução para a mesa, $Q_{(peça-mesa)}$;
- Por convecção natural para o ar, $Q_{(peça-ar)}$;
- Por convecção forçada para o fluido refrigerante, $Q_{(peça-fluido)}$.

Apesar do processo gerar muito calor, essas quantidades são pequenas, pois cerca de 75% do calor gerado vai para o cavaco (TAY, 1993). Esse cavaco é removido da região $R1$ pelos canais helicoidais da broca.

A região $R2$ é marcada pela interação com o fluido de corte, espera-se que a maior parte do calor $Q_{(broca)}$ seja dissipada por essa interação na forma de $Q_{(broca-fluido)}$.

O restante do calor passa para a região $R3$ e $R4$ onde são dissipados respectivamente por convecção forçada com o ar, na forma de $Q_{(broca-ar)}$, e por condução para a pinça, na forma de $Q_{(broca-pinça)}$.

Espera-se que as regiões que dissipam maior quantidade de calor são as regiões $R2$ e $R3$, devido a proximidade com a região de geração de calor e da interação com o fluido. Para obter o valor de $\overline{N_{UL}}$ e \bar{h}_{fluido} deve-se tomar como região principal de análise a região $R2$. Para que essas duas grandezas sejam estimadas de modo a otimizar o modelo numérico e simplificar o aparato experimental, uma série de simplificações nesse modelo térmico devem ser implementadas.

3.2.1 Simplificações do modelo

As simplificações realizadas no modelo térmico são mostradas na Figura 3.2, e os motivos para a implementação de cada uma delas são descritos a seguir:

Consideração I: Como a região de interesse é a $R2$, substituí-se a região $R1$ por uma fonte de calor artificial definida por $Q_{(broca)}$. O valor dessa fonte de calor equivalente será calculada de modo indireto com base no aparato experimental apresentado no capítulo 4;

Consideração II: No processo real de furação, a broca gira enquanto a biqueira que joga fluido de corte sobre a superfície $R2$ fica parada, porém, por motivos de instrumentação, essa relação será invertida, ou seja, a broca ficará estática durante os experimentos e a biqueira é que irá girar. Logo, a região $R4$ será redefinida. O que acaba resultando na região $R5$, que é a união entre as regiões $R3$ e $R4$. Isso ocorre pois sem rotação durante os experimentos, não será mais necessário o uso da pinça para segurar a broca;

Consideração III: Como o valor de $Q_{(broca-ar)}$ é desconhecido, uma boa alternativa é isolar a região $R5$ para evitar que qualquer consideração sobre o valor de $Q_{(broca-ar)}$ seja efetuada.

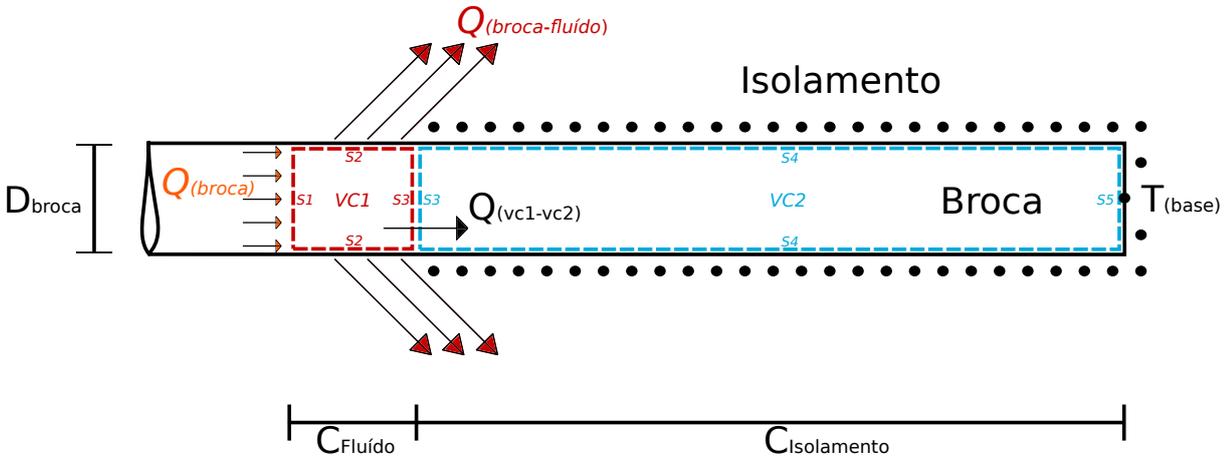
Os volumes de controle VC_1 e VC_2 delimitam as regiões $R2$ e $R5$, que são as principais regiões envolvidas no problema. O valor de $Q_{(vc1-vc2)}$, que é a quantidade de calor que passa do VC_1 para o VC_2 , só existe antes do sistema atingir o regime permanente. Além disso, para a simplificação da Figura 3.2, como $Q_{(vc1-vc2)}$ é igual a 0 em regime permanente, e segundo a primeira lei da termodinâmica, tem-se que

$$Q_{(broca-fluido)} = Q_{(broca)}. \quad (3.2.6)$$

Logo, o único volume de controle que passa a interessar é o VC_1 .

Por motivos de estabilidade numérica, é importante medir a temperatura em algum ponto da broca para incluí-la posteriormente no modelo de simulação. Deste modo,

Figura 3.2: Aplicação das simplificações no modelo térmico.

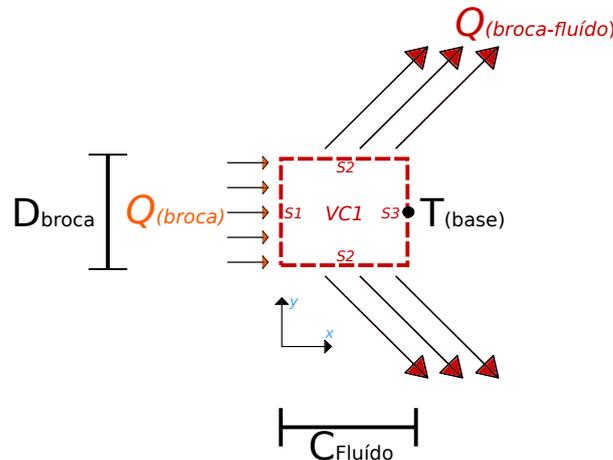


Fonte: produção do próprio autor.

escolhe-se como ponto de medição a base da broca, cuja temperatura é designada por $T_{(base)}$. A escolha desse local se deve a ele estar longe do gradiente de temperatura que é esperado na superfície $S2$ do volume de controle VC_1 . Como o volume de controle VC_2 está isolado, a temperatura medida na base da broca também tem o mesmo valor na superfície $S3$ do volume de controle VC_1 .

Com isso, determinar o valor médio de *Nusselt* e do coeficiente médio de convecção para o processo de furação, resume-se a um problema da transferência de calor em sólido de geometria complexa. O modelo geral para o volume de controle VC_1 é mostrado na Figura 3.3.

Figura 3.3: Volume de controle e condições de contorno que delimitam o trecho da broca de interesse.



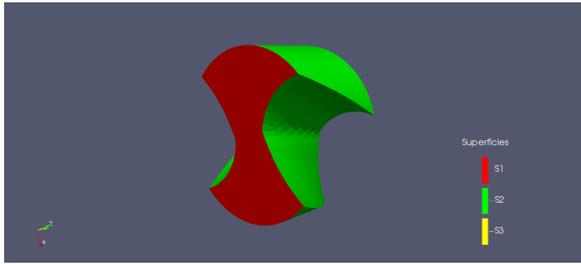
Fonte: produção do próprio autor.

Onde $S1$ é a superfície transversal do volume de controle por onde o calor $Q_{(broca)}$ entra na broca, $S2$ é a superfície lateral do volume de controle por onde o calor $Q_{(broca-fluido)}$ sai da broca e $S3$ é a superfície transversal do volume de controle onde é imposta um temperatura prescrita $T_{(base)}$. A superfície $S2$ é extremamente complexa. Esse é um dos motivos do método puramente experimental não ser aplicado, pois a complexidade da geometria dificulta muito a instrumentação para a medição da temperatura nessa superfície. A complexidade dessas superfícies podem ser vistas com o auxílio do modelo *CAD* da broca apresentado na Figura 3.4.

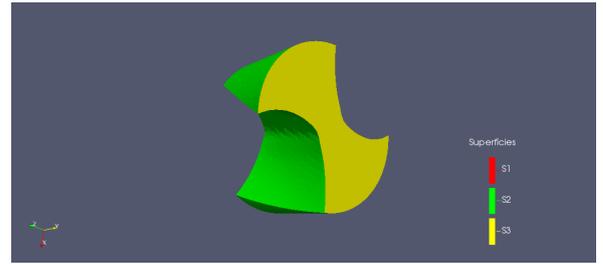
3.2.2 Condições de contorno

Em resumo, as condições de contorno finais para o modelo numérico da broca apresentado na Figura 3.4.

Figura 3.4: Modelo do volume de controle VC_1 . Na Figura 3.4(a) são mostradas as superfícies $S1$ e $S2$ e na Figura 3.4(b) são mostradas as superfícies $S2$ e $S3$.



(a) Representação *CAD* frontal do VC_1 .



(b) Representação *CAD* traseira do VC_1 .

Fonte: produção do próprio autor.

- Para a superfície $S1$, Figura 3.4(a): Há a quantidade de calor $Q_{(broca)}$ prescrita devido ao calor gerado na ponta da broca durante a usinagem,

$$A_{(S1)}k \frac{\partial T}{\partial S} \Big|_{S=S1} = Q_{(broca)}. \quad (3.2.7)$$

- Para a superfície $S2$, Figura 3.4(a) e 3.4(b): Há a quantidade de calor dado por $Q_{(broca-fluido)} = Q_{(broca)}$ prescrita devido a convecção forçada do fluido de corte,

$$A_{(S2)}k \frac{\partial T}{\partial S} \Big|_{S=S2} = -Q_{(broca)}. \quad (3.2.8)$$

- Para a superfície $S3$, Figura 3.4(b): Há a temperatura prescrita cujo valor é igual a $T_{(base)}$,

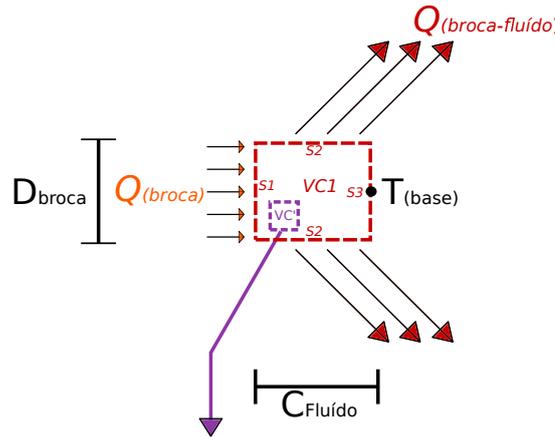
$$T \Big|_{S=S3} = T_{(base)}. \quad (3.2.9)$$

Essas condições de contorno, devido ao método híbrido, serão obtidas experimentalmente, e o cálculo de $Q_{(broca)}$ será mostrado no capítulo sobre o aparato experimental (capítulo 4). Deste modo, com as simplificações do modelo térmico que culminaram no volume de controle mostrado na Figura 3.3, e com as condições de contorno definidas, pode-se encontrar a equação que governa a distribuição de temperatura no VC_1 , com o propósito de calcular o valor de $\bar{T}_{(broca-fluido)}$.

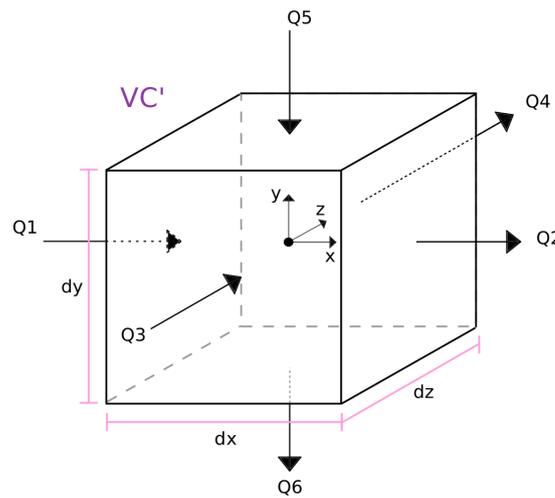
3.2.3 Equação de governo do volume de controle VC_1

A partir da simplificação do modelo térmico, mostrado na Figura 3.3, retira-se um volume de controle genérico VC' , que é apresentado na Figura 3.5(a), com o intuito de se obter a equação diferencial de governo.

Figura 3.5: Domínio do problema e aplicação do volume de controle genérico VC' .



(a) Domínio do problema.



(b) Volume de controle genérico, VC' , aplicado ao problema.

Fonte: produção do próprio autor.

Apesar do volume de controle VC' da Figura 3.5(b) ser hexagonal e ortogonal, qualquer outro formato poderia ter sido usado (MURTHY; MATHUR, 2002). Então aplicando-se um balanço de energia pela primeira lei da termodinâmica ao volume de controle, tem-se que

$$Q_1 - Q_2 + Q_3 - Q_4 + Q_5 - Q_6 = 0, \quad (3.2.10)$$

Onde Q_1 , Q_2 , Q_3 , Q_4 , Q_5 e Q_6 são os fluxos de calor que entram por condução no volume de controle VC' . Esses fluxos são dados por

$$Q_1 = A_x q_{k_x} \Big|_{\left(x - \frac{dx}{2}\right)}, \quad (3.2.11)$$

$$Q_2 = A_x q_{k_x} \Big|_{\left(x + \frac{dx}{2}\right)}, \quad (3.2.12)$$

$$Q_3 = A_y q_{k_y} \Big|_{\left(y - \frac{dy}{2}\right)}, \quad (3.2.13)$$

$$Q_4 = A_y q_{k_y} \Big|_{\left(y + \frac{dy}{2}\right)}, \quad (3.2.14)$$

$$Q_5 = A_z q_{k_z} \Big|_{\left(z - \frac{dz}{2}\right)}, \quad (3.2.15)$$

$$Q_6 = A_z q_{k_z} \Big|_{\left(z + \frac{dz}{2}\right)}, \quad (3.2.16)$$

sendo que q_{k_x} , q_{k_y} , q_{k_z} , A_x , A_y e A_z significam respectivamente a troca de calor por condução e as áreas das faces dos volumes de controle nas direções x, y e z.

Logo, substituindo de 3.2.11 a 3.2.16 em 3.2.10, tem-se que

$$A_x \left[q_{k_x} \Big|_{\left(x - \frac{dx}{2}\right)} - q_{k_x} \Big|_{\left(x + \frac{dx}{2}\right)} \right] + A_y \left[q_{k_y} \Big|_{\left(y - \frac{dy}{2}\right)} - q_{k_y} \Big|_{\left(y + \frac{dy}{2}\right)} \right] + A_z \left[q_{k_z} \Big|_{\left(z - \frac{dz}{2}\right)} - q_{k_z} \Big|_{\left(z + \frac{dz}{2}\right)} \right] = 0. \quad (3.2.17)$$

Para a Equação 3.2.17 as seguintes considerações serão feitas:

- 1) Volume de controle infinitesimal e estacionário;
- 2) As áreas apresentadas na Equação 3.2.17 são definidas por

$$A_x = dydz \quad (m^2), \quad (3.2.18)$$

$$A_y = dzdx \quad (m^2) \quad \text{e} \quad (3.2.19)$$

$$A_z = dxdy \quad (m^2). \quad (3.2.20)$$

- 3) O processo de transferência de calor é o de condução tridimensional que é dado pela lei de Fourier (BERGMAN et al., 2011):

$$q_{k_x} = -k \frac{\partial T}{\partial x} \left(\frac{W}{m^2} \right), \quad (3.2.21)$$

$$q_{k_y} = -k \frac{\partial T}{\partial y} \left(\frac{W}{m^2} \right) \quad \text{e} \quad (3.2.22)$$

$$q_{k_z} = -k \frac{\partial T}{\partial z} \left(\frac{W}{m^2} \right). \quad (3.2.23)$$

Aplicando as considerações anteriores na Equação 3.2.17, e empregando a série de *Taylor* para descrever a temperatura utilizando-se os termos de primeira ordem, chega-se a seguinte equação de governo

$$\vec{\nabla} \bullet k \vec{\nabla} T = 0. \quad (3.2.24)$$

A Equação 3.2.24 é a que governa o comportamento da temperatura no domínio da broca, e é a partir dela que irá ser calculado o valor de $\bar{T}_{(broca-fluido)}$.

Capítulo 4

Aparato experimental

O objetivo desse capítulo é o de demonstrar como serão obtidos todos os valores que completarão os modelos numéricos e analíticos do capítulo do embasamento teórico, afim de determinar o valor de \bar{h}_{fluido} e $\overline{N_{UL}}$.

Como o intuito desse trabalho é o de realizar uma série de experimentos para verificar a influência da rotação da broca e a vazão do fluido de corte no coeficiente de convecção \bar{h}_{fluido} e no $\overline{N_{UL}}$. O aparato experimental deve ser construído de modo a facilitar todas as medições dessas variáveis.

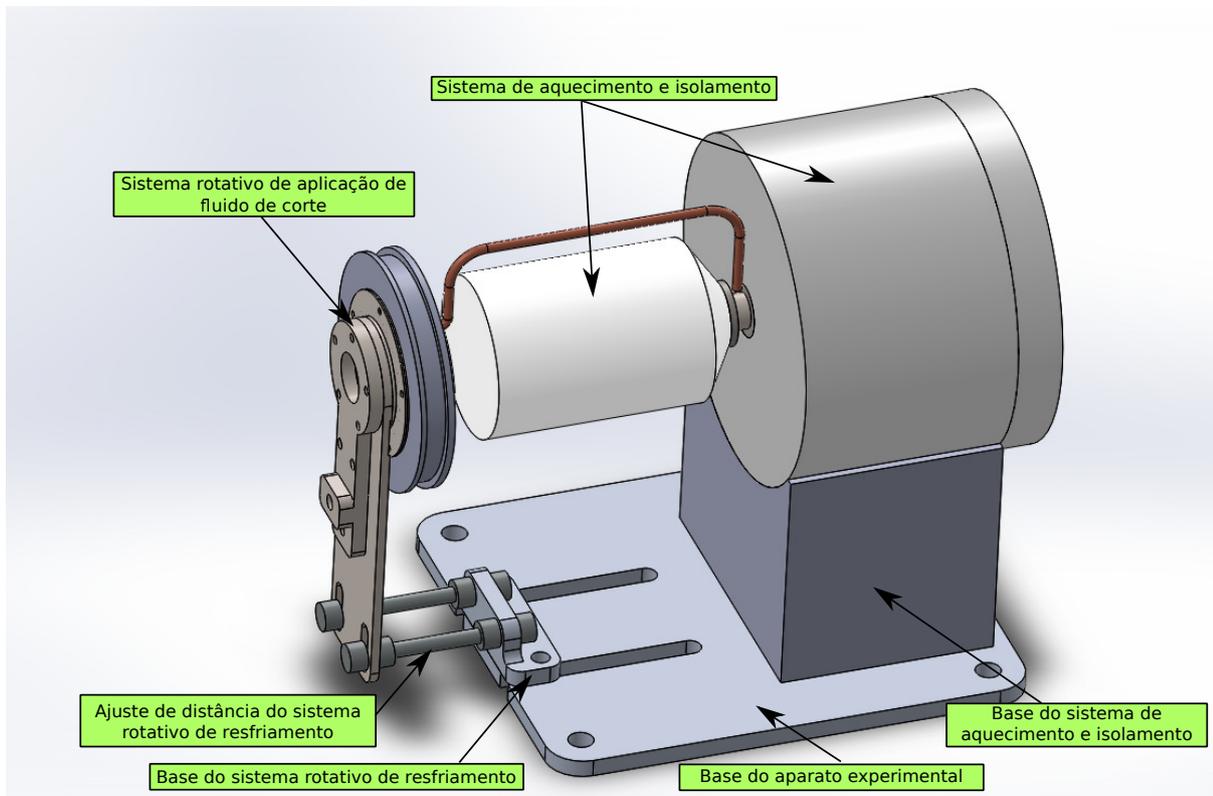
4.1 Componentes do aparato experimental

O aparato experimental com a descrição dos seus principais conjuntos pode ser visto na Figura 4.1.

Na figura é possível ver que além dos componentes principais do aparato, que são o sistema rotativo de aplicação do fluido de corte e o sistema de aquecimento e isolamento, existem ainda outros sistemas, como o ajuste de distância, o suporte da base da biqueira, a base do aparato e a base do sistema de aquecimento. O sistema rotativo de resfriamento foi projetado de modo a substituir a rotação da ferramenta pela rotação da biqueira, isso também facilita a substituição do calor gerado pela usinagem por uma fonte de calor artificial. Deste modo a broca fica parada, facilitando a medição de todas as variáveis necessárias.

A vista geral do aparato experimental montado em laboratório é mostrada na Figura 4.2.

Figura 4.1: Modelo em *CAD* do aparato experimental mostrando os sistemas de aquecimento e isolamento e o sistema de resfriamento.

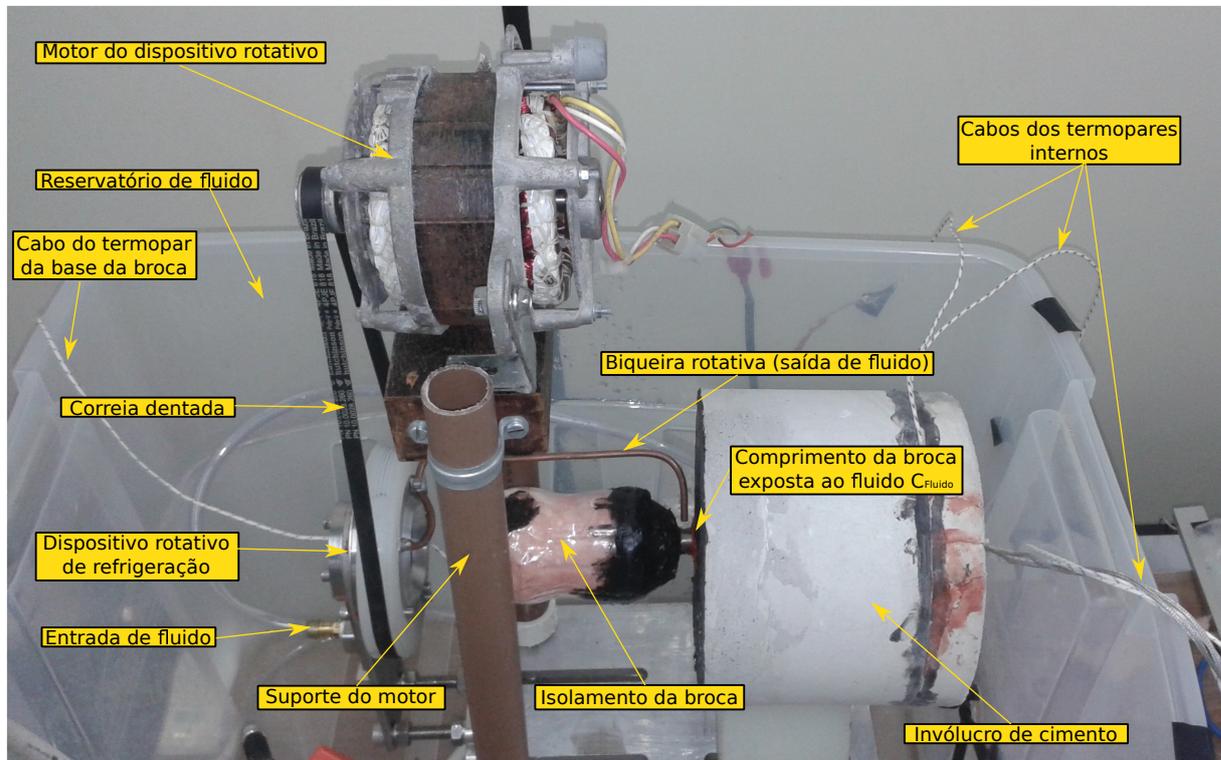


Fonte: produção do próprio autor.

Na Figura é possível ver os seguintes componentes: a correa dentada, que faz a transmissão da rotação do motor para o dispositivo rotativo de aplicação de fluido; o suporte do motor, que é o responsável por manter a correa estendida; e o motor elétrico, que faz o dispositivo girar. O aparato experimental consiste, basicamente, de quatro sistemas:

- Sistema de aquecimento e isolamento;
- Sistema rotativo de refrigeração;
- Sistema de controle elétrico;
- Sistema de bombeamento e coleta de fluido.

Figura 4.2: Foto da parte externa do aparato experimental com a descrição de alguns de seus componentes.



Fonte: produção do próprio autor.

4.1.1 Sistema de aquecimento e isolamento

O sistema de aquecimento e isolamento com todos os seus componentes pode ser visto na Figura 4.3. Esse sistema é formado por alguns componentes básicos. O primeiro é o invólucro de cimento refratário. Ele tem como função principal isolar termicamente o conjunto interno de aquecimento diminuindo as perdas para o ambiente. Além disso, o invólucro proporciona rigidez mecânica contra vibrações e proteção contra a água.

A resistência elétrica, que tem a função de substituir a fonte de calor original do processo de usinagem. Desse modo, a quantidade de calor pode ser bem controlada e medida através de um controle elétrico que regula a tensão U e a corrente i na resistência;

O isolamento térmico interno tem a função de isolar termicamente o invólucro de cimento refratário de modo a diminuir as perdas para o ambiente. Essa manta tem um coeficiente de condução muito baixo e é inserida ao redor de toda a resistência.

A função do núcleo de aço *SAE 1020* é a de transmitir o calor gerado na resistência para a ponta da broca.

O elemento mais importante é a broca. Ela possui diâmetro D_{broca} e comprimento L_{broca} , atravessa o invólucro fazendo com que apenas o comprimento L_{ext} fique para fora dele. Do comprimento L_{ext} apenas uma pequena parte fica exposta ao fluido de corte. Esse comprimento é definido como o comprimento C_{Fluido} . O restante do comprimento L_{ext} definido por $C_{Isolamento}$, fica isolado dentro de um compartimento com manta térmica.

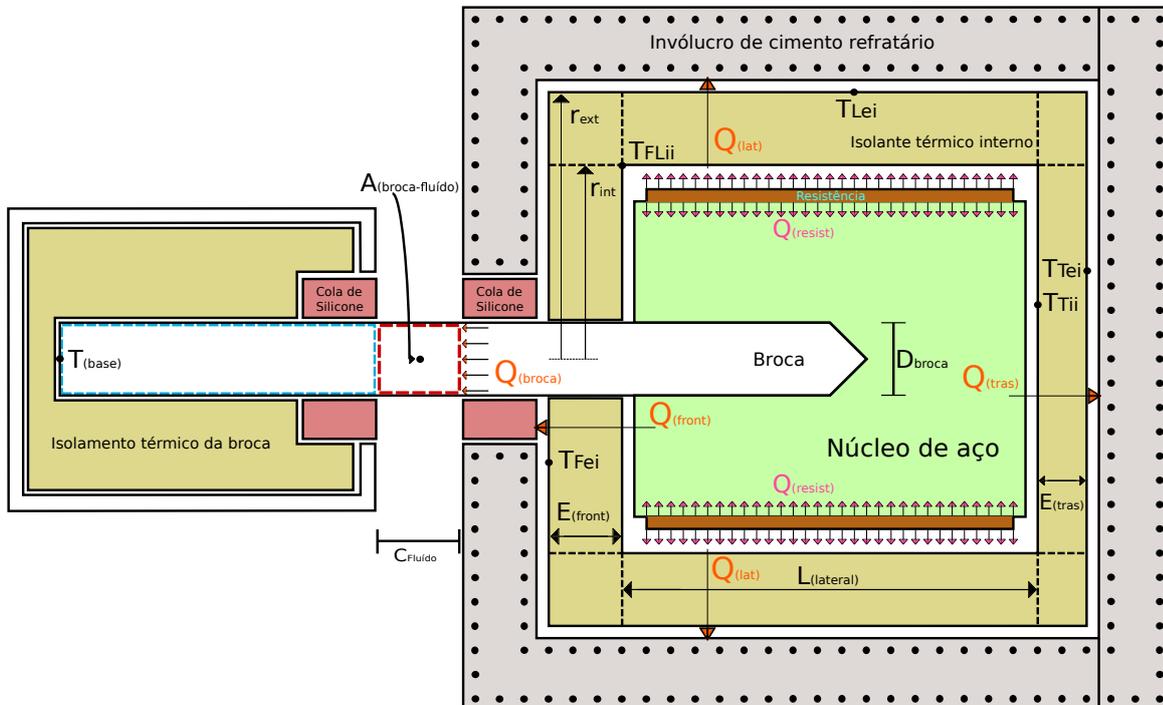
O isolamento térmico da broca tem a função de evitar a perda de calor para o ambiente, fazendo com que o fluxo de calor ($Q_{(broca)}$) saia somente pelo trecho que está exposto ao fluido de corte. Esse isolamento consiste em uma camada de manta térmica inserida entre a broca e uma cápsula de plástico que fornece proteção contra entrada de água.

O último componente é a cola de silicone resistente a alta temperatura. Essa cola é aplicada entre a broca e o invólucro e entre a broca e a cápsula plástica. A sua função é evitar que o fluido utilizado no experimento entre no interior da cápsula ou do invólucro. Essa cola é especial e resiste a temperaturas próximas de $335^{\circ}C$.

4.1.1.1 Cálculo de $Q_{(broca)}$ com base no aparato

O sistema de aquecimento é mostrado em corte e com detalhes na Figura 4.3.

Figura 4.3: Disposição física, em corte, do sistema de aquecimento do aparato experimental e do isolamento da parte final da broca.



Fonte: produção do próprio autor.

Para que o calor perdido pelo isolamento no interior do invólucro seja contabili-

zado corretamente, as temperaturas do isolamento denominadas de: frontal-lateral interna T_{FLii} ; traseira interna T_{Tii} ; frontal externa T_{Fei} ; lateral externa T_{Lei} ; e traseira externa T_{Tei} , devem ser medidas durante o experimento. A temperatura T_{FLii} é medida estrategicamente na junção da parte frontal com a lateral interna do isolamento. Seu valor será usado para calcular tanto as perdas de calor frontais quanto laterais.

Com esse aparato experimental a parcela de calor $Q_{(broca)}$, condição de contorno necessária para resolver os modelos de simulação e analíticos apresentado no embasamento teórico, é calculada pela equação

$$Q_{(broca)} = Q_{(resist)} - Q_{(front)} - Q_{(lat)} - Q_{(tras)}, \quad (4.1.1)$$

onde $Q_{(resist)}$ é o calor fornecido pela resistência durante o experimento. Sendo que $Q_{(lat)}$, $Q_{(front)}$ e $Q_{(tras)}$ são respectivamente os fluxos de calor perdidos pela lateral, frente e traseira do invólucro. Essas quantidades de calor podem ser calculadas pelas equações

$$Q_{(resist)} = Ui, \quad (4.1.2)$$

$$Q_{(front)} = \frac{k_{isol}A_{(frontal)}}{E_{(frontal)}}(T_{FLii} - T_{Fei}), \quad (4.1.3)$$

$$Q_{(lat)} = \frac{2\pi k_{isol}L_{(lateral)}}{\left(\ln \frac{r_{ext}}{r_{int}}\right)}(T_{FLii} - T_{Lei}), \quad (4.1.4)$$

$$Q_{(tras)} = \frac{k_{isol}A_{(traseira)}}{E_{(traseira)}}(T_{Tii} - T_{Tei}), \quad (4.1.5)$$

no qual U e i são respectivamente a tensão e a corrente aplicadas na resistência durante o experimento, $E_{(frontal)}$ e $E_{(traseira)}$ são respectivamente as espessuras de isolamento frontal e traseira, $L_{(lateral)}$, r_{ext} e r_{int} são respectivamente o comprimento e os raios externo e interno do isolamento lateral.

As áreas da superfície frontal, $A_{(frontal)}$, e traseira, $A_{(traseira)}$, do isolamento são calculadas por

$$A_{(frontal)} = \pi \left((r_{int})^2 - \left(\frac{D_{broca}}{2} \right)^2 \right) \quad e \quad (4.1.6)$$

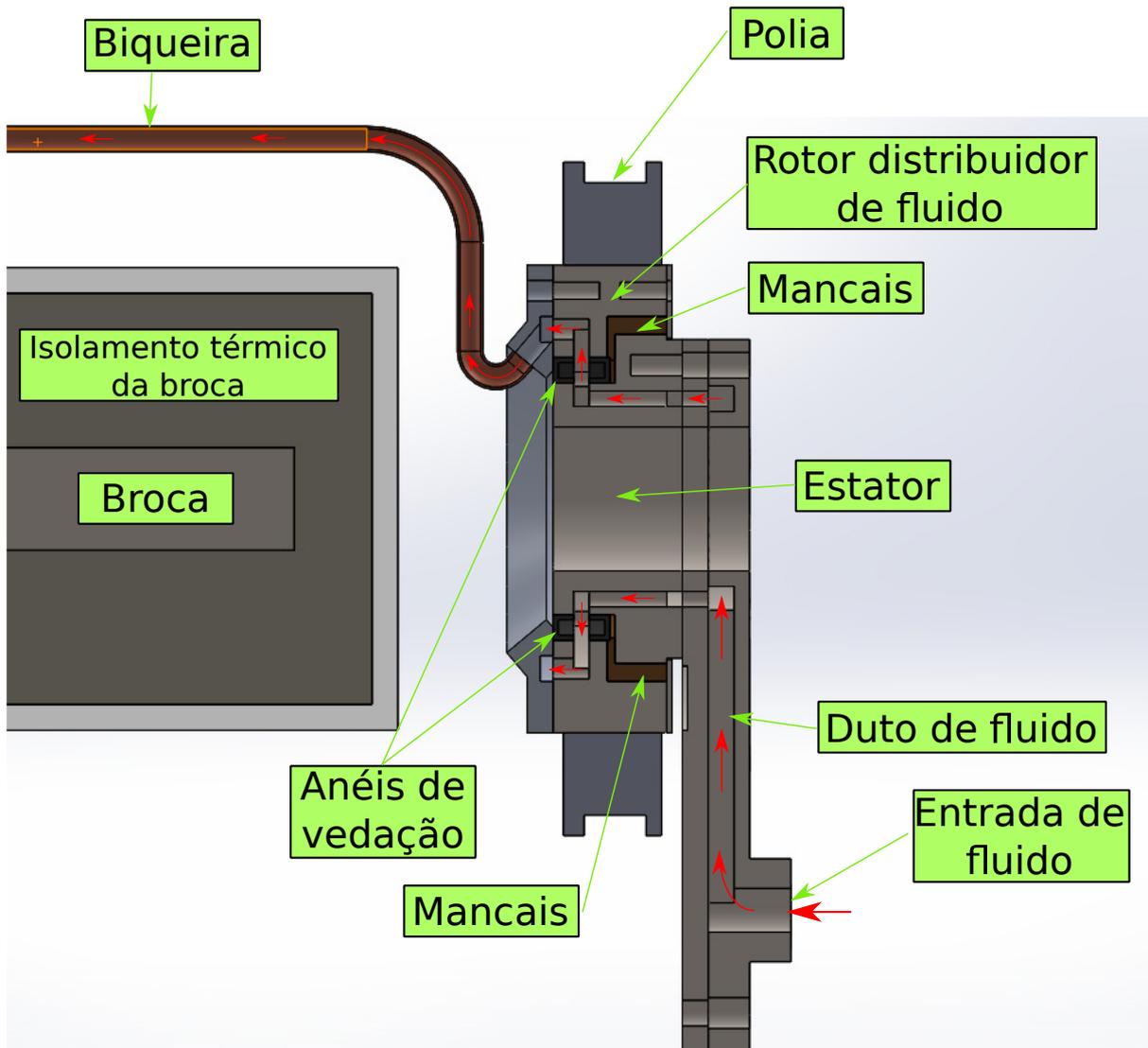
$$A_{(traseira)} = \pi (r_{int})^2, \quad (4.1.7)$$

onde r_{int} é o raio de isolamento interno do invólucro.

4.1.2 Sistema rotativo de aplicação de fluido de corte

O sistema rotativo de refrigeração é mostrado na Figura 4.4.

Figura 4.4: Disposição física, em corte, do sistema rotativo de resfriamento do aparato experimental.



Fonte: produção do próprio autor.

O dispositivo rotativo tem a função de distribuir o fluido de corte sobre a superfície da broca ao mesmo tempo em que executa o movimento de rotação. Esse movimento se torna equivalente ao movimento de rotação da broca.

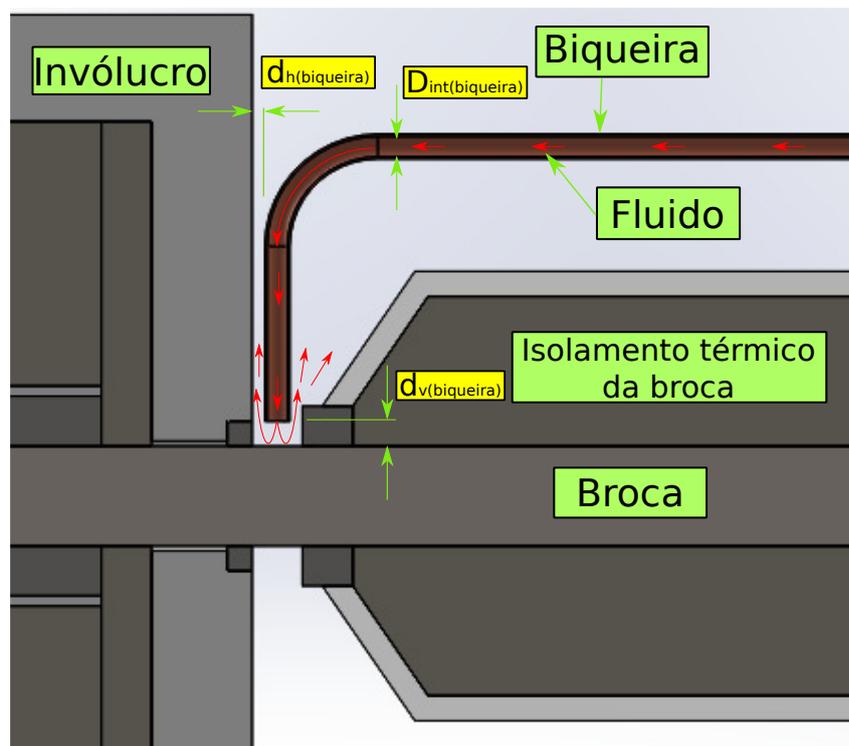
Ele é constituído pelo duto de fluido, que é o duto responsável por levar o fluido de corte até o estator. O estator, parte central do sistema rotativo que conduz o fluido de corte para o rotor. O rotor distribuidor de fluido, que é responsável por captar o fluido que vem do estator e o conduzi-lo até o duto da biqueira. Os anéis de vedação consistem em

dois anéis raspadores que evitam que o fluido escape pelo espaço entre o rotor e o estator, garantindo assim a vazão da biqueira. O mancal, que é um anel feito em bronze grafitado que faz o papel de um rolamento e facilita a rotação do rotor. A biqueira, que é o duto responsável por conduzir e despejar o fluido de corte sobre a área da broca $A_{(broca-fluido)}$. Por último, a polia, que faz parte do sistema redutor. Esse sistema é composto por motor, polia do motor e polia do rotor. Esse sistema é mostrado na Figura 4.2. Consiste em duas polias cuja relação é de 4 : 1 responsáveis por transferir o movimento do motor para o rotor da biqueira. O motor elétrico possui rotação máxima de 1600 *rpm*.

4.1.2.1 Parâmetros geométricos da ponta da biqueira

Os parâmetros da ponta de biqueira são mostrados na Figura 4.5.

Figura 4.5: Parâmetros geométricos da ponta da biqueira.



Fonte: produção do próprio autor.

Os parâmetros da ponta da biqueira mostrados na Figura são: o diâmetro interno da biqueira $D_{int(biqueira)}$, a distância horizontal da biqueira com relação ao involúcro $d_{h(biqueira)}$ e a distância vertical da biqueira com relação a broca $d_{v(biqueira)}$. Esses são os parâmetros que devem ser fixados para a biqueira.

4.1.3 Sistema de controle elétrico

O sistema de controle elétrico é mostrado na Figura 4.6.

Figura 4.6: Sistema de controle elétrico.



Fonte: produção do próprio autor.

A função é facilitar o ajuste de parâmetros como a potência da resistência elétrica ($Q_{(resist)}$), a vazão (l_{Fluido}) e a rotação da biqueira ($N_{biqueira}$). Mantendo-os estáveis durante o decorrer dos experimentos.

Esse sistema é constituído pelos botões de acionamento que são três no total. Eles tem a função de ligar a bomba de fluido, a resistência elétrica e o motor da biqueira. Todos os três botões possuem luzes que indicam quando cada um dos componentes elétricos está ligado.

O mostrador monitora a tensão e a corrente da resistência elétrica do aparato. O mostrador de corrente não registra a corrente *TRUE RMS*, mas sim a corrente de pico. A função desse mostrador é a de constatar se a resistência está funcionando ou se houve alguma ruptura no circuito. A corrente *TRUE RMS* é aferida por um multímetro específico.

O componente responsável pela variação da rotação do motor da biqueira é chamado de *Dimmer*. A faixa de atuação desse componente se torna restrita. Isso se deve ao fato de que o motor é de corrente alternada, e o *Dimmer* varia a frequência da tensão

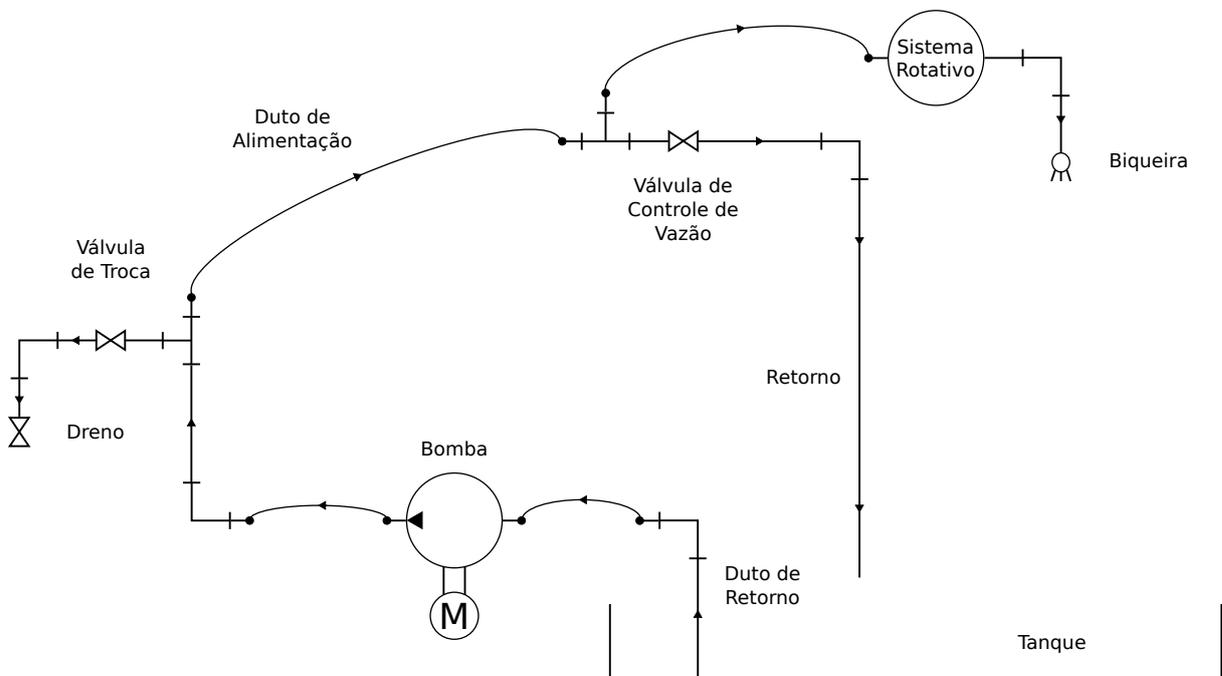
alternada que alimenta o motor. Isso faz com que o motor tenha torque baixo em baixas rotações. Desta forma, o range de rotação que pode ser utilizado nos experimentos fica em torno de 320 a 400 *rpm*.

Os últimos componentes desse sistema são o potenciômetro e o tiristor. Esse conjunto é o responsável pela variação da tensão na resistência elétrica permitindo o controle da potência. Esses dois elementos estão no interior do painel de controle.

4.1.4 Sistema de bombeamento e coleta de fluido

O esquema hidráulico do sistema de bombeamento e coleta de fluido é mostrado na Figura 4.7.

Figura 4.7: Esquema hidráulico do aparato experimental.

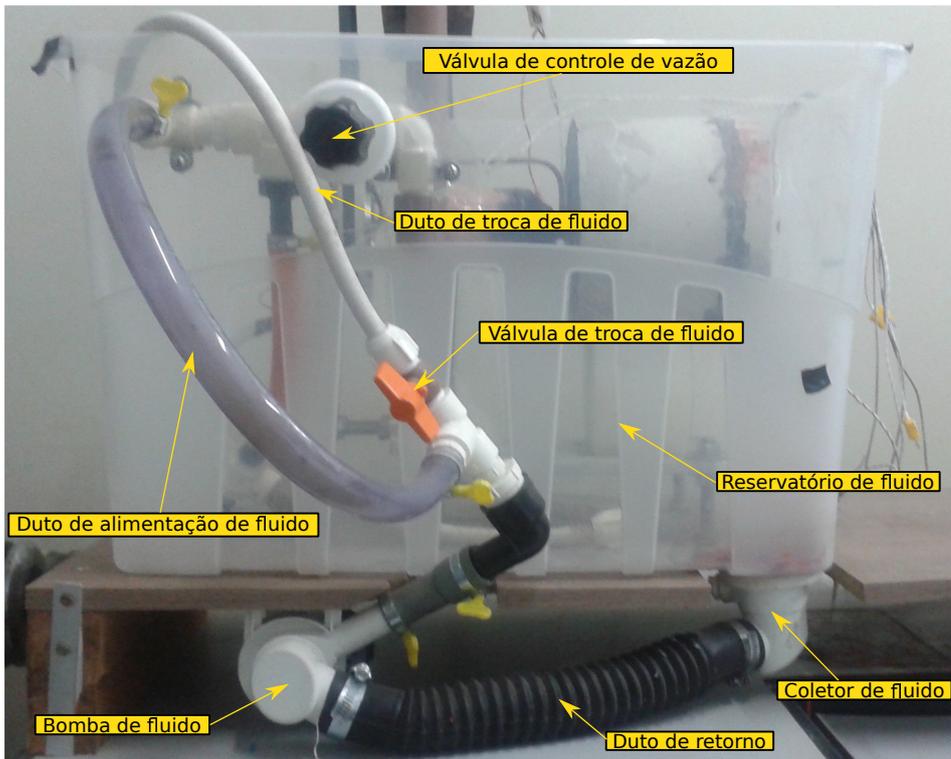


Fonte: produção do próprio autor.

Esse sistema é composto pela bomba, que tem a função de captar o fluido do reservatório e enviá-lo para a biqueira. A válvula de troca, que facilita a troca do fluido. A válvula de controle, que regula a vazão de retorno para o reservatório dosando assim a fluxo de líquido na biqueira. O duto de alimentação, que leva o fluido até a entrada da válvula de controle de vazão. O duto de retorno, que leva o fluido até a entrada da bomba. O coletor, que captar o fluido do fundo do reservatório e o conduz ao duto de retorno. A montagem prática desse sistema é mostrada na Figura 4.8.

Após a fluido escoar sobre a superfície da broca, o reservatório plástico o capta

Figura 4.8: Sistema de bombeamento e coleta de fluido.



Fonte: produção do próprio autor.

fazendo com que ele volte ao sistema de bombeamento. O fluido permanece sendo bombeado e não sai do sistema durante o experimento.

4.2 Instrumentação

As principais grandezas que serão medidas ou monitoradas durante os experimentos necessitam de equipamentos específicos de aquisição, esses equipamentos são:

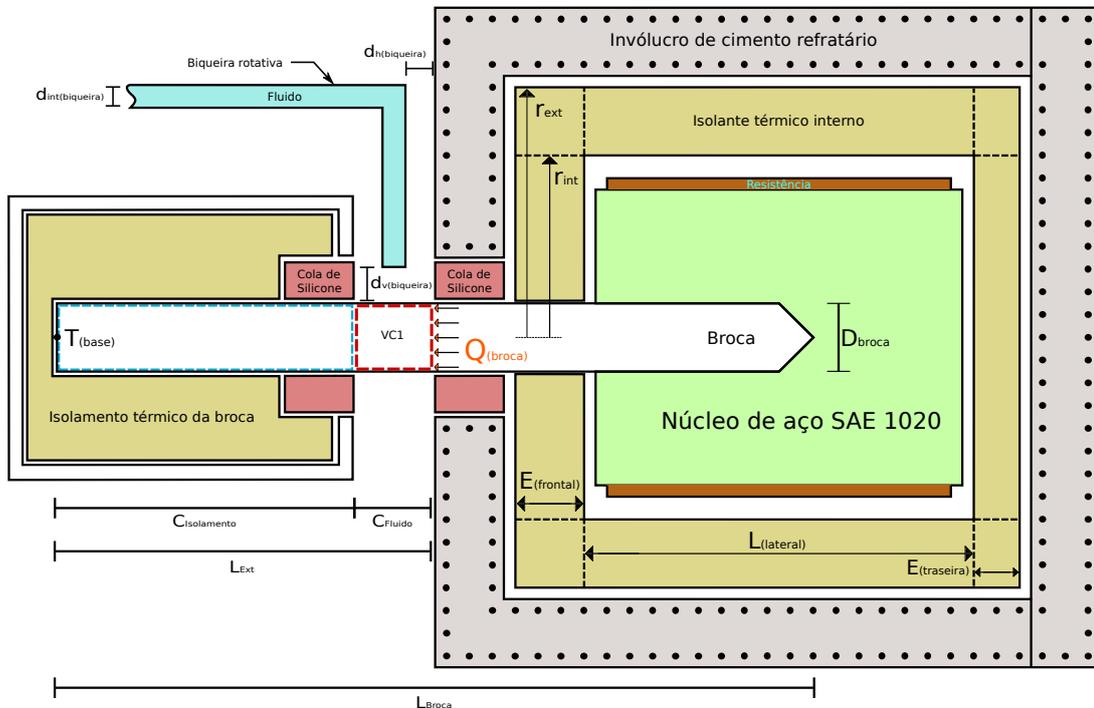
- A medição de corrente e tensão *TRUE RMS* é feita com o multímetro Mastech modelo MS2115B;
- A rotação da biqueira é medida com o tacômetro Minipa modelo mdt 2238a;
- As temperaturas são adquiridas pelo sistema de aquisição *Texas Instruments* modelo NI SCXI-1000 e os dados adquiridos são manipulados e monitorados com o programa *LabView*;
- A vazão do fluido que resfria a broca é medida com ajuda de um reservatório e um cronômetro.

4.3 Metodologia experimental

São quatro configurações importantes que devem ser definidas para o aparato experimental, a configuração do sistema de aquecimento e isolamento, do sistema rotativo de aplicação de fluido de corte, do sistema de controle elétrico e da definição dos experimentos.

As configurações geométricas para o sistema de aquecimento e isolamento podem ser vistas na Figura 4.9. Elas são: diâmetro da broca $D_{broca} = 20 \text{ mm}$, comprimento total da broca $L_{broca} = 205 \text{ mm}$, comprimento da broca externa ao invólucro $L_{ext} = 100 \text{ mm}$, comprimento da broca exposta ao fluido $C_{Fluido} = 10 \text{ mm}$, comprimento da broca isolada $C_{Isolamento} = 90 \text{ mm}$, constante de condutividade térmica do isolamento (manta de fibra cerâmica de densidade $128 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$) $k_{isol} = 0.140 \frac{\text{W}}{\text{mK}}$ (NUTEC IBAR FIBRAS CERÂMICAS LTDA, 2016), espessura frontal de isolamento $E_{(frontal)} = 33 \text{ mm}$, espessura traseira de isolamento $E_{(traseira)} = 18 \text{ mm}$, comprimento lateral de isolamento $L_{(lateral)} = 59 \text{ mm}$, raio interno de isolamento $r_{int} = 42 \text{ mm}$, raio externo de isolamento $r_{ext} = 75 \text{ mm}$. Além disso o comprimento característico $L_{característico}$ usado para definir o valor de $\overline{N_{UL}}$ é igual a 2.45 mm .

Figura 4.9: Medidas do sistema de aquecimento.



Fonte: produção do próprio autor.

As configurações para o sistema rotativo de refrigeração são: distância padrão da biqueira com relação a broca e ao invólucro são respectivamente $d_h(biqueira) = 3.5 \text{ mm}$ e $d_v(biqueira) = 5 \text{ mm}$. E o diâmetro interno da biqueira é $D_{int(biqueira)} = 3.3 \text{ mm}$.

As configurações para o sistema de controle elétrico são: potência máxima da resistência $P_{max} = 400 W$ e a tensão e corrente usadas nos experimentos são respectivamente $U = 160.60 V$ e $i = 1.12 A$, gerando uma potência na resistência de $Q_{(resist)} = 179.87 W$.

As configurações para o conjunto de experimentos são as vazões de fluido de corte e as rotações escolhidas apresentadas na Tabela 4.1. Essas vazões e rotações foram escolhidas conforme as limitações de rotação do motor e da capacidade de aquecimento da resistência. Para cada uma das rotações apresentadas na Tabela, foram realizados quatro

Tabela 4.1: Rotações e vazões escolhidas para os experimentos

Parâmetro	Setup experimental												
$N_{biqueira} (rpm)$	0	345				365				385			
$l_{Fluido} (L/min)$	0,2	0,2	0,3	0,4	0,5	0,2	0,3	0,4	0,5	0,2	0,3	0,4	0,5

Fonte: produção do próprio autor.

experimentos com vazões que vão de 0,2 a 0,5 L/min , com exceção da rotação de 0 rpm que será feito apenas um experimento com a vazão de 0,20 L/min .

Considerando ainda que os fluidos mais usados na indústria são os baseados em água e que ela compõe cerca de 99 % desses fluidos. O fluido de corte utilizado para todos os experimentos é a própria água.

4.4 Procedimento experimental

O experimento consiste em ajustar a tensão no painel de controle do aparato experimental, até que a potência estipulada para o experimento. Após isso, o experimento segue as seguintes etapas:

- **Aquecimento:** consiste no aquecimento do conjunto até que as temperaturas estabilizem, esse processo leva cerca de 5h. Essa etapa é iniciada com o aparato estável a temperatura ambiente;
- **Resfriamento:** consiste no acionamento da bomba elétrica, regulada para a vazão do experimento, fazendo com que a área $A_{(broca-fluido)}$ passe a ser resfriada pelo fluido. Quando $T_{(base)}$ chega próximo de $80^{\circ}C$ o motor da biqueira é acionado até que $T_{(base)}$ diminua e atinja uma temperatura estável. Esse processo demora cerca de 25 min para $N_{biqueira} = 345 rpm$ e cerca de 15 min para $N_{biqueira} = 365 e 385 rpm$;
- **Estabilidade:** Nesta etapa são gravadas todas as temperaturas medidas no experimento por um período de 5 min para se obter uma média no tempo destes valores.

Capítulo 5

Modelamento numérico

5.1 O método numérico na resolução de problemas aplicados

A simulação numérica é uma etapa cada vez mais importante do processo de desenvolvimento de um produto. Ela consiste em transformar um modelo geométrico gerido por algum fenômeno físico em um conjunto de equações lineares que podem ser resolvidas computacionalmente. O intuito do método numérico é o de simplificar a resolução de problemas cujas equações de governo e a geometria são muito complexas. Dessa forma, antecipando possíveis falhas no projeto do produto sem ter que fazer uma série de protótipos. Isso evita os desperdícios diminuindo assim o custo do projeto.

De um modo geral, o procedimento de simulação numérica é dividido em quatro etapas básicas:

- Simplificação do modelo *CAD*: essa é a etapa da simulação que consiste em adquirir o modelo *CAD* advindo da fase de projeto, e simplificar a geometria ao máximo, reduzindo o número de detalhes desnecessários a fim de diminuir o custo computacional na geração da malha e solução do problema;
- Discretização: essa etapa consiste em discretizar o modelo *CAD* e as equações de governo segundo algum método, e em seguida fazer a simulação. A simulação, por sua vez, consiste em gerar a malha e adicionar todas as condições de contorno atreladas a ela, bem como as variáveis físicas do problema e questões ligadas a resolução do sistema de equações;
- Resolução do problema: é onde o *solver* desenvolve o papel principal, é ele que será o responsável pela resolução do sistema de equações gerados a partir da etapa de discretização. Essa etapa de resolução numérica pode ser feita através de processo direto ou iterativo;

- Pós-processamento: é a etapa na qual a análise dos resultados da simulação é feita, geralmente é a etapa mais demorada do ciclo de simulação e demanda grande quantidade de processamento gráfico.

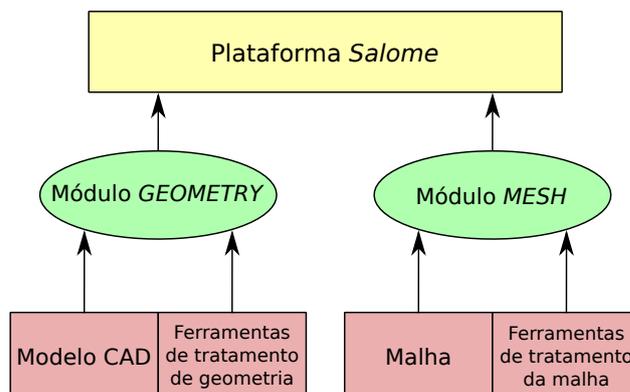
O processo de discretização é feito utilizando-se um método apropriado que transforma o domínio e as equações diferenciais de governo em um sistema de equações lineares. Esse método pode ser o das diferenças finitas, elementos finitos ou volumes finitos. Este último será a abordagem utilizada desse trabalho. Em seguida resolve-se o sistema de equações resultante da discretização e analisa-se os resultados.

Geralmente essas etapas apresentadas estão situadas dentro de um ciclo de simulações, no qual uma determinada geometria é simulada e analisada. Então verifica-se os resultados e identifica-se as possíveis falhas ou pontos de melhoria. Após isso, ela é simulada novamente com as modificações implementadas. Esse ciclo se repete até que não haja mais melhoria a ser feita na geometria.

Neste trabalho, o *software* usado para implementar o modelo *CAD* foi o *OnShape*, que é uma plataforma *online* de modelagem. Essa plataforma permite que o usuário desenvolva seus modelos *CAD* no *browser* do navegador de internet. O usuário pode criar uma conta e utilizar os recursos da plataforma gratuitamente até um determinado espaço de projeto. Após o preenchimento desse espaço, o usuário pode optar por pagar uma mensalidade para manter seus projetos no modo privado ou não pagar e deixar os projetos em acesso público.

O primeiro *software* em código aberto utilizado neste trabalho, que tem o objetivo de discretizar o domínio do problema, é o pré-processador de geometria chamado de *Salome*. O *Salome* é um *software* equipado com uma série de módulos de pré e pós processamento, extremamente úteis no âmbito da simulação numérica. Os dois principais módulos utilizados foram o *GEOMETRY* e o *MESH*. Um fluxograma com a composição do *software* é mostrado na Figura 5.1.

Figura 5.1: Fluxograma *Salome*.



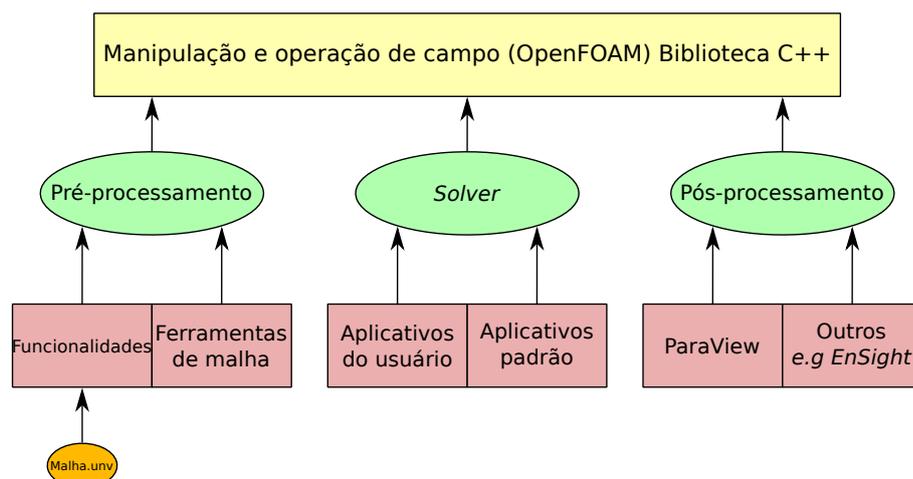
Fonte: produção do próprio autor.

O módulo *GEOMETRY* possibilita ao usuário fazer algumas alterações simples no modelo *CAD*, usando algumas ferramentas de manipulação de geometria disponíveis no *Salome*. O objetivo principal dessa etapa é o de preparar, classificar e nomear as superfícies que receberão posteriormente as condições de contorno. De modo que o *solver* possa identificar e aplicar de maneira correta essas condições de contorno.

Já o módulo *MESH* é o que disponibiliza a função principal do *Salome*, que é a de gerenciar o processo de geração da malha. O *Salome* possui vários algoritmos de geração de malha integrados a ele como o *NETgen*, *MG-tetraedron*, *MG-hexaedron*, *Body Fitting* entre outros. O gerador de malha utilizado neste trabalho foi o gerador de elementos tetraédricos *NETgen*. Após a geração de malha, os grupos da superfície da malha onde serão adicionadas as condições de contorno são obtidos e em seguida a malha com os elementos onde irão as condições de contorno são exportados em formato *unv*.

Após a etapa de discretização do domínio, é a vez da discretização das equações de governo e da resolução numérica do problema. Desta forma, o segundo *software* de código aberto utilizado neste trabalho, e que fará esse papel, é o *openFoam*. Do inglês *textitFOAM Field Operation And Manipulation* que significa Manipulação e Operação de Campo, é uma plataforma concebida com o intuito de resolver equações diferenciais discretizadas pelo método de volumes finitos, utilizando malhas não estruturadas. Essa plataforma é extremamente flexível permitindo a implementação de uma vasta gama de equações diferenciais conforme a necessidade do usuário. O fluxograma com a composição do *openFoam* é mostrado na Figura 5.2.

Figura 5.2: Fluxograma do *openFoam*.



Fonte: adaptado de Greenshields (2016).

A malha é recebida em formato *unv* e convertida para o formato do *openFoam*, por uma das funcionalidades de conversão, para um formato que o programa possa ler. Após isso, são usadas algumas ferramentas de malha para verificar a qualidade e melhorar

a proximidade entre os pontos de malha armazenados. Essa melhoria na distância entre os elementos é necessária para diminuir o tempo de procura de cada um deles, pois o *solver* terá que buscar elemento a elemento para que possa interpolar e obter os valores em alguns lugares pré determinados do volume de controle.

A etapa anterior de preparação da malha gera arquivos que relacionam as superfícies da malha com alguma condição de contorno. O *setup* consiste em definir as condições de contorno e iniciais para cada superfície do domínio permitindo ao *solver* identificar quais elementos possuem valores predeterminados. Dois tipos de condições de contorno serão usadas: as de *Dirichlet*, que prescrevem o valor da variável dependente na fronteira e as de *Neumann*, que prescrevem o gradiente da variável dependente, normal à fronteira (GREENSHIELDS, 2015). O *openFoam* não reconhece a condição de contorno de fluxo, somente a de gradiente. Por esse motivo o fluxo será transformado em gradiente para a implementação dessa condição.

Com a malha e as condições de contorno preparadas, a etapa seguinte pode ser iniciada. O aplicativo padrão que será utilizado é o *solver* do *openFoam* chamado *laplacianFoam*. O objetivo dele é o de realizar o procedimento de discretização das equações de governo. Que no caso é a de condução de calor em sólidos

$$\frac{\partial(\rho c_P T)}{\partial t} - \vec{\nabla} \bullet k \vec{\nabla} T = 0. \quad (5.1.1)$$

Essa equação será resolvida pelo algoritmo do *laplacianFoam* utilizando os elementos da malha e as condições de contorno. Isso gera o sistema de equações lineares

$$\underline{A} \vec{\phi} = \vec{b}. \quad (5.1.2)$$

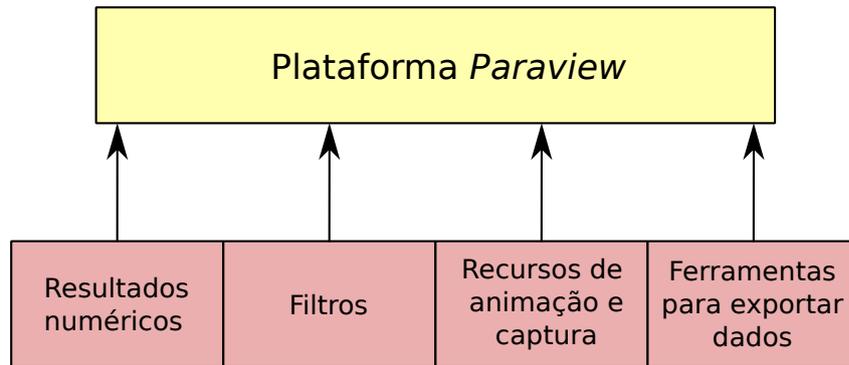
Segundo Ferziger e Peric (2002), a Equação 5.1.1 gera um sistema de equações lineares cuja matriz \underline{A} é simétrica. Após uma série de iterações, o sistema 5.1.2 converge, ou seja, o valor de $\vec{\phi}$ é encontrado com uma dada tolerância.

Na última etapa será usado o terceiro *software* de código aberto chamado de *Paraview*. O *Paraview* é também uma plataforma que permite a visualização de resultados utilizando processamento paralelo. As principais funções dele são a visualização e animação de resultados, e além disso, possui uma variada gama de filtros de visualização, podendo até serem definidos pelo usuário. O fluxograma com a estrutura desse *software* é mostrada na Figura 5.3.

A primeira etapa é carregar os arquivos que são o resultado da simulação. Existem uma porção de filtros que podem ser usados. Os mais importantes para esse trabalho são os filtros de processamento de dados, os de visualização e os de exportar.

Os filtros de processamento de dados, são responsáveis por executar contas simples ou até mesmo cálculos vetoriais, como por exemplo, os cálculos empregados neste trabalho para o fluxo de calor que sai através de uma superfície ou a temperatura média sobre ela.

Figura 5.3: Fluxograma *Paraview*.



Fonte: produção do próprio autor baseado em Ayachit (2015).

Os filtros de visualização são empregados para plotar um determinado campo de uma variável sobre uma superfície ou plano. Esse filtro pode ser modificado conforme a necessidade de visualização de um determinado local dos resultados obtidos. Para extrair uma foto ou uma animação usa-se as ferramentas de captura de tela disponíveis no *Paraview*.

Já o último filtro que foi usado, é o utilizado para exportar dados. Esse filtro organiza os dados desejados para serem exportados. Um exemplo de utilização desse filtro, é o de extração dos dados de temperatura sobre a superfície da broca para posteriormente se montado um gráfico em três dimensões dela.

5.2 O modelo *CAD* da broca

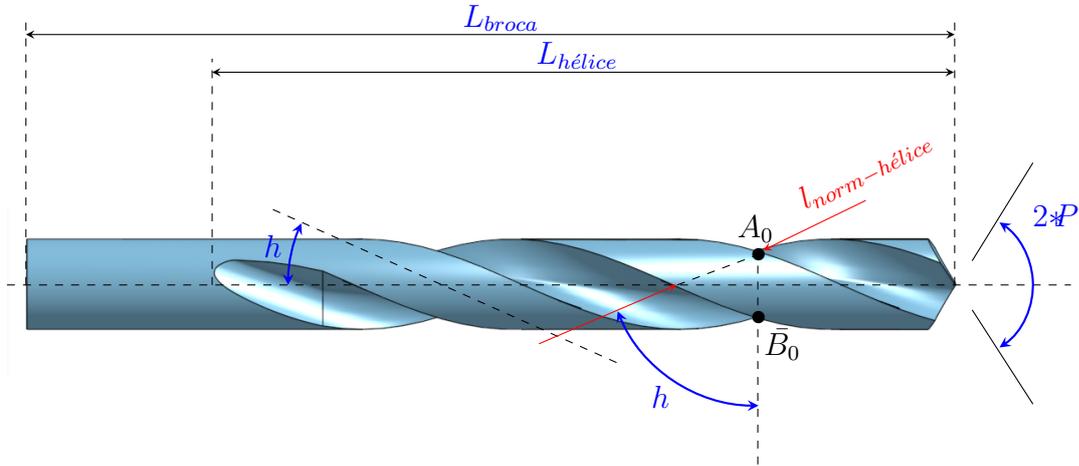
As variáveis geométricas que definem o perfil transversal e longitudinal da broca, baseadas no trabalho de Radhakrishnan et al. (1982), são mostradas respectivamente nas Figuras 5.5 e 5.4. A nomenclatura dos parâmetros geométricos segue a norma ABNT (1990). A única simplificação que foi feita com relação a geometria da broca apresentada no capítulo do estado da arte, é o fato de a guia da broca não ter sido modelada para esse trabalho. Essa simplificação foi necessária, pois ela não modificaria significativamente o fenômeno físico da difusão de calor, porém aumentaria consideravelmente o tamanho da malha e o esforço computacional de simulação.

Na Figura 5.4 podem ser vistos alguns parâmetros longitudinais da broca, entre eles o ângulo de ponta (P), o ângulo de hélice dos canais (h) e o comprimento de hélice ($L_{hélice}$) e o comprimento total da broca (L_{broca}). Como a guia da broca foi simplificada, a largura da superfície lateral ($l_{norm-hélice}$), que é normal a hélice, é constituída pela largura da guia mais a largura da superfície secundária de folga.

As variáveis P , $L_{hélice}$, L_{broca} e D_{broca} são fornecidas pelo fabricante da broca en-

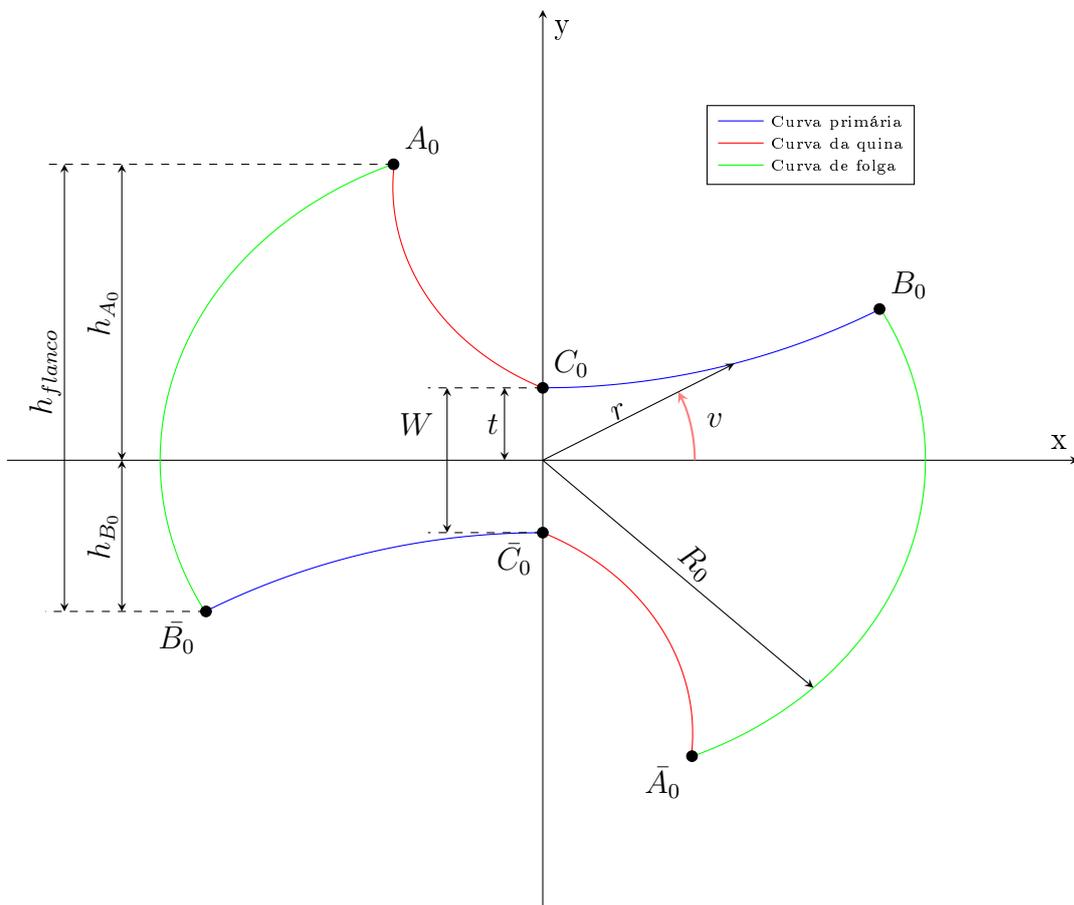
quanto que, para esse trabalho, os valores de W e $l_{norm-hélice}$ são medidos em laboratório.

Figura 5.4: Parâmetros da seção longitudinal da broca.



Fonte: adaptado de (RADHAKRISHNAN et al., 1982).

Figura 5.5: Parâmetros da seção transversal da broca.



Fonte: adaptado de (RADHAKRISHNAN et al., 1982).

As variáveis geométricas do perfil transversal, apresentadas na Figura 5.5 são: o raio da broca (R_0) que é metade do valor do diâmetro (D_{broca}), a espessura da ponta (W), metade da espessura da ponta (t), a altura dos pontos B_0 e \bar{B}_0 dado por h_{B_0} , a altura dos pontos A_0 e \bar{A}_0 dado por h_{A_0} e a altura do flanco transversal dado por h_{flanco} .

O perfil da broca, mostrado na Figura 5.5, é formado basicamente por três curvas principais. Como esse perfil transversal representa uma seção da broca que não se localiza na ponta, a nomenclatura dessas curvas, devido a falta de nomenclatura normatizada para uma seção qualquer da broca, é baseada na norma ABNT (1990) para a ponta da broca. Deste modo:

- O ponto A_0 é conhecido por quina, a curva que vai de C_0 até A_0 será chamada de curva da quina;
- A aresta que vai do ponto B_0 até C_0 é conhecida como aresta primária, logo, a curva que une esses dois pontos no perfil transversal será chamada de curva primária;
- A superfície da broca que vai de \bar{A}_0 até B_0 , pela norma é composta pela superfície secundária de folga mais a largura da superfície da guia, logo a curva que une esses dois pontos no perfil transversal será chamada de curva de folga.

As superfícies geradas em três dimensões receberão o mesmo princípio de nomenclatura.

A curva primária, é definida pela curva que vai dos pontos C_0 e B_0 , e pela curva oposta que vai dos pontos \bar{C}_0 e \bar{B}_0 . Ela é definida geometricamente pela equação em coordenadas polares

$$v = a \sin \left(\frac{t}{r} \right) + \frac{t \tan(h)}{R_0 \tan(P)} \frac{\sqrt{r^2 - t^2}}{R_0}, \quad \{r \in \Re: [t, R_0]\}, \quad (5.2.3)$$

onde r é o parâmetro da equação que varia de t até R_0 e o valor v é o valor do ângulo entre o eixo x e a reta r . O valor de h é calculado pela equação

$$h = a \tan \left(\frac{2\pi R_0}{L_{hélice}} \right). \quad (5.2.4)$$

Já a curva da quina é definida pela curva que passa pelos pontos A_0 e C_0 , e do lado oposto pelos pontos \bar{A}_0 a \bar{C}_0 . Os canais helicoidais gerados por essa curva, apresentam a função de acrescentar resistência mecânica a broca e de facilitar a remoção do material usinado. Geralmente a curva da quina, por não ser crítica, é definida pela equação de uma circunferência que passa pelos pontos A_0 , C_0 e B_0 , ou pela equação de uma elipse que passa pelos pontos A_0 e C_0 com um dos focos sobre o eixo y. Para esse trabalho, a curva da quina foi definida por uma função de circunferência.

Para essa circunferência ser definida é preciso saber o local dos pontos A_0 , B_0 e C_0 . Desta forma, o ponto B_0 é definido pela Equação 5.2.4 com $r = R_0$, logo a localização de

B_0 é definida pelas equações

$$v_{B_0} = a \sin\left(\frac{t}{R_0}\right) + \frac{t \tan(h)}{R_0 \tan(P)} \frac{\sqrt{R_0^2 - t^2}}{R_0}, \quad (5.2.5)$$

$$x_{B_0} = R_0 \sin(v_{B_0}) \quad (5.2.6)$$

e

$$y_{B_0} = R_0 \cos(v_{B_0}). \quad (5.2.7)$$

Já a localização do ponto A_0 fica em função das alturas transversais h_{flanco} , h_{A_0} e h_{B_0} . Logo a localização de A_0 é definida pelas equações

$$y_{A_0} = h_{A_0}, \quad (5.2.8)$$

$$h_{A_0} = h_{flanco} - h_{B_0}, \quad (5.2.9)$$

$$h_{flanco} = \frac{l_{norm-hélice}}{\cos(h)}, \quad (5.2.10)$$

$$h_{B_0} = R_0 \sen(v_{B_0}), \quad (5.2.11)$$

$$h_{A_0} = \frac{l_{norm-hélice}}{\cos(h)} - R_0 \sen(v_{B_0}), \quad (5.2.12)$$

$$\theta_{A_0} = a \cos\left(\frac{h_{A_0}}{R_0}\right) \quad (5.2.13)$$

e

$$x_{A_0} = R_0 \cos(\theta_{A_0}). \quad (5.2.14)$$

A localização de C_0 é definida pelas equações

$$x_{C_0} = 0 \quad (5.2.15)$$

e

$$y_{C_0} = t. \quad (5.2.16)$$

Com isso revolve-se o sistema

$$\begin{cases} (x_{A_0} - x_c)^2 + (y_{A_0} - y_c)^2 = R^2 \\ (x_{B_0} - x_c)^2 + (y_{B_0} - y_c)^2 = R^2 \\ (x_{C_0} - x_c)^2 + (y_{C_0} - y_c)^2 = R^2 \end{cases} \quad (5.2.17)$$

para encontrar os valores de x_c , y_c e R .

Com os valores x_c , y_c e R definidos a equação da curva secundária é a apresentada

$$(x - x_c)^2 + (y - y_c)^2 = R^2, \quad \{x \in \mathfrak{R}: [x_{C_0}, x_{A_0}]\}. \quad (5.2.18)$$

Por fim, a curva de folga é definida pelos segmento que vai dos pontos A_0 e \bar{B}_0 , e do lado oposto pelos pontos B_0 e \bar{A}_0 . Ela é definida pela curva do cilindro de base da broca. Com isso o perfil transversal da broca fica definido.

As especificações do fabricante para a broca utilizada neste trabalho são baseadas na norma Alemã DIN 338. Os dados geométricos que a definem são mostrados na Tabela 5.1. Utilizando esses dados em conjunto com as equações pode-se calcular o perfil transversal da broca apresentado na Figura 5.6.

Tabela 5.1: Parâmetros da broca segundo o fabricante.

Broca de Aço Ferramenta TW-104 (DIN-338)		
Parâmetros	Valor	Unidade
Diâmetro (D_{broca})	20	(mm)
Comprimento Total (L_{broca})	205	(mm)
Comprimento de Hélice ($L_{hélice}$)	140	(mm)
Comprimento Normal entre Vértices ($l_{norm-hélice}$) ^a	12,7	(mm)
Ângulo de Hélice (h) ^b	24,17	(°)
Espessura da Ponta (W) ^c	4,5	(mm)
Ângulo de Ponta ($2 * P$)	118	(°)

^a Valor medidos em laboratório e não fornecido no manual do fabricante.

^b Valor calculado com base em $L_{hélice}$ e D_{broca} .

^c Valor medidos em laboratório.

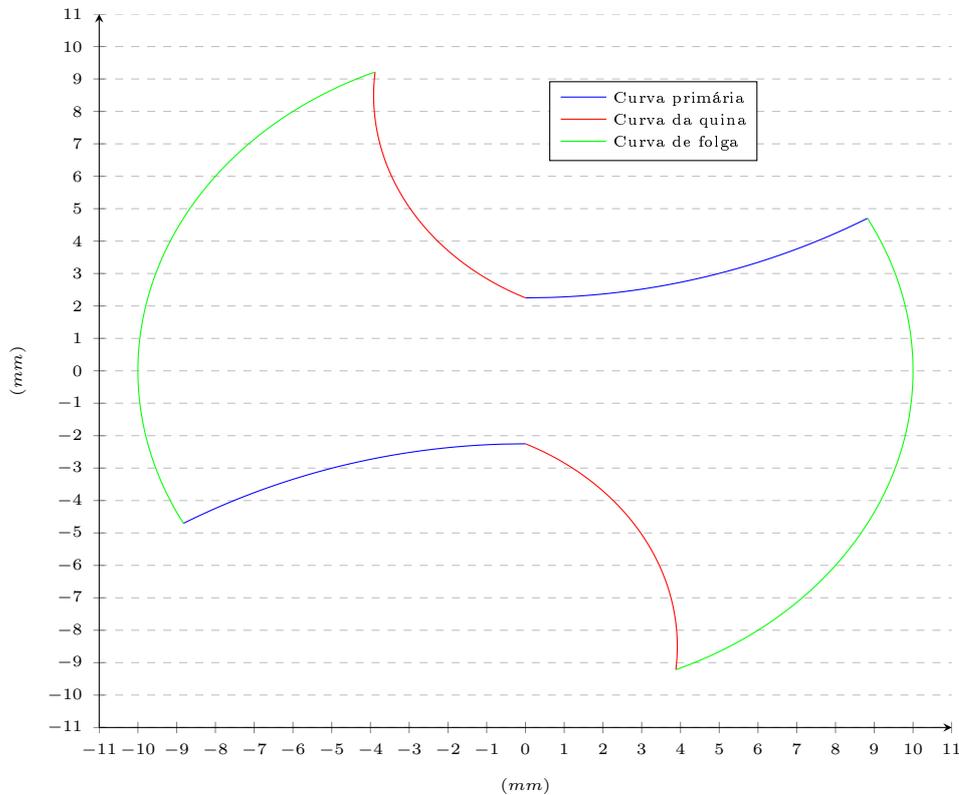
Fonte: adaptado de (LENOX TWILL, 2015).

Esse perfil é transferido para o *software OnShape* para então ser modelado o formato longitudinal da broca que é apresentado na Figura 5.7(a).

O trecho que será simulado com a nomenclatura adotada é apresentado na Figura 5.7(b). Algumas superfícies tridimensionais apresentadas nessa Figura recebem a mesma nomenclatura do perfil da broca, apresentado anteriormente.

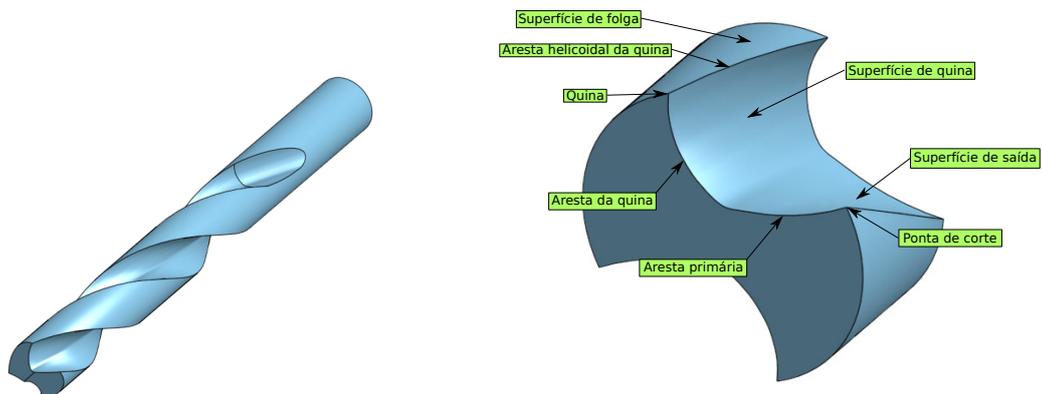
Deste modo, a superfície gerada a partir das curvas da quina e de folga, são respectivamente chamadas de superfície de quina e de folga. A superfície gerada a partir da curva primária tem nome definido na norma como superfície de saída. A aresta gerada pela quina longitudinal a broca, será chamada de aresta helicoidal de quina. A aresta gerada pela ponta de corte tem nome da norma e é chamada de aresta secundária. As arestas geradas pelas curvas de quina e primária são chamadas de aresta de quina e primária.

Figura 5.6: Perfil da seção transversal da broca calculado a partir da Tabela 5.1 e das as Equações 5.2.5 a 5.2.17 .



Fonte: produção do próprio autor.

Figura 5.7: Modelo tridimensional da broca feita no *software OnShape* a partir da Tabela 5.1 e do perfil transversal da Figura 5.6.



(a) Vista isométrica

(b) Trecho da broca usado para a simulação.

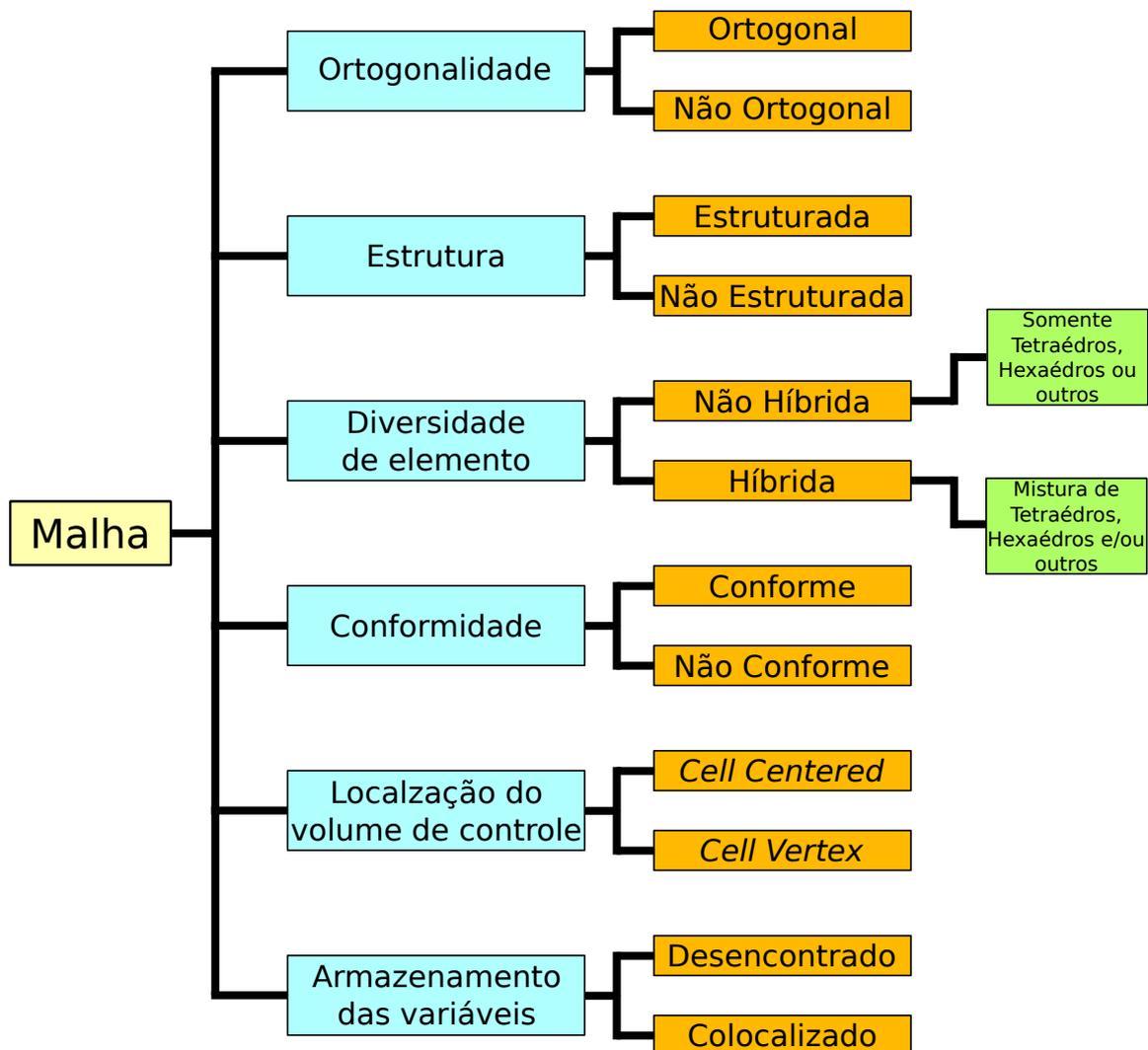
Fonte: produção do próprio autor.

A área da seção transversal da broca $A_{S1} = 1,73453 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$, área da superfície da broca onde o fluido de corte atua $A_{S2} = A_{(broca-fluido)} = 7,0787 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$.

5.3 Aspectos da discretização do domínio voltado para volumes finitos

A discretização do domínio do problema é uma etapa fundamental para a simulação numérica, ela consiste em separar o domínio em pequenos elementos que podem ter formas variadas. É extremamente importante conseguir classificar uma malha, pois a acurácia, convergência e estabilidade do problema podem ser melhoradas, conforme uma série de parâmetros de malha. Na Figura 5.8 é apresentado uma panorama geral da classificação das malhas.

Figura 5.8: Fluxograma com a classificação geral das malhas.



Fonte: produção do próprio autor.

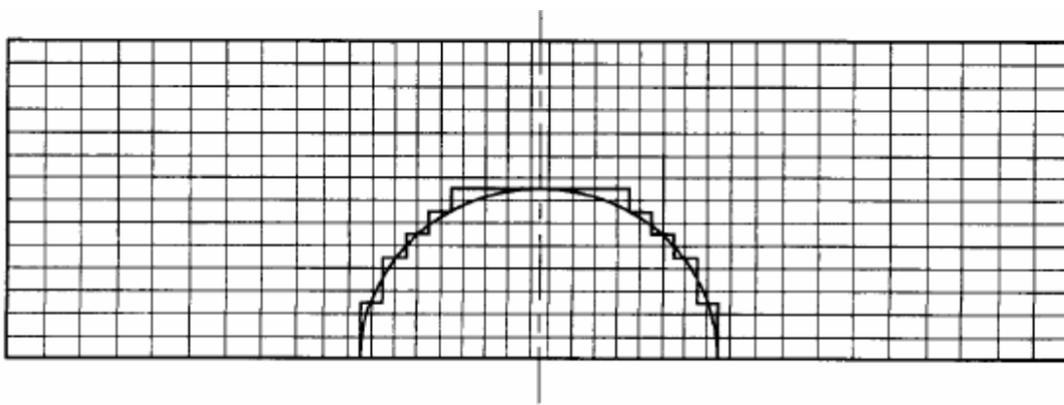
Neste trabalho será usado o gerador de malha *NETgen* incorporado ao pré-processador *Salome* para discretizar o domínio da broca. A seguir será apresentado cada uma das classificações mostradas no fluxograma.

5.3.1 Classificação da malha

5.3.1.1 A ortogonalidade da malha

As malhas podem ser classificadas em ortogonais e não ortogonais. As malhas ortogonais são aquelas que são alinhadas na mesma orientação de um sistema de coordenadas que pode ser cartesiano ou cilíndrico, cada um dos elementos geométricos é ortogonal a esse sistema (GONÇALVES et al., 2007). Uma malha com essa característica é apresentada na Figura 5.9.

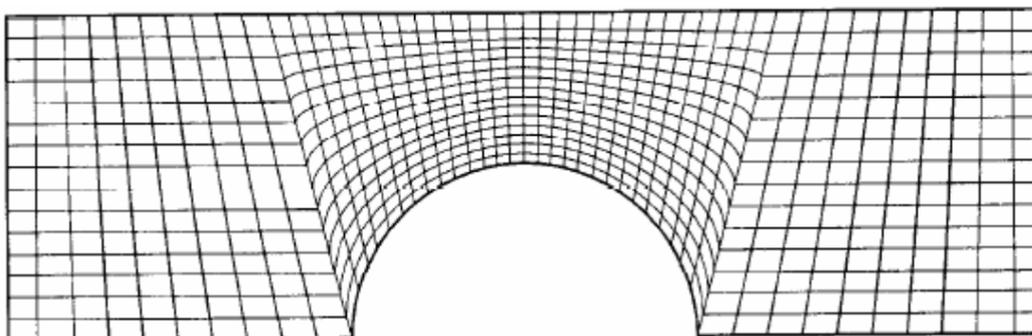
Figura 5.9: Malha ortogonal.



Fonte: adaptado de (GONÇALVES et al., 2007).

Já as malhas não ortogonais são aquelas em que os elementos da malha não são dispostos ortogonalmente a um sistema de coordenadas geral (GONÇALVES et al., 2007). Uma malha com essa característica é apresentada na Figura 5.10.

Figura 5.10: Malha não-ortogonal.

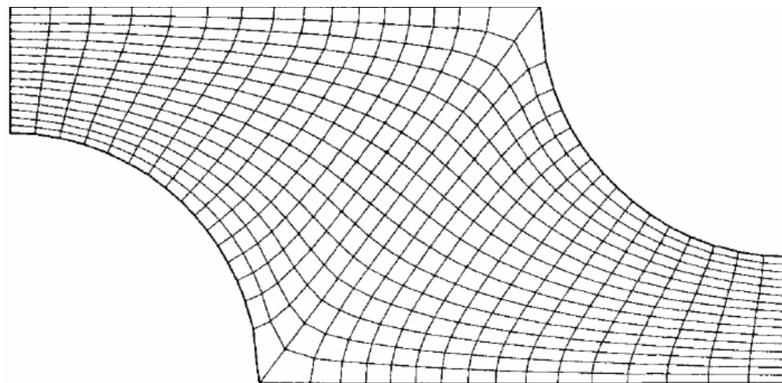


Fonte: adaptado de (GONÇALVES et al., 2007).

5.3.1.2 A estrutura da malha

As malhas podem ser estruturadas e não estruturadas. As malhas estruturadas, segundo Gonçalves et al. (2007), são formadas por elementos dispostos em famílias de linhas no qual cada linha atravessa a outra em apenas um ponto. Esse modo de ordenar os elementos permite que a enumeração seja simples, o que facilita encontrar os elementos vizinhos de um determinado elemento a partir de apenas uma equação algébrica, dispensando assim o uso da matriz de conectividade e reduzindo o esforço computacional (HURTADO et al., 2011). A Figura 5.11 apresenta um exemplo de malha estruturada, e a Figura 5.12 mostra algumas variações dela.

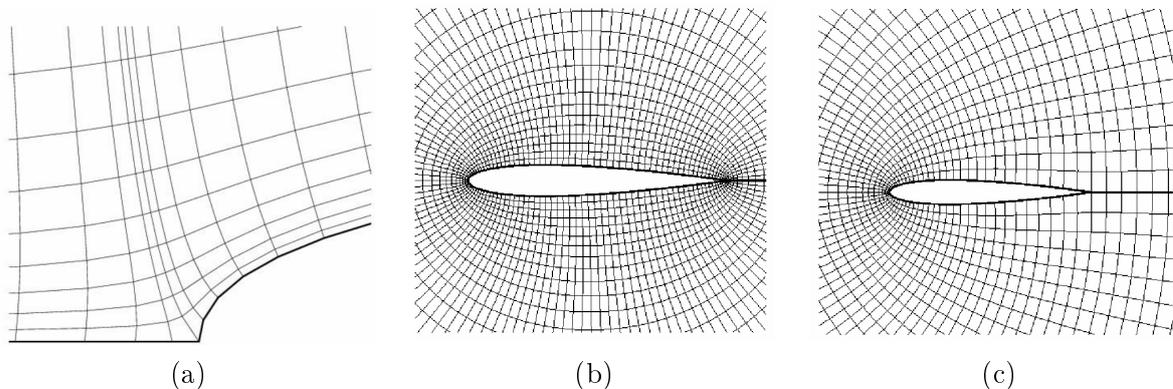
Figura 5.11: Malha estruturada.



Fonte: adaptado de (GONÇALVES et al., 2007).

Na Figura 5.12(a) é mostrada a malha do tipo H, na Figura 5.12(b) é mostrado a malha do tipo O e na Figura 5.12(c) o tipo C.

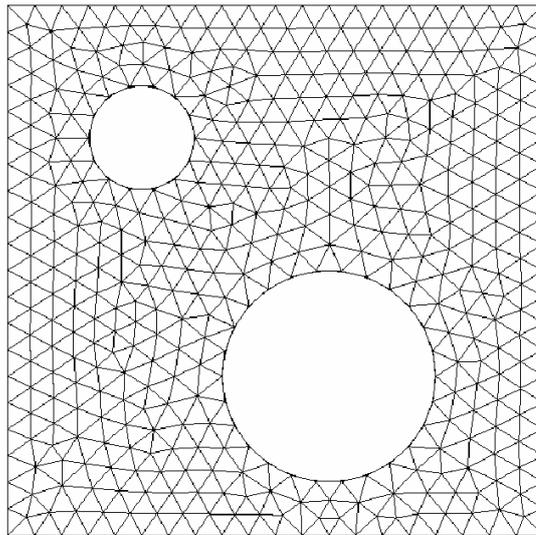
Figura 5.12: Algumas variações de malha estruturada.



Fonte: adaptado de (GONÇALVES et al., 2007).

Já as malhas não estruturadas são aquelas que cujos elementos vizinhos não são encontrados de maneira simples através de uma equação algébrica, e é necessário que haja uma matriz de conectividade que defina quais são os vizinhos do elemento. Esse tipo de malha demanda uma maior quantidade de memória disponível e mais tempo de processamento para se encontrar os elementos vizinhos (HURTADO et al., 2011). Na Figura 5.13 é apresentada uma malha não estruturada.

Figura 5.13: Malha não estruturada de um só tipo de elemento.

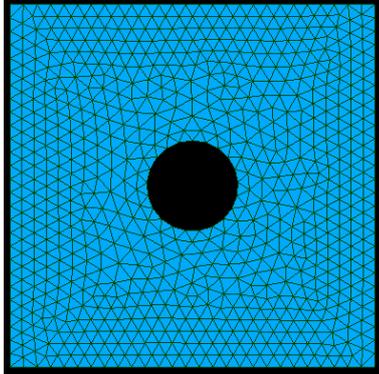


Fonte: adaptado de (GONÇALVES et al., 2007).

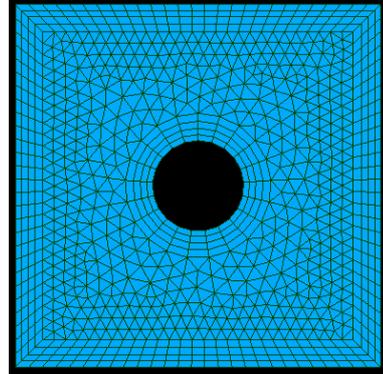
5.3.1.3 Diversidade de elementos

Outra classificação para as malhas diz respeito a mistura de vários tipos de elementos em uma única malha. Deste modo podem ser classificadas como malhas não híbridas ou malhas híbridas. As malhas não híbridas possuem apenas um tipo de elemento, como por exemplo, malhas que contêm somente tetraédros ou hexaédros. Já as malhas híbridas usam vários tipos de elementos conforme a complexidade da geometria. A vantagem das malhas híbridas sobre as malhas não híbridas é a flexibilidade de adaptação da malha a geometrias complexas, fazendo com que o melhor de cada tipo de elemento seja usada em regiões específicas do domínio, melhorando assim o desempenho da simulação (HURTADO et al., 2011). Um exemplo desse uso seria a aplicação de malha de elementos hexaédricos na interface do fluido com o sólido, ou seja, na camada limite, para que se possa capturar melhor a interação fluido-sólido, enquanto que no meio do domínio é aplicado elementos tetraédros devido a sua melhor adaptabilidade. A diferença entre essas duas malhas pode ser vista na Figura 5.14.

Figura 5.14: Malhas não ortogonais, não estruturadas que contém só elementos triangulares, Figura 5.14(a), e malhas não ortogonais, não estruturadas que contém elementos triangulares e quadriláteros, Figura 5.14(b). Figuras feitas no *software Salome*.



(a) Elementos triangulares.



(b) Elementos triangulares e quadriláteros.

Fonte: produção do próprio autor.

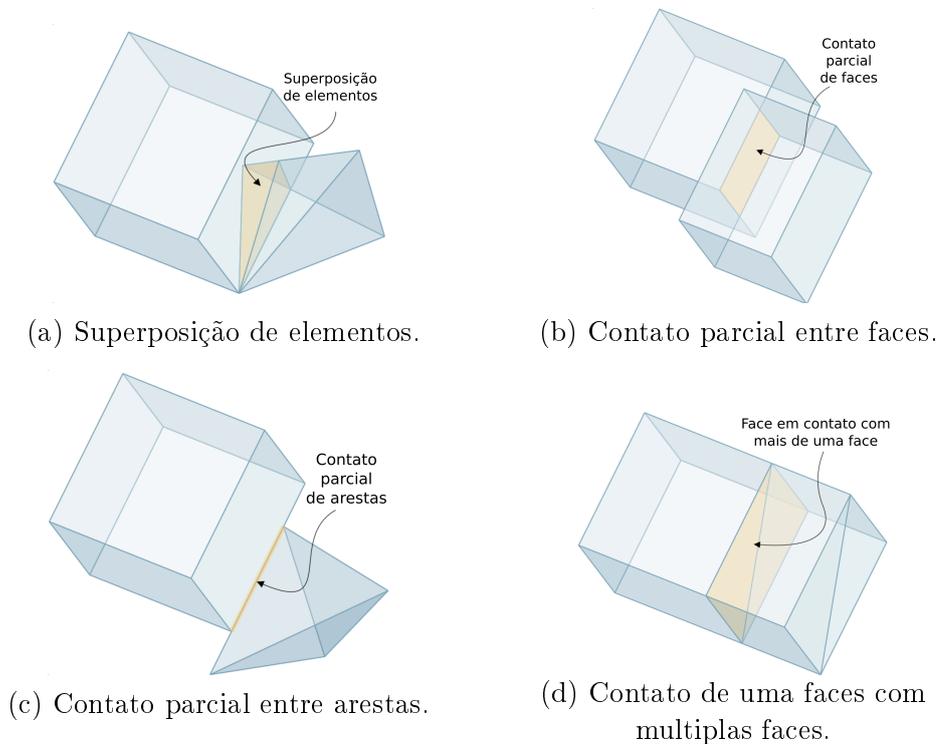
5.3.1.4 Conformidade dos elementos

Do ponto de vista da interrelação entre os elementos de uma malha, ela pode ser classificada como conforme ou não conforme. As malhas conformes satisfazem os seguintes requisitos segundo Hurtado et al. (2011):

- Todo elemento da malha possui um interior que não é vazio;
- A interseção de dois elementos da malha é um conjunto vazio;
- O domínio da malha é a união entre todos os elementos da malha que pertencem a malha;
- A interseção entre dois elementos se dá através apenas de um vértice, uma aresta ou uma face.

As malhas não-conformes não satisfazem as condições acima, gerando volumes de controle anômalos que acabam não sendo fechados, tornando o modelo numérico inconsistente mesmo que haja apenas uma ocorrência desse tipo de anomalia (HURTADO et al., 2011). Alguns exemplos de não conformidade são mostrados na Figura 5.15.

Figura 5.15: Tipos de não conformidade em malhas. Na Figura 5.15(a) é visto a superposição de elementos, na Figura 5.15(b) o contato parcial entre faces, na Figura 5.15(c) o contato parcial entre arestas e na Figura 5.15(d) o contato de uma face com múltiplas faces.



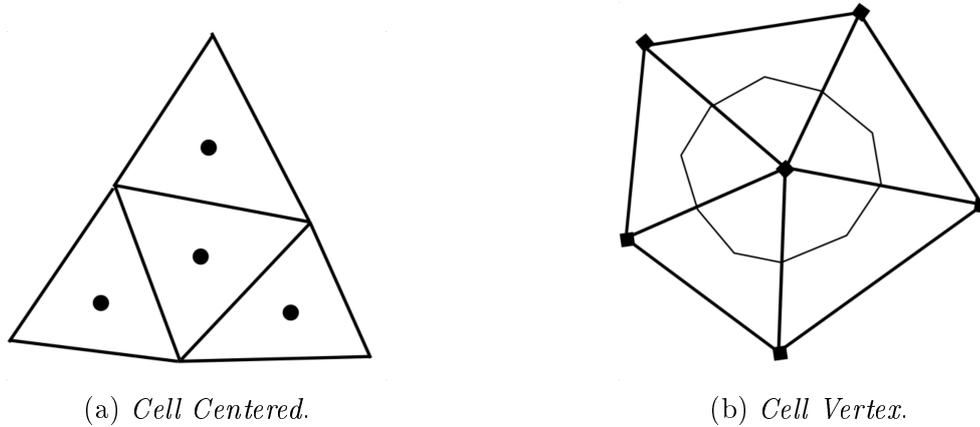
Fonte: adaptado de (HURTADO et al., 2011).

Devido ao contato de uma face com mais de uma, mostrado na Figura 5.15(d), malhas híbridas compostas por hexaedros e tetraedros são obrigadas a possuir elementos de transição. Esses elementos podem ser piramedes de base quadrada ou prismas de base triangular (HURTADO et al., 2011).

5.3.1.5 Localização do volume de controle

Já do ponto de vista da localização do volume de controle, segundo Hirsch (2007), as malhas podem ser classificadas como *Cell Centered* ou *Cell Vertex*. O volume de controle é do tipo *Cell Centered* quando o elemento da malha coincide com o volume de controle, nessa abordagem o centro do elemento também coincide com o centro do volume. Essa localização oferece a vantagem de não produzir meios volumes de controle nos contornos do domínio. Já o tipo *Cell Vertex* usa os vértices do elemento como centro do volume de controle, essa abordagem trás a vantagem de possibilitar um formato variado da superfície de controle que forma o volume de controle, pois essa superfície não coincide com a superfície do elemento. A diferença entre os dois tipo de localização podem ser vistas na Figura 5.16.

Figura 5.16: Diferenças entre as malhas *Cell Centered*, Figura 5.16(a) e *Cell Vertex*, Figura 5.16(b).



Fonte: adaptado de (WANG et al., 2010).

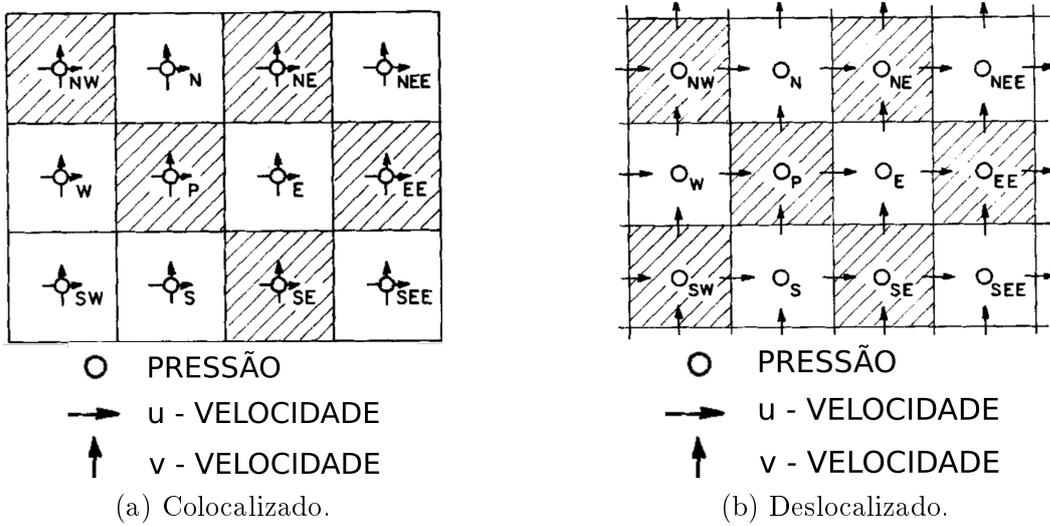
Uma das técnicas de volumes finitos chamada de volumes baseado em elementos, utiliza exatamente essa vantagem apresentada pela localização *Cell Vertex*, para formar uma superfície de controle que se adapta melhor a malhas híbridas e a domínios complexos (HIRSCH, 2007).

5.3.1.6 Armazenamento das variáveis

Existe ainda a classificação por armazenamento das variáveis. Para que se possa fazer o balanço das propriedades no volume de controle, algumas variáveis são necessárias no centro do volume, como a pressão, e outras nas faces do volume de controle, como é o caso da velocidade. Desta forma, o armazenamento das variáveis pode ser co-localizado ou deslocado. O arranjo co-localizado consiste em armazenar todas as propriedades no centro do volume de controle, esse arranjo é mais simples porém exige maior número de interpolações. Um exemplo disso seriam as velocidades nas superfícies de controle, que são obtidas interpolando-se a velocidade entre dois centros de elementos vizinhos que compartilham uma mesma face. A maior parte dos *softwares* utilizam essa abordagem (FERZIGER; PERIC, 2002).

Já no arranjo deslocado, as variáveis que são necessárias nos centros dos volumes de controle são armazenadas nos centros e as que são necessárias nas faces são armazenadas nas faces. Um exemplo disso seria quando o problema envolve pressão e velocidade. A pressão é armazenada no centro do volume de controle enquanto que a velocidade, e outras necessárias para se calcular o fluxo através das superfícies, são armazenadas no centro das faces do volumes de controle. Esse arranjo exige mais recursos computacionais porém menos quantidade de interpolações (MALISKA; RAITHY, 1984). As diferenças entre esses dois arranjos são mostrados na Figura 5.17.

Figura 5.17: Diferenças entre o armazenamento colocalizado, Figura 5.17(a) e o deslocado, Figura 5.17(b)



Fonte: adaptado de (MALISKA; RAITHY, 1984).

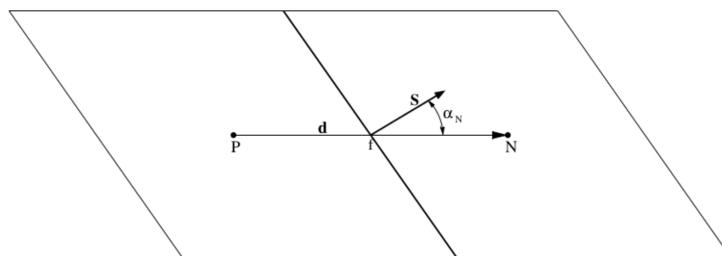
5.3.2 Qualidade da malha

Uma boa malha acelera o processo de convergência, melhora a acurácia e diminui o esforço computacional (TAWKAL, 2015). Segundo Rhoads (2014a, 2014b) os principais fatores que fazem com que a malha induza erros numéricos na simulação é a não ortogonalidade, deformidade ou *skewness* e a razão de aspecto. Desta forma é muito importante saber quando esses três fatores podem ser críticos em uma simulação.

5.3.2.1 Ortogonalidade do elemento

A intensidade da ortogonalidade do elemento é medida pelo ângulo α_N , que é o ângulo entre o vetor \vec{d} que une dois centros de elementos vizinhos, e o vetor \vec{S} , que é o vetor normal a face atravessada por \vec{d} (JURETIC, 2005). A ilustração de α_N é apresentada na Figura 5.18.

Figura 5.18: Ortogonalidade da malha.



Fonte: adaptado de Juretic (2005).

Esse ângulo expressa a não-ortogonalidade do elemento e deve ser o menor possível (JURETIC, 2005). O aumento desse ângulo introduz desalinhamento entre o vetor normal das faces e os gradientes computados, afetando principalmente os termos difusivos das equações discretizadas, o que introduz erros na solução do problema (RHOADS, 2014b). É por esse motivo que existem correções que podem ser feitas para minimizar a influência da não ortogonalidade. Uma abordagem comum para volumes de controle com arranjo *Cell Centered* é decompor o vetor da área da face em um fator ortogonal e outro não-ortogonal. Esses fatores serão utilizados para calcular os termos de correção que serão introduzidos na resolução dos termos difusivos da equação discretizada, procedimento este que diminui os erros de simulação (WESTHUIZEN, 2013).

Essa correção utilizando esses fatores é considerada explícita, e é realizada dentro de um ou mais ciclos de correção, Esses ciclos serão explicados melhor na seção de resolução do sistema linear de equações mais a frente.

A classificação geral da ortogonalidade de uma malha segundo os manuais do *open-Foam* é (GREENSHIELDS, 2015, 2016) :

- Se o maior ângulo α_N da malha é menor que 50° a malha é considerada excelente;
- Se o maior ângulo α_N da malha é maior que 50° e menor que 80° , é necessário que se use ao menos um, dois ou mais ciclos da correção dependendo do grau de não ortogonalidade e da estabilidade do problema;
- Se o maior ângulo α_N da malha é maior que 80° a convergência da simulação, mesmo com ciclos de correção, é considerada difícil de atingir. (GREENSHIELDS, 2016; GUERRERO, 2015);

5.3.2.2 Deformidade do elemento ou *Skewness*

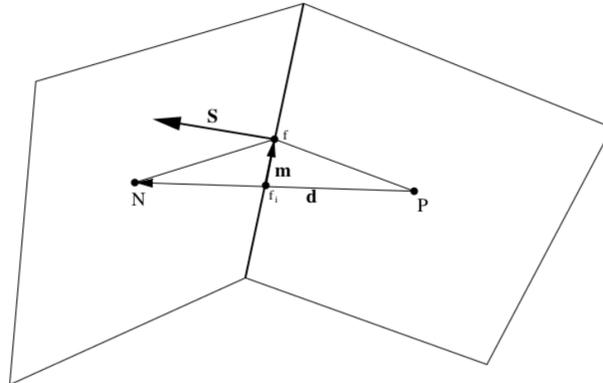
Existem dois tipos de *Skewness* em uma malha, o *Skewness* interno e o *Skewness* de contorno.

O valor do *Skewness* interno da malha, que é mostrado na Figura 5.19, é calculado com base na seguinte equação (JURETIC, 2005)

$$\psi_{skw} = \frac{|\vec{m}|}{|\vec{d}|}, \quad (5.3.19)$$

onde o vetor \vec{m} liga os pontos f_i e f , e o vetor \vec{d} liga os pontos N e P , sendo que f_i é o ponto onde o vetor \vec{d} cruza a face comum aos dois elementos vizinhos e f é o centróide dessa face. A razão entre o módulo desses dois vetores resulta no valor do *skewness* do elemento. Onde f_i é o ponto no qual o vetor \vec{d} cruza a face comum entre dois elementos vizinhos, e o ponto f é o centro da face (JURETIC, 2005).

Figura 5.19: Deformidade interna da malha.



Fonte: adaptado de Juretic (2005).

O valor do *skewness* deve ser o menor possível segundo Juretic (2005). O aumento desse valor introduz erros de interpolação de primeira ordem, do centro do volume para o centro da face, devido ao afastamento do centro da face com relação a linha que liga os dois nós (vetor \vec{d}), afetando principalmente os termos convectivos das equações discretizadas (RHOADS, 2014b).

É por esse motivo que existem correções que podem ser feitas para minimizar a influência do *skewness*. Uma abordagem comum, é utilizar esquemas de interpolação de maior ordem. Esse procedimento aumenta a acurácia da simulação, porém causa maior custo computacional devido a necessidade de interpolação entre mais nós da malha (WESTHUIZEN, 2013). Outros esquemas de correção, com base em correções na interpolação das propriedades do centro do volume para o centro da face, são apresentados por Denner e Wachem (2014). Os valores ideais para o maior valor de *skewness* de uma malha são mostrados na Tabela 5.2. Para malha de elementos tetraédricos o maior valor de *skewness* não deve passar de 0,9 (BAKKER, 2006).

Tabela 5.2: Tabela com a classificação dos valores do *skewness*.

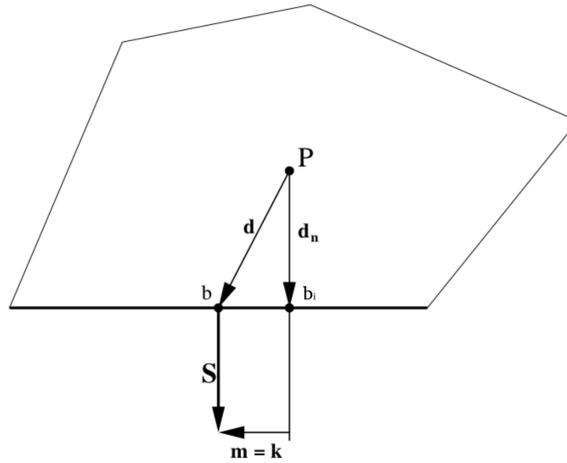
Valor do Skewness	0,00 - 0,25	0,25 - 0,50	0,50 - 0,80	0,80 - 0,95	0,95 - 0,99	0,99 - 1,00
Qualidade da célula	Excelente	Bom	Aceitável	Pobre	Deteriorado	Degradada

Fonte: adaptado de Bakker (2006).

Há ainda um outro tipo de *skewness*, que é o *skewness* de contorno. Ele é calculado com base na mesma Equação 5.3.19, porém os vetores \vec{d} e \vec{m} são obtidos de forma diferente. A definição geométrica do *skewness* de contorno é mostrada na Figura 5.20.

O vetor \vec{m} liga os pontos b_i e b , e o vetor \vec{d} liga os pontos P e b , sendo que b_i é o ponto onde o vetor \vec{d}_n normal a face e que passa por P , cruza a face que esta no contorno e b é o centróide dessa face (JURETIC, 2005).

Figura 5.20: Skewness dos contornos da malha.



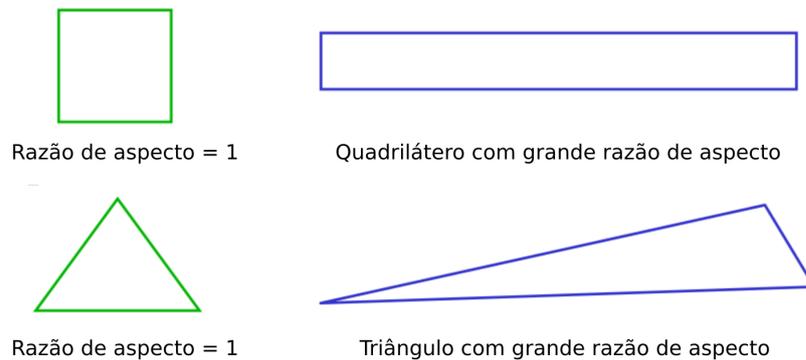
Fonte: adaptado de Juretic (2005).

O *skewness* de contorno afeta principalmente as condições de contorno de segunda ordem, como os fluxos prescritos (JURETIC, 2005).

5.3.2.3 Razão de aspecto do elemento

A razão de aspecto é a relação entre o comprimento da aresta mais longa de um elemento pela mais curta. Como a malha pode ser avaliada pela variação de tamanho dos elemento, essa razão de aspecto deve ser a mais próxima possível de 1 (TAWEKAL, 2015). Essa razão é exemplificada na Figura 5.21 .

Figura 5.21: Razão de aspecto da malha.



Fonte: adaptado de Bakker (2006).

Valores maiores que 1 para a razão de aspecto introduzem condições de contorno não físicas e interpolação inconsistente, que são mais evidentes em problemas com elementos de malha muito pequenos (RHOADS, 2014b; MARIC et al., 2014).

5.4 Método dos volumes finitos

Jasak (1996) define que a proposta geral de qualquer método de discretização é o de transformar uma ou mais equações diferenciais nos seus correspondentes sistemas de equações algébricas. A solução deste sistema produz um conjunto de valores que correspondem à solução do sistema de equações original em alguns locais predeterminados no espaço e no tempo, desde que condições a serem definidas posteriormente, como as de convergência por exemplo, sejam satisfeitas.

Neste contexto, o método de volumes finitos utiliza a forma integral das equações de conservação como ponto de partida (FERZIGER; PERIC, 2002). O domínio da solução é subdividido em um número finito de volumes de controle contíguos, e as equações de conservação são aplicadas para cada um desses volumes. No caso do arranjo *Cell Centered*, no centróide de cada volume de controle encontra-se um nó computacional no qual os valores das variáveis devem ser calculados. A interpolação é usada para definir as propriedades nas superfícies do volume de controle em termos dos valores nodais do centro do volume. E as integrais de volume são aproximadas usando fórmulas de quadratura adequadas. Como resultado, obtém-se uma equação algébrica para cada volume de controle, na qual os valores nodais vizinhos estão presentes. O conjunto de equações algébricas gerado pela combinação de todos os volumes de controle do domínio, formam um sistema de equações que representa matematicamente o problema.

Esse método é aplicado a qualquer tipo de malha e com isso acaba se adaptando muito bem a problemas complexos. A malha define apenas as fronteiras de cada volume de controle e não precisa estar relacionado a um sistema de coordenadas (FERZIGER; PERIC, 2002). Os volumes de controle podem ser de uma forma poliédrica geral, com um variável número de vizinhos, criando assim uma malha arbitrariamente não estruturada.

Além disso a grande vantagem desse método é que a conservação da variável estudada, seja ela energia, momento ou espécie química, é automaticamente satisfeita através da discretização direta da forma integral da Leis de conservação (HIRSCH, 2007).

A discretização em si pode ser dividida em duas etapas: a primeira é a discretização do domínio e a segunda é a discretização das equações de governo (HIRSCH, 2007; MUZAFERIJA, 1994). Cada uma dessas etapas será discutida a seguir.

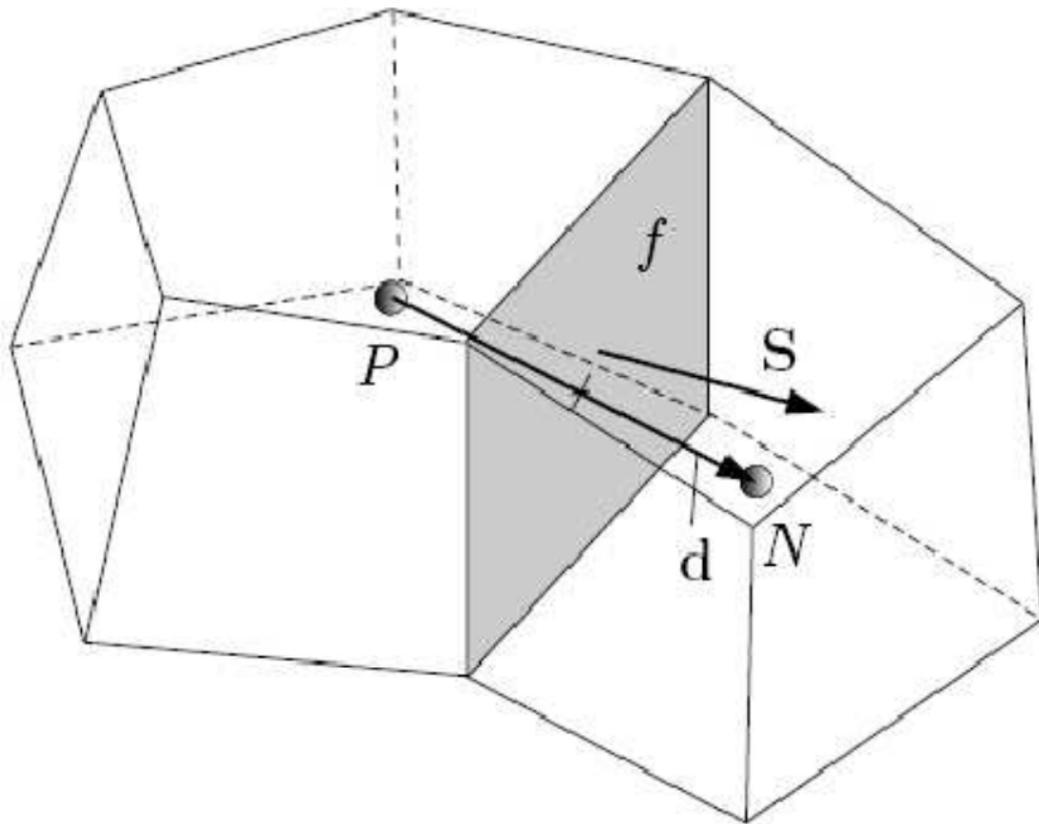
5.4.1 Discretização do domínio

O termo discretização se refere a representar um problema contínuo em elementos discretos. A discretização segundo o método de volumes finitos, assim como nos demais métodos, se dá de duas formas distintas: a primeira é a discretização do domínio, que nada mais é do que a divisão do domínio em pequenos volumes de controle. A segunda é a discretização do tempo, que é aplicada a problemas transientes e consiste em dividir o domínio do tempo em pequenos incrementos (OLIVEIRA, 2013).

Os volumes de controle gerados a partir da discretização do domínio são formados por um conjunto de faces, que por sua vez são compostas por um conjunto de arestas (OLIVEIRA, 2013). Cada face liga um volume de controle a outro volume de controle ou aos contornos do domínio.

Para a discretização das equações, segundo o método de volumes finitos, alguns componentes geométricos dos volumes de controle da malha são importantes. Esses elementos são mostrados na Figura 5.22.

Figura 5.22: Elementos de um volume de controle genérico.



Fonte: adaptado de (OLIVEIRA, 2013).

Os pontos P e N representam o centróide do volume de controle. Há um vetor chamado de \vec{d} que liga os centros dos volumes de controle vizinhos. O módulo desse vetor representa a distância entre os centros das duas células. Essa distância é fundamental para que a interpolação dos termos de gradiente sejam realizadas. O vetor \vec{S} é o vetor normal à superfície, e cujo módulo é igual a área da sua respectiva face f . Ele aponta para fora do volume de controle. O ponto de origem desse vetor está sobre o centróide da face f (OLIVEIRA, 2013).

Esses elementos são importantes, pois é com base neles que os esquemas de discretização serão implementados a seguir.

5.4.2 Discretização das equações de governo

Para o caso geral, a equação de transporte para uma variável qualquer ϕ é dada pela equação

$$\frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho\vec{U}\phi) = \nabla \cdot (\Gamma\nabla\phi) + S_\phi(\phi), \quad (5.4.20)$$

onde ρ é a densidade, U é o campo de velocidades, Γ é um coeficiente de difusividade e $S_\phi(\phi)$ é um termo fonte. A equação genérica de transporte é dividida nos seguintes termos

$$\underbrace{\frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t}}_{\text{Termo temporal}} + \underbrace{\nabla \cdot (\rho\vec{U}\phi)}_{\text{Termo convectivo}} = \underbrace{\nabla \cdot (\Gamma\nabla\phi)}_{\text{Termo difusivo}} + \underbrace{S_\phi(\phi)}_{\text{Termo fonte}}. \quad (5.4.21)$$

Cada um dos termos contribui de maneira distinta para o fenômeno. Para a aplicação do método de volumes finitos sobre essa equação é necessária aplicar uma integral sobre o volume de controle em todos os termos, deste modo obtém-se

$$\int_{VC} \frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} dV + \int_{VC} \nabla \cdot (\rho\vec{U}\phi) dV = \int_{VC} \nabla \cdot (\Gamma\nabla\phi) dV + \int_{VC} S_\phi(\phi) dV. \quad (5.4.22)$$

O fenômeno que domina o trecho da broca que será simulado é condução de calor, logo os valores de ϕ , Γ e S_ϕ correspondem aos da equação da energia e são apresentados na Tabela de (MALISKA, 1995, p. 16). Logo, substituindo esses valores resulta em

$$\int_{VC} \frac{\partial(\rho T)}{\partial t} dV + \int_{VC} \nabla \cdot (\rho\vec{U}T) dV = \int_{VC} \nabla \cdot \left(\frac{k}{c_p} \nabla T \right) dV + \int_{VC} \left(\frac{1}{c_p} \frac{DP}{Dt} + \frac{\mu}{c_p} \Phi \right) dV. \quad (5.4.23)$$

Porém, ainda sabendo que: o fenômeno é puramente difusivo, logo o termo convectivo é nulo; não há geração de calor em nenhum elemento do domínio; e considerando k, ρ e c_p constantes, faz-se as seguintes simplificações

$$\int_{VC} \nabla \cdot (\rho\vec{U}T) dV = 0 \quad (5.4.24)$$

e

$$\int_{VC} \left(\frac{1}{c_p} \frac{DP}{Dt} + \frac{\mu}{c_p} \Phi \right) dV = 0. \quad (5.4.25)$$

Substituindo em 5.4.23, tem-se

$$\int_{VC} (\rho c_p) \frac{\partial T}{\partial t} dV - \int_{VC} \nabla \cdot (k\nabla T) dV = 0. \quad (5.4.26)$$

O *solver* do *openFoam* utilizado é o *laplacianFoam*. Ele resolve a Equação 5.4.26 tanto para o regime transiente quanto para o estacionário, o termo temporal será preservado e tratado mais a frente. Fazendo com que a Equação 5.4.26 se torne a equação de difusão térmica em sólido, apresentada no capítulo da fundamentação teórica.

5.4.3 Esquemas de interpolação usados no *OpenFoam*

Escolher os esquemas de discretização para cada um dos termos da Equação 5.4.26 é feita em um dicionário do *openFoam* chamado *fvSchemes*. Cada um dos campos desse dicionário corresponde a um termo da equação diferencial ou se refere a algum esquema de interpolação usado nelas. Todos os campos para a equação de governo devem ser preenchidos corretamente, do contrário o *openFoam* não funcionará.

5.4.3.1 Esquemas temporais

De um modo geral, a discretização do termo temporal é feita considerando-se que no volume de controle não há variação na densidade ρ e nem da variável ϕ , logo

$$\int_{VC} (\rho c_p) \frac{\partial T}{\partial t} dV. \quad (5.4.27)$$

Como se deseja os resultados da simulação no regime permanente, esse termo não será resolvido, e então no *openFoam* o esquema numérico escolhido para ele é *steadyState*

5.4.3.2 Esquemas laplacianos

O termo laplaciano da Equação 5.4.26 é

$$\int_{VC} \nabla \cdot (k \nabla T) dV, \quad (5.4.28)$$

esse termo é discretizado através da utilização do teorema do divergente, que é definido por

$$\int_{VC} \nabla \cdot F dV = \int_{SC} F \cdot \vec{n} dS, \quad (5.4.29)$$

onde F é uma propriedade qualquer. Então aplica-se 5.4.29 em 5.4.22 tem-se

$$\int_{VC} \nabla \cdot (k \nabla T) dV = \int_{SC} (k \nabla T) \cdot \vec{n} dS = \sum_f k_f (\nabla T)_f \cdot \vec{S}_f, \quad (5.4.30)$$

onde o índice f denota que a propriedade obtida na face, ou seja, k_f , \vec{S}_f e $(\nabla T)_f$ são respectivamente o valor da difusividade térmica, a área e o gradiente da temperatura da face f . O vetor \vec{S}_f representa a normal da face possuindo seu módulo igual a área da face.

Implicitamente o gradiente da temperatura na face, quando a malha é ortogonal, ou seja, a distância $|\vec{d}|$ entre os centros das células vizinha N e P é ortogonal (FÁVERO, 2009), é dado por

$$(\nabla T)_f \bullet \vec{S}_f = |\vec{S}_f| \frac{T_N - T_P}{|\vec{d}|}. \quad (5.4.31)$$

Porém quando a malha não é ortogonal, como é o caso desse estudo, é inserido um termo a mais nessa equação que tenta corrigir o efeito da não ortogonalidade (JASAK, 1996) com

$$(\nabla T)_f \bullet \vec{S}_f = \underbrace{(\nabla T)_f \bullet \vec{\Delta}}_{\text{Contribuição ortogonal}} + \underbrace{(\nabla T)_f \bullet \vec{k}}_{\text{Contribuição não-ortogonal}}, \quad (5.4.32)$$

onde $\vec{\Delta}$ e \vec{k} seguem a seguinte relação

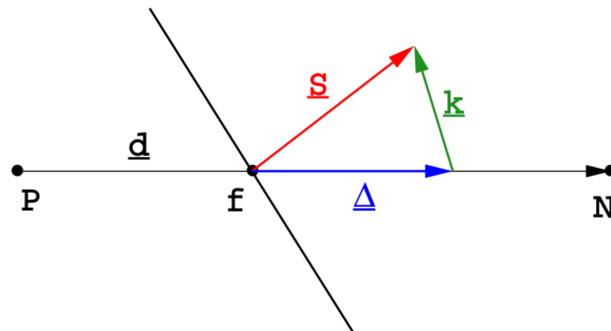
$$\vec{S}_f = \vec{\Delta} + \vec{k}. \quad (5.4.33)$$

Sendo que $\vec{\Delta}$ é paralelo a \vec{d} , existem alguns métodos que definem o vetor $\vec{\Delta}$, o método utilizado nesse trabalho será o da correção ortogonal, que é definido por

$$\vec{\Delta} = \frac{\vec{d}}{|\vec{d}|} |\vec{S}_f|. \quad (5.4.34)$$

Esse método mantém a mesma contribuição dos pontos N e P da malha ortogonal independente da não ortogonalidade. A disposição dos vetores $\vec{\Delta}$ e \vec{k} são mostrados na Figura 5.4.33 .

Figura 5.23: Correção não ortogonal do gradiente do termo laplaciano.



Fonte: adaptado de (JASAK, 1996).

Esse método de discretização do termo laplaciano com correção da não ortogonalidade é obtido no *openFoam* selecionando o esquema *Gauss linear corrected* para esse termo. A correção da não ortogonalidade é feita de maneira explícita no *openFoam*. Desta maneira a correção pode ser aplicada várias vezes para cada ciclo de resolução do sistema linear obtido com a discretização, sendo que a correção a quantidade de ciclos é definida

de acordo com a não ortogonalidade da malha.

5.4.3.3 Esquemas de interpolação para face

Esse esquema é usado para trazer as propriedades que estão armazenadas no centro do volume de controle para a face. Um exemplo disso é a propriedade k_f da Equação 5.4.30 que é necessária na face f , logo essa propriedade é interpolada, segundo Jasak (1996), de modo linear

$$k_f = f_x k_P + (1 - f_x) k_N \quad (5.4.35)$$

e

$$f_x = \frac{\overline{fN}}{\overline{PN}}. \quad (5.4.36)$$

Onde f_x é um fator de interpolação (MARIC et al., 2014). Esse esquema apresentado na Equação 5.4.35 e 5.4.36 é chamado de diferenças centrais, e possui acurácia de segunda ordem, até mesmo para malhas não uniformes. Apesar do valor do α_f não variar, o *openFoam*, por padrão, precisa de um modo de iterpolação para a face, pois ele sempre irá interpolar os valores do centro do volume para as faces. O campo que corresponde a essa interpolação é o *interpolationSchemes* e será preenchido como *linear*.

5.4.4 Condições de contorno

Basicamente o *openFoam* só aceita dois tipos de condição de contorno numéricas. Os outros tipos de condições de contorno, especialmente os usadas para fluidos, são derivadas dessas duas condições básicas. Como o problema abordado nesse trabalho é o de condução de calor em um sólido, são exatamente essas duas condições de contorno básicas que serão usadas. Logo, a discretização dessas delas, segundo (JASAK, 1996; GREENSHIELDS, 2015, p. 94-95, p. 41-42), é dada por:

- **Dirichlet:** prescreve o valor da variável dependente no contorno, no *openFoam* o nome dessa condição de contorno é *fixed value*.
- **Neumann:** prescreve o valor da gradiente da variável dependente normal ao contorno, no *openFoam* o nome dessa condição de contorno é *fixed gradient*.

Quando se faz a discretização dos termos, sejam eles difusivos ou convectivos, deve-se considerar o que ocorre com a somatória de todos os valores das faces quando uma das faces está no contorno, deste modo:

- **Fixed value:** quando é fixado o valor de ϕ_b no contorno.

- Nesse caso, é só substituir o valor de ϕ_f por ϕ_b nos termos onde se requer o valor de ϕ_f , como por exemplo, na discretização do termo convectivo;
- Nos termos onde se requer o valor de $(\nabla\phi)_f$, como no caso da discretização do termo Laplaciano, pode-se calcular esse gradiente usando ϕ_b na face e o valor de ϕ no centro do volume de controle de modo que

$$(\nabla T)_f \bullet \vec{S}_f = |\vec{S}_f| \frac{\phi_b - \phi_P}{|\vec{d}|}. \quad (5.4.37)$$

- **Fixed gradient:** quando é fixado o gradiente g_b no contorno pelo produto interno do gradiente e da normal a face do contorno

$$g_b = \left(\frac{\vec{S}_f}{|\vec{S}_f|} \bullet \nabla\phi \right)_f. \quad (5.4.38)$$

- Nos termos que requerem o valor da variável na face ϕ_f , como nos convectivos, deve-se interpolar o valor do centro do volume de controle para a face da seguinte maneira

$$\phi_f = \phi_P + \vec{d} \bullet (\nabla\phi)_f \quad (5.4.39)$$

e

$$\phi_f = \phi_P + |\vec{d}| g_b. \quad (5.4.40)$$

- Nos termos que requerem o gradiente na face, como os Laplacianos, o gradiente na face pode ser diretamente substituído por

$$(\nabla T)_f \bullet \vec{S}_f = |\vec{S}_f| g_b. \quad (5.4.41)$$

Como o *openFoam* só permite a colocação da condição de contorno de gradiente, a equação que converte fluxo de calor em gradiente pela lei de *Fourier* é

$$\dot{q} = -k\nabla T = -k g_b \quad (5.4.42)$$

e

$$g_b = -\frac{\dot{q}}{k}. \quad (5.4.43)$$

onde o fluxo q' é dado em $\frac{W}{m^2}$ e ϕ , no caso desse trabalho, é igual a T e g_b é dado em $\frac{k}{m}$.

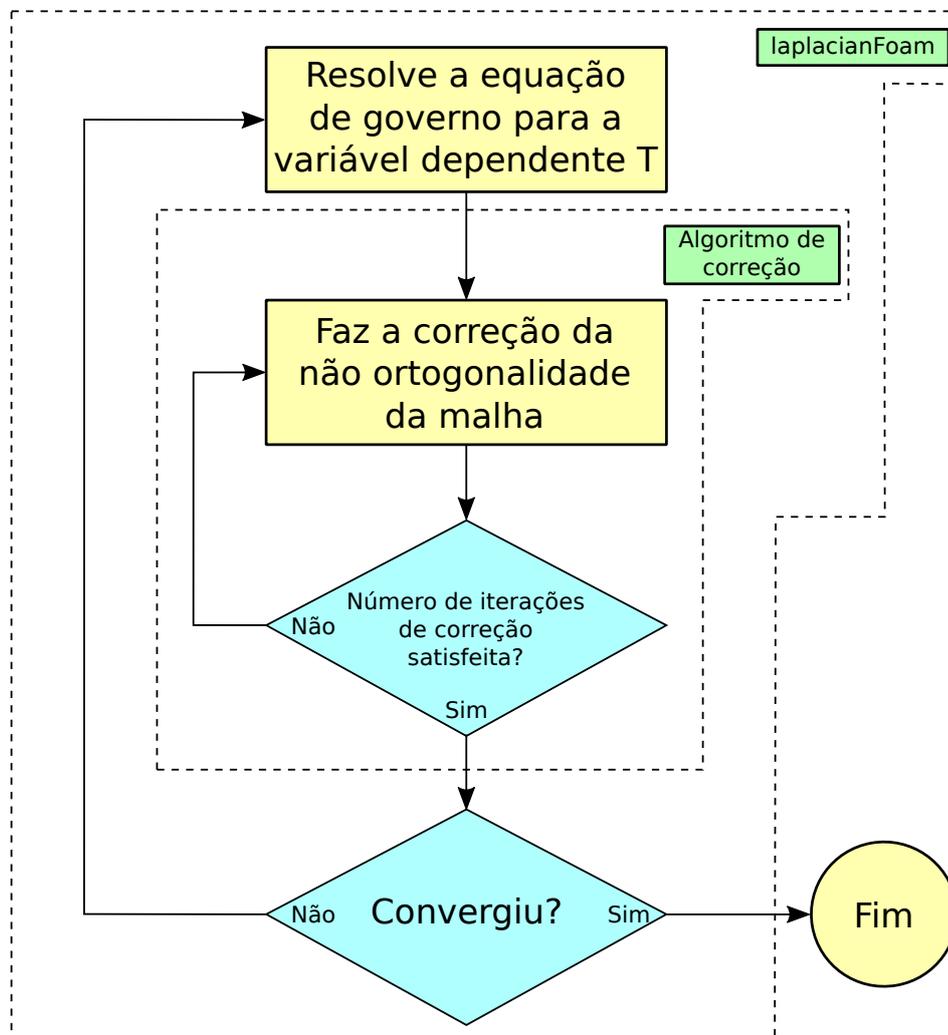
5.5 Algoritmo de solução

O sistema numérico obtido pela discretização das equações no domínio para o problema da broca é

$$\underline{A} \vec{\phi} = \vec{b}, \quad (5.5.44)$$

onde \underline{A} é a matriz dos coeficientes, $\vec{\phi}$ é o vetor resposta e \vec{b} é o termo fonte. A solução do sistema de equações resultante da discretização é setada no dicionário chamado *fvSolution* do *openFoam*. O algoritmo de solução desse sistema é apresentado em forma de diagrama na Figura 5.24.

Figura 5.24: Algoritmo de solução do problema.



Fonte: produção do próprio autor.

O algoritmo consiste em resolver a Equação 5.5.44 várias vezes, sendo que cada nova solução é usada para atualizar o termo de correção da não ortogonalidade da malha. A correção da não ortogonalidade é feita desse modo, pois o *openFoam* divide o termo

difusivo em parcela ortogonal, que fica implícita na solução do sistema 5.5.44 dentro da matriz \underline{A} , e parcela não ortogonal, que é adicionada ao termo fonte \vec{b} do sistema de equações e por isso é considerada explícita Jasak (1996, p. 113). O número dessas iterações de correção depende do grau de não ortogonalidade da malha.

Quem gerência essas correções é um sub-algoritmo do *openFoam* chamado de *SIMPLE*. Esse algoritmo é usado para fazer o acoplamento pressão velocidade em problemas de escoamento de fluidos (FERZIGER; PERIC, 2002), porém dentro do contexto do *laplacianFoam* ele é utilizado para gerenciar o número de correções de não ortogonalidade. Após a realização da etapa de correção, o algoritmo do *laplacianFoam* verifica se o problema convergiu ou não, se não convergiu ele reinicia esse ciclo novamente, do contrário ele finaliza as iterações.

5.5.1 Solução numérica do sistema

O sistema da Equação 5.5.44 pode ser resolvido por dois métodos diferentes, o método direto e o método iterativo.

No método direto, a resposta do sistema linear é gerada em um número finito de operações aritméticas (JASAK, 1996, p. 111), dentro dessa metodologia a matriz \underline{A} é decomposta, fatorada e/ou rearranjada de modo a obter um sistema de equações mais simples de resolver. Esse método é aplicável a qualquer matriz, porém como a matriz \underline{A} é muito esparça, ou seja, possui uma grande quantidade de elementos nulos, esse método gera muitos erros e é muito custoso computacionalmente (FERZIGER; PERIC, 2002; MARIC et al., 2014, p. 97, p. 33).

Já os métodos iterativos, segundo Ferziger e Peric (2002), utilizam iteração numérica de modo a reduzir o resíduo em cada iteração, o resíduo da iteração $\vec{\rho}^n$ é definido por

$$\underline{A} \vec{\phi}^n = \vec{b} - \vec{\rho}^n, \quad (5.5.45)$$

sendo que n é correspondente a n -ésima iteração, logo, subtraindo a Equação 5.5.45 da Equação 5.5.44, tem-se a relação para o erro

$$\vec{\epsilon}^n = \vec{\phi} - \vec{\phi}^n. \quad (5.5.46)$$

Considerando que $\vec{\phi}$ é o valor convergido, a relação entre o erro $\vec{\epsilon}^n$ e o resíduo $\vec{\rho}^n$ é definido por

$$\underline{A} \vec{\epsilon}^n = \vec{\rho}^n. \quad (5.5.47)$$

Sendo assim, objetivo do método iterativo é tornar o resíduo igual a zero e deste modo o erro também atinge esse mesmo valor.

Segundo Ferziger e Peric (2002, p. 110) a equação de condução de calor gera uma matriz de coeficientes \underline{A} simétrica. Deste modo, o método de resolução para sistemas

lineares com essa característica indicado pelo mesmo autor é o método dos gradientes conjugados pré-condicionados. O funcionamento desse método é explicado a seguir.

Supondo que o sistema que se deseja resolver é o da Equação 5.5.44 e ainda, supondo que a matriz \underline{A} é simétrica e positivo definida (todos os autovalores são positivos), resolver o sistema é equivalente a resolver o problema de minimização da função

$$F = \frac{1}{2} \phi^T \underline{A} \phi - \phi^T \vec{b}. \quad (5.5.48)$$

O método dos gradientes conjugados é baseado na descoberta de que é possível minimizar uma dada função em várias direções ao mesmo tempo enquanto se procura em uma direção no tempo. Isso é possível fazendo uma inteligente escolha das direções (FERZIGER; PERIC, 2002). Deste modo, com base na equação para duas direções

$$\vec{\phi} = \vec{\phi}_0 + \alpha_1 \vec{P}_1 + \alpha_2 \vec{P}_2, \quad (5.5.49)$$

α_1 e α_2 são os valores que minimizam a função F e se tentará obter o mínimo de F no plano $\vec{P}_1 - \vec{P}_2$. Com isso o problema passa a ser o de minimizar a função com relação a P_1 e P_2 individualmente de modo que as duas direções estarão conjugadas, desta forma

$$\vec{P}_1 \bullet \underline{A} \vec{P}_2 = 0. \quad (5.5.50)$$

Ou seja, P_1 e P_2 são conjugadas e ortogonais à matriz \underline{A} . A taxa de convergência desse método é dada pelo condicionamento da matriz \underline{A} , calculado por

$$c = \frac{\lambda_{max}}{\lambda_{min}}, \quad (5.5.51)$$

no qual λ_{max} e λ_{min} são respectivamente o maior e o menor autovalor da matriz \underline{A} . Para aumentar a taxa de convergência é preciso pré-condicionar o problema, ou seja, modificar o sistema 5.5.44 fazendo com que, ele tenha a mesma resposta, mas condicionamento menor que o sistema original. Isso é feito aplicando-se a seguinte modificação

$$\underline{C}^{-1} \underline{A} \underline{C}^{-1} \underline{C} \vec{\phi} = \underline{C}^{-1} \vec{b}, \quad (5.5.52)$$

sendo que a matriz \underline{C} é a matriz de condicionamento. O método dos gradientes conjugados é aplicado a matriz $\underline{C}^{-1} \underline{A} \underline{C}^{-1}$. Para maiores detalhes ver (FERZIGER; PERIC, 2002).

O algoritmo de resolução por gradientes conjugados fica:

- Iniciar as iterações com $n = 0$, $\vec{\phi}^0 = \vec{\phi}_{inicial}$, $\vec{\rho}^0 = \vec{b} - \underline{A}\vec{\phi}_{inicial}$, $\vec{P}^0 = \vec{0}$ e $S_0 = 10^{-30}$;
- Incrementa o contador $n = n + 1$;
- Resolve o sistema $\underline{M}\vec{z}^n = \vec{\rho}^0$;
- Calcula:
 - $s^n = \vec{\rho}^{(n-1)}\vec{z}^n$;
 - $\beta^n = \frac{s^n}{s^{(n-1)}}$;
 - $\vec{P}^n = \vec{z}^n + \beta^n\vec{P}^{(n-1)}$;
 - $\alpha^n = \frac{s^n}{\vec{P}^n \underline{A} \vec{P}^n}$;
 - $\vec{\phi}^n = \vec{\phi}^{(n-1)} + \alpha^n \vec{P}^n$;
 - $\vec{\rho}^n = \vec{\rho}^{(n-1)} + \alpha^n \underline{A} \vec{\rho}^n$.
- Continuar até convergir.

$\vec{\rho}^n$ é o resíduo na n -ésima iteração, \vec{P}^n é a n -ésima direção de busca, \vec{z}^n é um vetor auxiliar e α^n e β^n são parâmetros auxiliares usados para construir a nova solução, resíduo e direção de busca. A matriz \underline{M} é igual a inversa matriz de condicionamento, ou seja, \underline{C}^{-1} , desta forma, deve ser escolhida uma matriz \underline{C} fácil de inverter. A matriz de condicionamento é obtida pelo método de fatoração incompleta de Cholesky da matriz \underline{A} , deste modo fica $\underline{M} = \underline{L} \underline{U}$ (FERZIGER; PERIC, 2002).

No *openFoam* o método dos gradientes conjugados é escolhido no campo chamado de *solver* do *fvSolution*, a sigla para esse método é o PCG. Para escolher a fatoração incompleta de Cholesky como o método de condicionamento da matriz \underline{M} é necessário preencher no campo *solver* o subitem *preconditioner* com a sigla DIC.

5.5.2 Critério de convergência

O cálculo do critério de convergência é feito com base no resíduo normalizado, ou seja

$$R = \frac{|\underline{A}\vec{\phi}^n - \vec{b}|}{|\underline{A}\vec{\phi}^n|}. \quad (5.5.53)$$

O resíduo da temperatura selecionado para todas as simulações nesse trabalho foram de 10^{-6} . Esse critério de convergência é preenchido no *fvSolution* no campo dentro do *solver* escolhido.

5.6 Pós - processamento

O pós-processamento é feito no *software Paraview* utilizando os seguintes cálculos.

5.6.1 Cálculo da temperatura média

A temperatura média é calculada por uma integral da temperatura pontual sobre a área da superfície, em seguida dividi-se o valor dessa integral pela área total integrada. No caso da superfície da broca que está em contato com o fluido, essa integral fica

$$\bar{T}_{(broca-fluido)} = \frac{1}{A_{(broca-fluido)}} \int_{S3} T dA. \quad (5.6.54)$$

O valor da temperatura média será usada posteriormente para calcular os valores de *Nusselt* e \bar{h}_{fluido} .

5.6.2 Cálculo do balanço de energia

O balanço de energia é baseado na primeira lei da termodinâmica, aplicando-a ao volume de controle da broca tem-se que

$$Q_{(broca)} + Q_{(base)} + Q_{(broca-fluido)} = 0. \quad (5.6.55)$$

Porém sabe-se que devido a erros numéricos durante a simulação, o balanço de energia feito no *Paraview* fica

$$Q_{(resíduo)} = Q_{(broca)} + Q_{(broca-fluido)} + Q_{(base)}, \quad (5.6.56)$$

no qual o termo $Q_{(resíduo)}$ é o erro do balanço de energia, logo, cada uma das parcelas acima é definida por

$$Q_{(broca)} = \int_{S1} k \nabla T \cdot \vec{n}_1 dA, \quad (5.6.57)$$

$$Q_{(broca-fluido)} = \int_{S2} k \nabla T \cdot \vec{n}_2 dA \quad (5.6.58)$$

e

$$Q_{(base)} = \int_{S3} k \nabla T \cdot \vec{n}_3 dA. \quad (5.6.59)$$

Substituindo 5.6.57 , 5.6.58 e 5.6.59 em 5.6.56 , tem-se que o erro numérico do balanço de energia

$$Q_{(resíduo)} = \int_{S_1} k \nabla T \cdot \vec{n}_1 dA + \int_{S_2} k \nabla T \cdot \vec{n}_2 dA + \int_{S_3} k \nabla T \cdot \vec{n}_3 dA. \quad (5.6.60)$$

5.7 Aspectos da malha da broca

A malha da broca foi feita no *software Salome*, que nada mais é do que um pré-processador no qual a geometria pode ser simplificada ou alterada de modo limitado, e em seguida a malha pode ser gerada e as condições de contorno selecionadas. Esse *software* possui uma grande variedade de tipos de elementos de malha, cujos parâmetros podem ser ajustados. A avaliação da qualidade da malha foi feita com dados originários do pré-processador de malha do *openFoam*.

5.7.1 Classificação da malha

Para malha da broca foi escolhido o gerador de malha incorporado no *Salome* chamado *Netgen*, cujos elementos são tetraédricos, a Tabela com a classificação da malha é apresentada na Tabela 5.3.

Tabela 5.3: Tabela de classificação da malha da broca.

Classificação da Malha da Broca	
Parâmetro	Característica da malha
Quanto a ortogonalidade	Não ortogonal
Quanto a estrutura	Não estruturada
Quanto a diversidade de elementos	Somente elementos tetraédricos
Quanto a conformidade ^a	Conforme
Quanto localização do Volume de Controle	<i>Cell Centered</i>
Quanto ao armazenamento das variáveis	Colocalizado

^a Apesar da conformidade ser mais evidente em malhas híbridas ou com mais de um domínio.

Fonte: produção do próprio autor.

A malha da broca é composta somente por elementos tetraédricos, e portanto não ortogonais, e além disso a malha não é estruturada devido a dificuldade de gerar elementos tetraédricos em três dimensões com essa abordagem. Para a malha ser coerente no contexto de haver só um tipo de elemento e só um domínio, portanto ela é conforme. O *openFoam* utiliza a localização do volume de controle como *Cell Centered* e o armazenamento das variáveis é feito com o arranjo colocalizado.

5.7.2 Análise de refino e qualidade

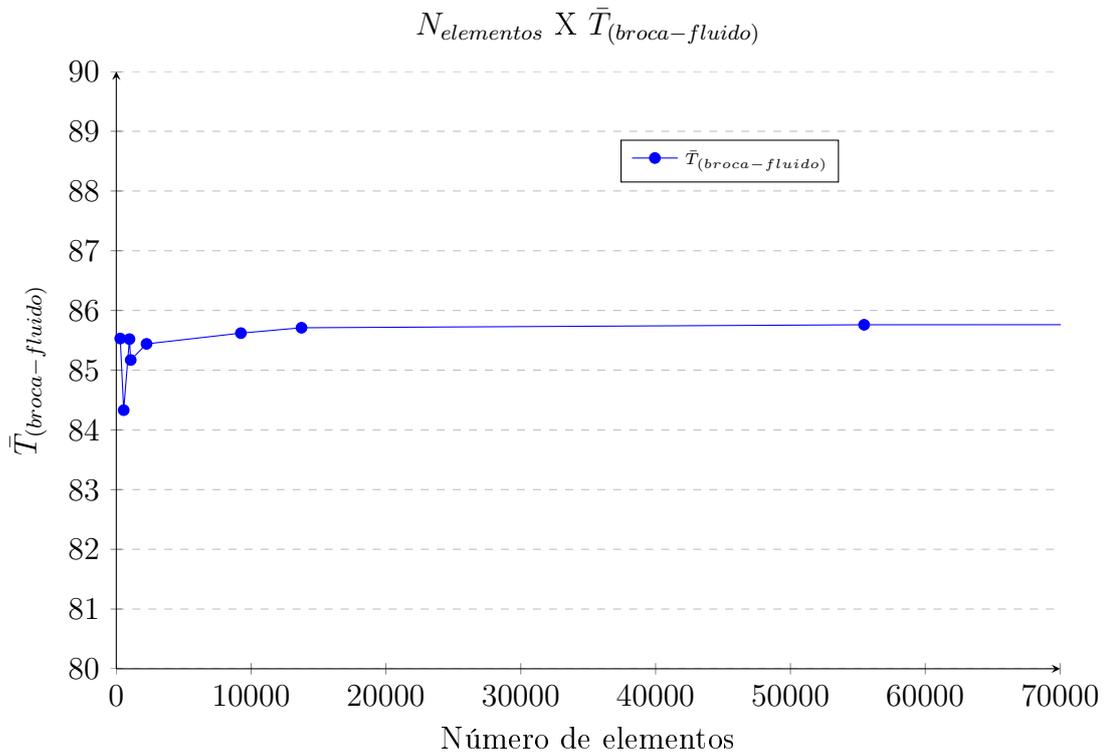
Foram implementadas várias malhas com o intuito de verificar a independência da malha e a qualidade de cada uma delas. As malhas são apresentadas na Tabela 5.4 e o gráfico com a relação entre o número de elementos de cada malha com a variável desejada $\bar{T}_{(broca-fluido)}$ é apresentada no gráfico da Figura 5.25.

Tabela 5.4: Tabela da qualidade da malha tetraédrica da broca.

Malha	Número de Elementos	Ortogonalidade Máxima	<i>Skewness</i>	Razão de Aspecto
Tetraédrica 01	294	65,68°	0,73	8,31
Tetraédrica 02	549	63,79°	0,68	6,23
Tetraédrica 03	977	68,07°	0,71	6,81
Tetraédrica 04	1070	66,73°	0,83	7,27
Tetraédrica 05	2245	69,69°	0,89	8,72
Tetraédrica 06	9241	70,61°	1,04	6,25
Tetraédrica 07	13737	71,22°	1,11	7,33
Tetraédrica 08	55463	69,40°	0,95	7,04

Fonte: produção do próprio autor.

Figura 5.25: Análise de refino.



Fonte: produção do próprio autor.

A temperatura média sobre a superfície da broca muda muito pouco com relação ao número de elementos da malha, mesmo para um número baixo de elementos como 294 e 549 a diferença entre as temperaturas calculadas na superfície da broca ficam em torno de 1.40 %. Logo qualquer malha utilizada não irá influenciar no resultado de $\bar{T}_{(broca-fluido)}$.

Analisando a qualidade da malha e levando em consideração que o fenômeno envolvido é puramente difusivo, conclui-se que o valor do *Skewness* não influenciará no resultado. O aspecto de ortogonalidade da malha passa a ser o mais importante. Com isso, segundo Greenshields (2016), o valor de ortogonalidade máxima razoável para não interferir no termo difusivo seria de 50° . Como os valores gerais de ortogonalidade máxima para todas as malhas estão a cima disso, serão usados alguns ciclos de correções de não ortogonalidade, para diminuir os erros numéricos gerados pela malha.

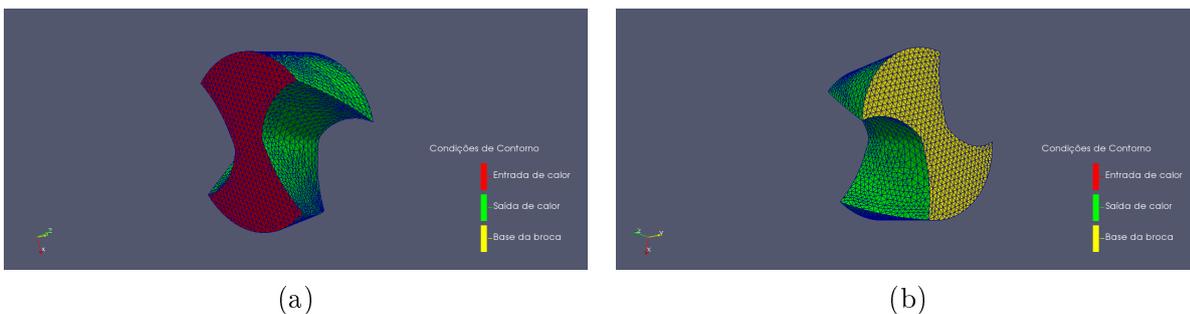
Os valores da razão de aspecto ficaram muito próximos entre si, apesar de não serem os ideais, ou seja, 1, eles não são considerados altos. Além disso o refino da malha não ajudou muito na diminuição da razão de aspecto, como notado na Tabela 5.4. Desta forma esse parâmetro de qualidade interferirá pouco na solução do problema.

Então em virtude da alta distorção da geometria da broca ocasionada por uma malha com menor número de elementos e em razão da resolução da resposta da distribuição de temperaturas sobre a superfície da broca, optou-se por escolher a malha 07 cuja quantidade de tetraédricos é de 13737 e que não causa muito esforço computacional para resolver.

5.7.3 Condição de contorno

As condições de contorno impostas são as de fluxo de calor constante em duas superfícies e uma temperatura prescrita em uma superfície. Essas condições são mostradas no modelo numérico na Figura 5.26.

Figura 5.26: Malha tetraédrica da broca. Na Figura 5.26(a) é mostrado a parte da malha que receberá a condição de contorno $Q_{(broca)}$, e a que receberá a condição $Q_{(broca-fluido)}$ e na Figura 5.26(b) é mostrado também a parte da malha que receberá a condição de contorno $T_{(base)}$.



Fonte: produção do próprio autor.

Capítulo 6

Resultados e discussões

Este capítulo é dividido em duas seções principais, que são:

- Resultados experimentais;
- Resultados numéricos.

Essa divisão foi escolhida, pois o método híbrido que foi o utilizado neste trabalho, demanda primeiro resultados experimentais. Após esses resultados serem obtidos, o modelo numérico pode ser resolvido.

Os resultados experimentais obtidos são as temperaturas medidas pelos termopares durante cada experimento. Esses dados foram organizados em tabelas para facilitar análise. As perdas de calor foram calculadas com base nessas temperaturas. Foram construídos alguns gráficos que relacionam a influência da rotação e da vazão sobre algumas das temperaturas mais importantes registradas nos experimentos.

Os resultados numéricos obtidos são os valores das temperaturas médias sobre a superfície da broca para cada experimento. Esses valores são apresentados também em forma de tabelas e em gráficos.

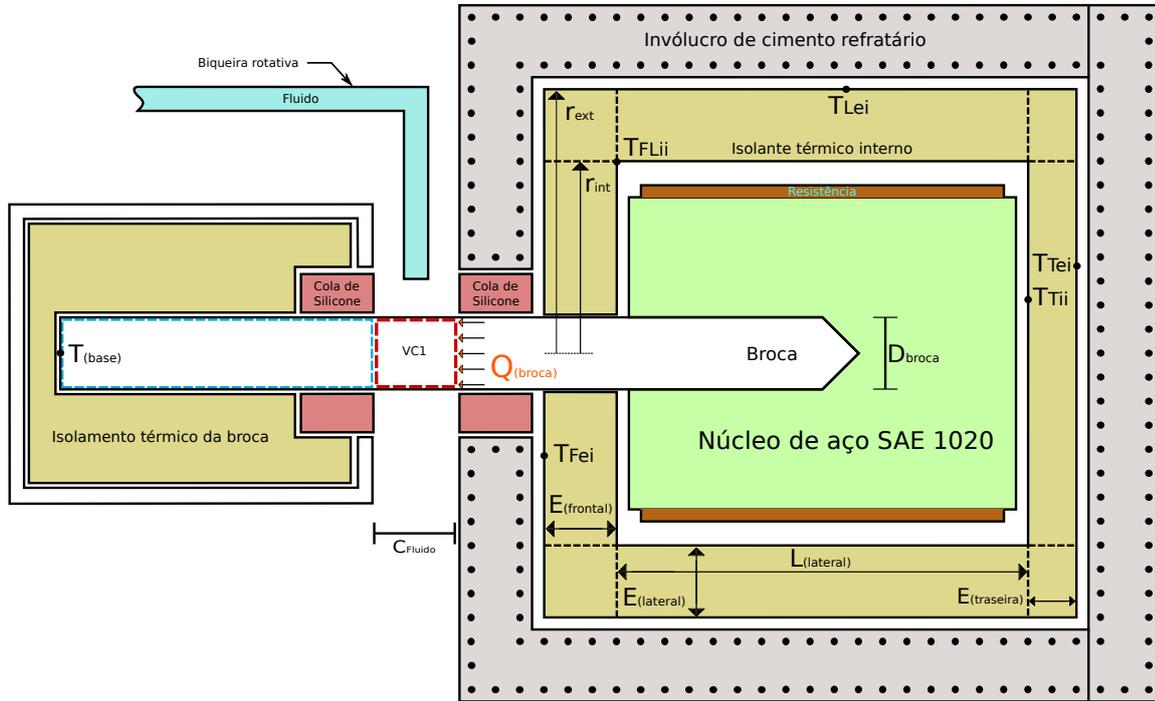
Por fim os valores de *Nusselt* médio e do coeficiente de convecção do fluido são apresentados. Ao final deste capítulo foi feito um balanço de energia no volume de controle da broca, com o intuito de verificar a confiabilidade da simulação.

6.1 Resultados experimentais.

6.1.1 Temperaturas registradas no aparato experimental.

A posição de cada termopar dentro do aparato experimental é mostrado na Figura 6.1. Os resultados experimentais das temperaturas registradas no aparato experimental, são mostrados nas Tabelas 6.1 e 6.2.

Figura 6.1: Posicionamento dos termopares dentro do aparato experimental



Fonte: produção do próprio autor.

Tabela 6.1: Temperaturas médias obtidas nos experimentos para as vazões de 0, 20 e 0, 30 L/min .

Temperaturas	Experimentos						
	$l_{Fluido} = 0, 20 (L/min)$				$l_{Fluido} = 0, 30 (L/min)$		
	$N_{biqueira} (rpm)$				$N_{biqueira} (rpm)$		
	0	345	365	385	345	365	385
$T_{FLii} (^{\circ}C)$	669,07	660,88	659,92	661,67	666,27	670,93	672,93
$T_{Tii} (^{\circ}C)$	652,82	649,75	649,47	651,19	655,89	661,12	663,49
$T_{Fei} (^{\circ}C)$	118,62	111,98	102,07	100,49	109,04	109,58	109,16
$T_{Leii} (^{\circ}C)$	193,12	189,35	188,01	187,62	188,51	189,07	190,05
$T_{Tei} (^{\circ}C)$	410,47	404,01	401,99	401,99	405,31	407,90	410,62
$T_{(base)} (^{\circ}C)$	68,12	61,09	56,64	56,99	54,71	51,18	50,56
$\bar{T}_{(fluido)} (^{\circ}C)$	27,95	29,08	29,68	29,97	30,27	30,31	30,23
$T_{(amb)} (^{\circ}C)$	23,79	26,02	26,17	26,30	26,26	26,18	26,04

Fonte: produção do próprio autor.

Os maiores valores de temperatura são registrados na região frontal-interna do isolamento (T_{FLii}), e atingem $677,74\text{ }^{\circ}\text{C}$ para o experimento com $l_{Fluido}= 0,40\text{ L/min}$ e $N_{biqueira}= 385\text{ rpm}$. O valor da temperatura registrada na parte traseira do invólucro (T_{Tii}), também interna ao isolamento, ficou próxima as temperaturas da porção frontal-interna (T_{FLii}), tendo um máximo de $669,58\text{ }^{\circ}\text{C}$ para o mesmo experimento. Essa pequena diferença entre as duas temperaturas internas do aparato, se deve ao fato da espessura do isolamento traseiro ($E_{(traseira)}$) ser menor que a espessura do isolamento lateral ($E_{(lateral)}$) e frontal ($E_{(frontal)}$). Essas espessuras são respectivamente, $E_{(traseira)}= 0,018\text{ m}$ e $E_{(lateral)}= E_{(frontal)}= 0,033\text{ m}$ e são indicadas também na Figura 6.1.

Tabela 6.2: Temperaturas médias obtidas nos experimentos para as vazões de $0,40$ e $0,50\text{ L/min}$.

Temperaturas	Experimentos					
	$l_{Fluido}= 0,40\text{ (L/min)}$			$l_{Fluido}= 0,50\text{ (L/min)}$		
	$N_{biqueira}(rpm)$			$N_{biqueira}(rpm)$		
	345	365	385	345	365	385
$T_{FLii}(^{\circ}\text{C})$	670,99	667,98	677,74	667,50	669,36	671,03
$T_{Tii}(^{\circ}\text{C})$	661,27	658,42	669,58	658,48	659,22	661,15
$T_{Fci}(^{\circ}\text{C})$	103,46	101,11	100,71	107,19	106,23	105,65
$T_{Lci}(^{\circ}\text{C})$	190,54	189,13	189,98	192,81	193,35	193,36
$T_{Tci}(^{\circ}\text{C})$	410,71	408,51	411,06	409,13	409,87	410,55
$T_{(base)}(^{\circ}\text{C})$	47,86	46,66	46,44	46,70	45,49	45,81
$\bar{T}_{(fluido)}(^{\circ}\text{C})$	30,28	30,22	30,16	32,41	31,92	31,90
$T_{(amb)}(^{\circ}\text{C})$	26,03	25,99	25,90	28,35	28,39	28,35

Fonte: produção do próprio autor.

Apesar das espessuras frontal e lateral serem as mesmas, os resultados das temperatura lateral externa (T_{Fci}) e frontal externa (T_{Lci}) não ficaram muito próximos entre os experimentos. O valor máximo da temperatura T_{Fci} foi de $118,62\text{ }^{\circ}\text{C}$, registrada no experimento com $l_{Fluido}= 0,20\text{ L/min}$ e $N_{biqueira}= 0\text{ rpm}$, e o valor máximo de T_{Lci} foi de $193,36\text{ }^{\circ}\text{C}$, registrada no experimento com $l_{Fluido}= 0,50\text{ L/min}$ e $N_{biqueira}= 385\text{ rpm}$. Uma possível explicação para esse comportamento é o fato das áreas frontal ($A_{(frontal)}$) e lateral ($A_{(lateral)}$) dos isolamentos serem diferentes. Isso permite a saída de uma maior quantidade de calor, o que aumenta as temperaturas registradas na lateral do invólucro.

As temperaturas na região traseira externa do invólucro (T_{Tci}) ficaram acima das temperaturas na parte frontal e lateral. O maior valor registrado foi de $411,06\text{ }^{\circ}\text{C}$ no

experimento com $l_{Fluido} = 0,40 \text{ L/min}$ e $N_{biqueira} = 385 \text{ rpm}$. Essa temperatura é mais alta devido ao fato da espessura de isolamento na parte traseira ($E_{(traseira)}$) possuir $0,018 \text{ m}$. facilitando assim a perda de calor e o aumento da temperatura nessa região.

A temperatura da base da broca ($T_{(base)}$) atingiu seu máximo valor de $68,12 \text{ }^\circ\text{C}$ no experimento de $l_{Fluido} = 0,20 \text{ L/min}$ e $N_{biqueira} = 0 \text{ rpm}$, após isso reduziu progressivamente. O valor máximo obtido foi justamente no experimento com 0 rpm . Isso pode ser explicado pelo fato da biqueira estar estática, o que provoca uma menor turbulência no escoamento diminuindo assim a troca de calor e aumentando a temperatura.

A temperatura do fluido de corte ($\bar{T}_{(fluido)}$) variou pouco durante os experimentos, tendo uma média de $30,23^\circ\text{C}$. Devido a tolerância dos termopares, que é de $\pm 2^\circ\text{C}$, pode-se dizer que se manteve estável. A única exceção a essa estabilidade da temperatura $\bar{T}_{(fluido)}$ foi os experimentos com $l_{Fluido} = 0,20 \text{ L/min}$ e $N_{biqueira} = 0 \text{ rpm}$ e $l_{Fluido} = 0,50 \text{ L/min}$ e $N_{biqueira} = 345 \text{ rpm}$, que ficaram respectivamente abaixo e acima dessa média. A temperatura ambiente ($T_{(amb)}$) também permaneceu estável, com a média de $26,17^\circ\text{C}$. As únicas exceções, considerando a tolerância de $\pm 2^\circ\text{C}$, foram para os experimentos com $N_{biqueira} = 0 \text{ rpm}$ e $l_{Fluido} = 0,50 \text{ L/min}$, que ficam respectivamente abaixo e acima dessa média.

6.1.2 Influência da rotação da broca ($N_{biqueira}$) e da vazão do fluido de corte (l_{Fluido}) na temperatura da base da broca ($T_{(base)}$).

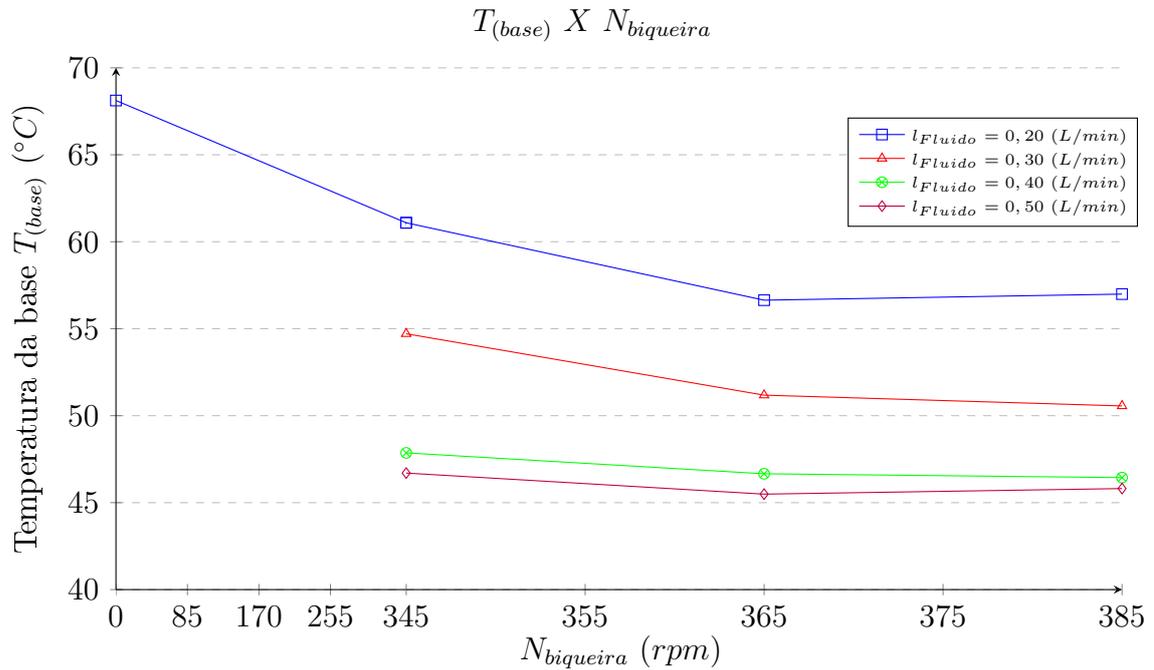
A influência da rotação da broca ($N_{biqueira}$) na temperatura da base ($T_{(base)}$) para diferentes valores de vazão do fluido de corte (l_{Fluido}), é mostrada na Figura 6.2.

Segundo a Figura a temperatura da base ($T_{(base)}$) diminui continuamente com o aumento da rotação. Há uma tendência da temperatura da base sofrer menos influência da rotação a vazões maiores. A rotação influencia mais a temperatura antes 365 rpm do que a 385 rpm .

A influência da vazão do fluido (l_{Fluido}) na temperatura da base ($T_{(base)}$), para diferentes valores de rotação ($N_{biqueira}$), é mostrada na Figura 6.3.

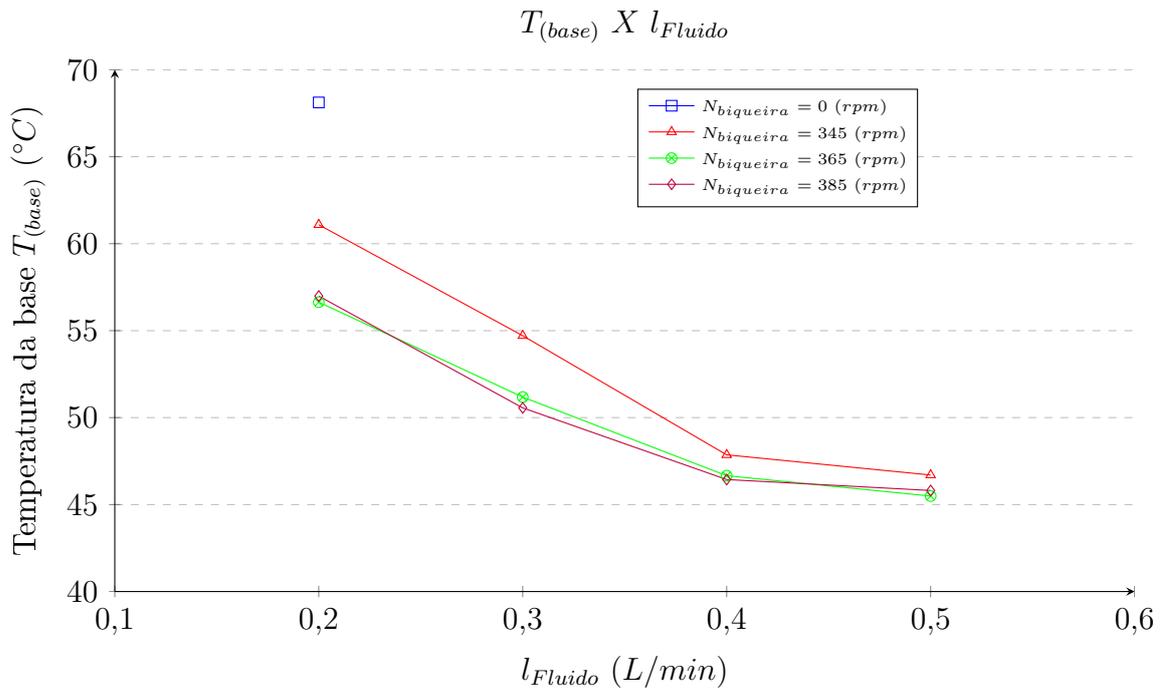
Com o aumento da vazão a temperatura da base cai linearmente até a vazão de $l_{Fluido} = 0,40 \text{ L/min}$, quando passa a diminuir menos abruptamente até a vazão de $l_{Fluido} = 0,50 \text{ L/min}$. As curvas para a rotação de 365 rpm e 385 rpm são muito próximas, enquanto que a curva para a rotação de 345 rpm fica mais longe das demais porém apresentando o mesmo formato. Não foi possível levantar a curva para a rotação de 0 rpm porém nota-se que ela começa bem mais acima do que para a rotação de 345 rpm .

Figura 6.2: Temperatura da base ($T_{(base)}$) em função a rotação da broca ($N_{biqueira}$) para várias vazões de fluido (l_{Fluido}).



Fonte: produção do próprio autor.

Figura 6.3: Temperatura da base ($T_{(base)}$) em função da vazão do fluido (l_{Fluido}) para várias rotação da broca ($N_{biqueira}$).

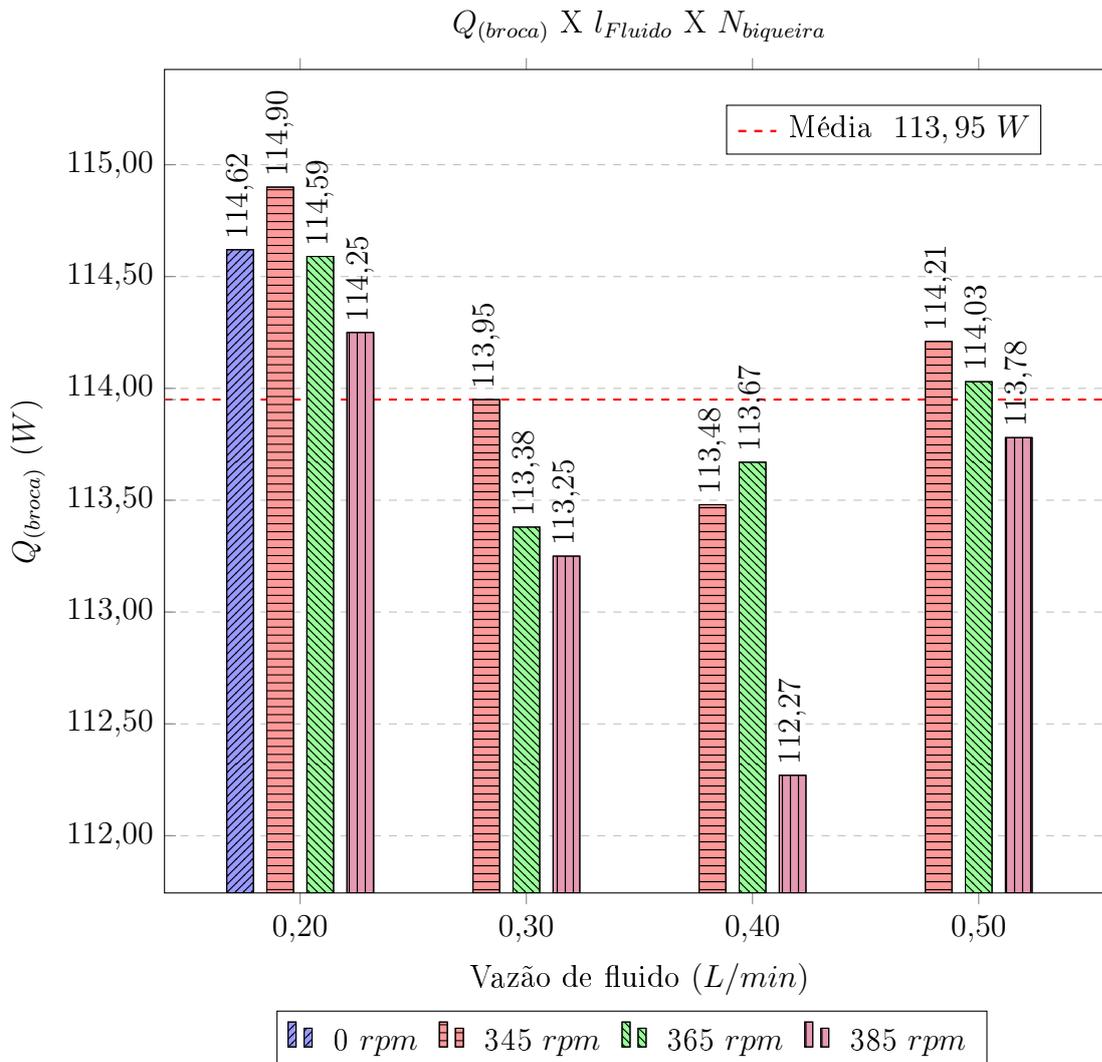


Fonte: produção do próprio autor.

6.1.3 Determinação das taxas de transferência de calor

O balanço de energia feito na parte interna do isolamento é calculado a partir das equações do capítulo do aparato experimental com base nas temperaturas das Tabelas 6.1 e 6.2. O calor resultante que fluiu para a broca é mostrado na Figura 6.4.

Figura 6.4: Quantidade de calor que vai para a broca $Q_{(broca)}$.



Fonte: produção do próprio autor.

O calor que vai para a broca variou pouco, sendo que a média foi de 113,95 W tendo uma variação máxima de 1,68 W. As perdas de calor, apresentadas nas Tabelas 6.3 e 6.4, registram pouca variação, sendo que a maior quantidade de calor perdida é registrada nas laterais. Isso se deve principalmente a área lateral de isolamento ($A_{(lateral)}$) ser maior se comparada com as áreas frontais ($A_{(frontal)}$) e traseira ($A_{(traseira)}$). Isso acaba por facilitar uma perda maior de calor. Além disso, o gradiente de temperatura ($T_{FLi} - T_{Ti}$) é grande nesse trecho do isolamento, aumentando a troca térmica.

Tabela 6.3: Perdas de calor calculados nos experimentos para as vazões de 0,20 e 0,30 L/min .

Perdas de Calor	Experimentos						
	$l_{Fluido}= 0,20 (L/min)$				$l_{Fluido}= 0,30 (L/min)$		
	$N_{biqueira} (rpm)$				$N_{biqueira} (rpm)$		
	0	345	365	385	345	365	385
$Q_{(front)} (W)$	12,21	12,17	12,37	12,45	12,36	12,45	12,50
$Q_{(lat)} (W)$	42,60	42,21	42,24	42,43	42,76	43,13	43,22
$Q_{(tras)} (W)$	10,45	10,59	10,67	10,74	10,80	10,91	10,90
$Q_{(broca)} (W)$	114,62	114,90	114,59	114,25	113,95	113,38	113,25

Fonte: produção do próprio autor.

Tabela 6.4: Perdas de calor calculados nos experimentos para as vazões de 0,40 e 0,50 L/min .

Perdas de Calor	Experimentos					
	$l_{Fluido}= 0,40 (L/min)$			$l_{Fluido}= 0,50 (L/min)$		
	$N_{biqueira} (rpm)$			$N_{biqueira} (rpm)$		
	345	365	385	345	365	385
$Q_{(front)} (W)$	12,59	12,57	12,80	12,43	12,49	12,45
$Q_{(lat)} (W)$	43,00	42,86	43,66	42,49	42,61	42,79
$Q_{(tras)} (W)$	10,80	10,77	11,14	10,75	10,75	10,80
$Q_{(broca)} (W)$	113,48	113,67	112,27	114,21	114,03	113,78

Fonte: produção do próprio autor.

A perda de calor média na parte frontal foi de 12,45 W e na parte traseira foi de 10,77 W enquanto que na parte lateral a perda média foi de 42,76 W . Isso significa que a perda lateral foi de 70,88% a 74,81% maior que a perda frontal e traseira respectivamente. Apesar da seção traseira ter uma menor espessura de isolamento ($E_{(traseira)}$), e maior área ($A_{(traseira)}$) que a frontal, ela tem um menor gradiente de temperatura ($T_{Tii} - T_{Tei}$) fazendo com que a quantidade de calor perdida nessa região seja 13,48% menor que a quantidade perdida na seção frontal.

6.2 Resultados numéricos

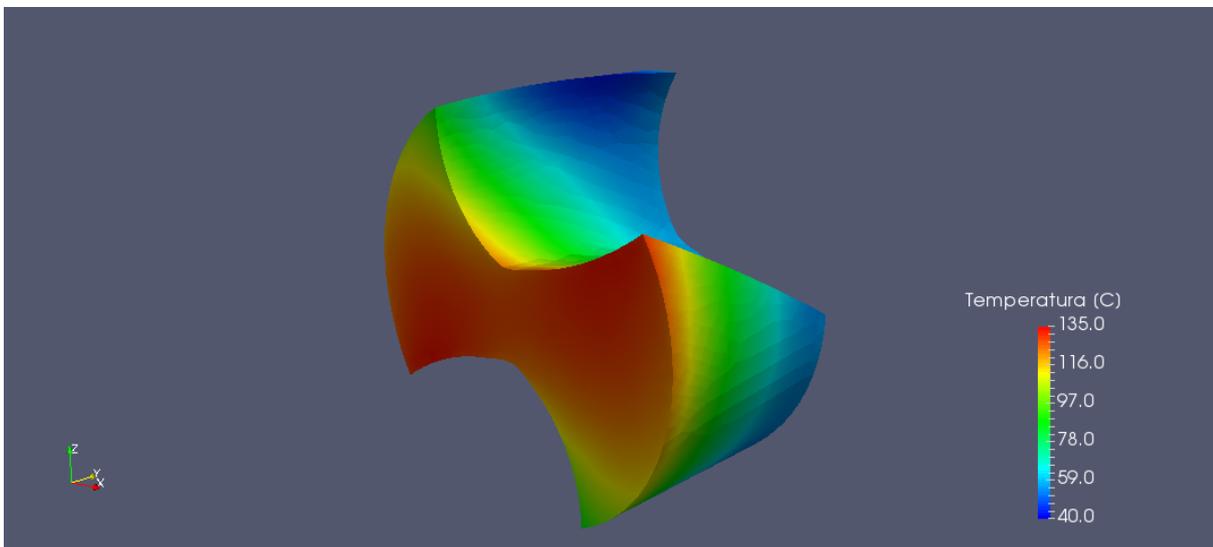
A análise dos 13 experimentos realizados mostrou que todos eles possuem resultados análogos, o único fator que muda entre eles são os valores numéricos obtidos, desta

forma, optou-se por mostrar a análise dos resultados numéricos apenas para um experimento. Para os demais experimentos o procedimento é análogo.

6.2.1 Temperatura na superfície e no centro da broca

A Figura 6.5 mostra o perfil de temperaturas sobre o trecho simulado da broca, obtido para o experimento cuja vazão do fluido foi de $l_{Fluido} = 0,20 \text{ L/min}$ e rotação de $N_{biqueira} = 365 \text{ rpm}$.

Figura 6.5: Temperatura na superfície da broca para o experimento de $l_{Fluido} = 0,20 \text{ L/min}$ a $N_{biqueira} = 365 \text{ rpm}$.



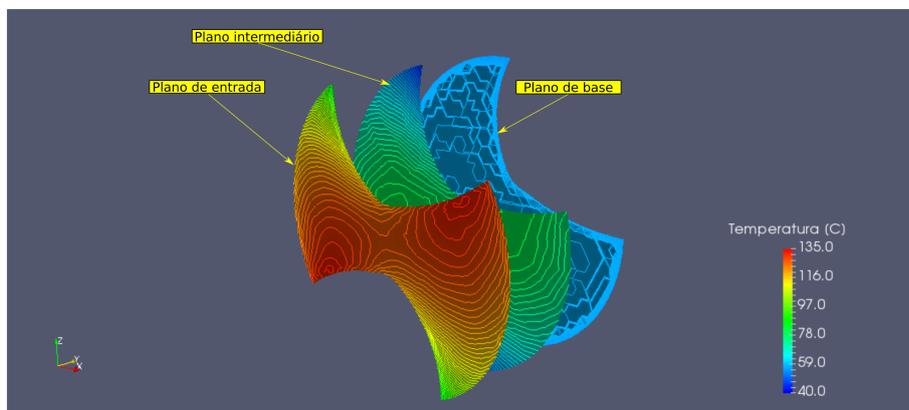
Fonte: produção do próprio autor.

Como o esperado, as maiores temperaturas foram registradas na seção próxima a entrada de energia, e as menores na região próximas a seção do final do trecho simulado da broca. Para esse experimento, segundo a Tabela 6.1, o valor da temperatura da base foi ajustada em $56,64 \text{ }^\circ\text{C}$. As maiores temperaturas registradas foram de $132,71 \text{ }^\circ\text{C}$, próximo a ponta de corte, e as menores temperaturas foram de $41,91 \text{ }^\circ\text{C}$ na aresta helicoidal da quina. Isso gerou uma temperatura média sobre a superfície da broca de $74,22 \text{ }^\circ\text{C}$.

Na Figura 6.6 é mostrado o local dos planos plotados com relação a geometria tridimensional da broca. O primeiro, plano é o plano de entrada, cuja condição de contorno é $Q_{(broca)}$. O segundo é o plano intermediário, que fica na região média do trecho da broca a 5 mm do plano de entrada. O último é o plano de base, e fica na seção da base da broca, cuja condição de contorno é de $T_{(base)}$.

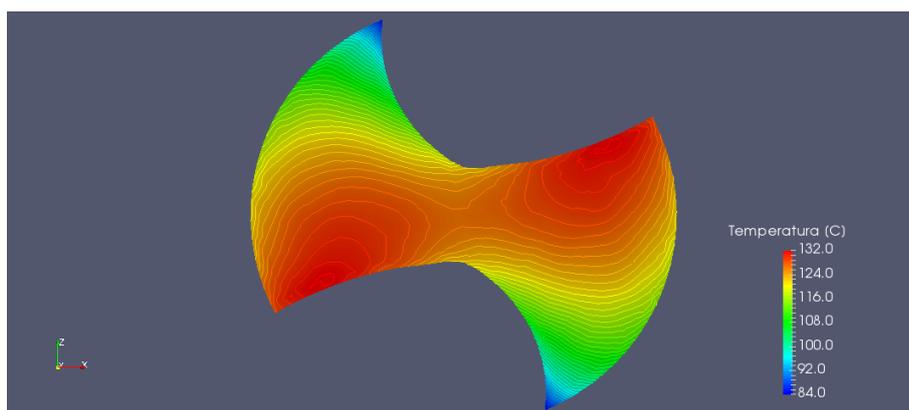
O plano de entrada, mostrado na Figura 6.7, é o que apresenta as maiores temperaturas, como já era esperado, pois esse é esse plano que recebe o calor que vem do interior do sistema de aquecimento.

Figura 6.6: planos de análise (figura 6.6) para o experimento de $l_{Fluido} = 0,20 L/min$ a $N_{biqueira} = 365 rpm$.



Fonte: produção do próprio autor.

Figura 6.7: Plano na entrada de calor



Fonte: produção do próprio autor.

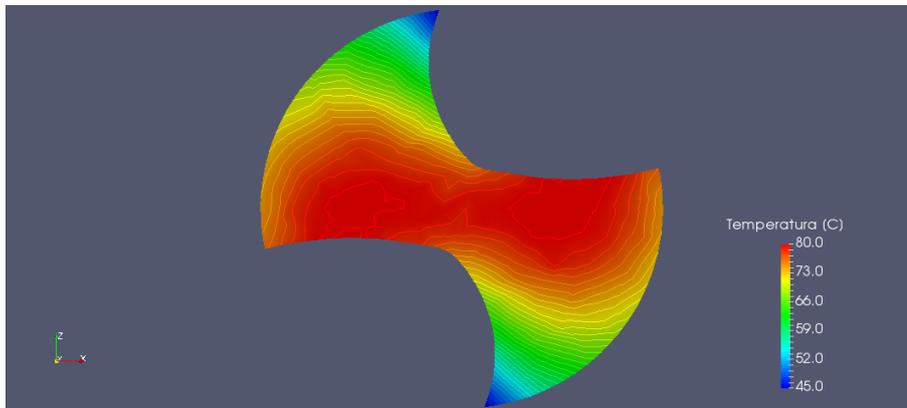
Para este plano, as maiores temperaturas foram de $132,71\text{ }^{\circ}C$ e foram registradas próximas a ponta de corte. Já as menores temperaturas para foram registradas próximos a quina, cujo o valor de $84,44\text{ }^{\circ}C$.

A Figura 6.8, mostra o plano intermediário da broca. As maiores temperaturas registradas também são localizadas na região próxima a ponta de corte e foram de $80,69\text{ }^{\circ}C$. As menores temperaturas foram registradas também na quina e foram de $40,89\text{ }^{\circ}C$.

A Figura 6.9, mostra o plano de base. Também há um gradiente de temperatura nesse plano, principalmente com relação ao centro da broca. Porém, a variação de temperatura já fica muito próximo da temperatura ajustada na base da broca, que é de $56,64\text{ }^{\circ}C$.

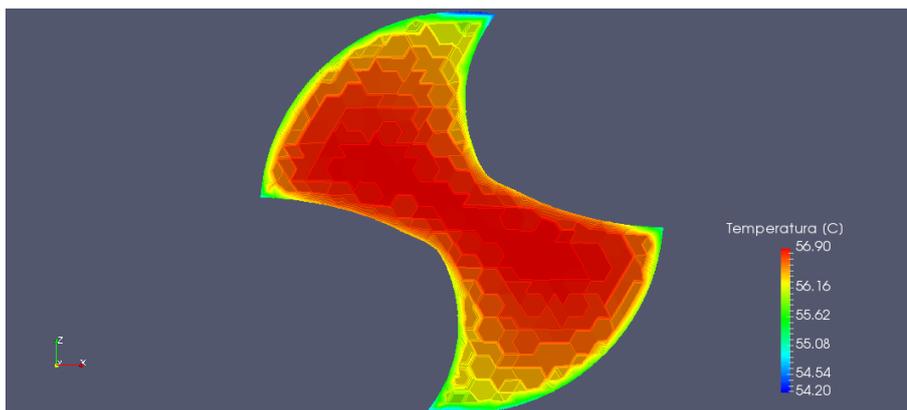
O perfil de temperaturas sobre a superfície da broca pode ser plotado em um gráfico

Figura 6.8: Plano intermediário.



Fonte: produção do próprio autor.

Figura 6.9: Plano na base.

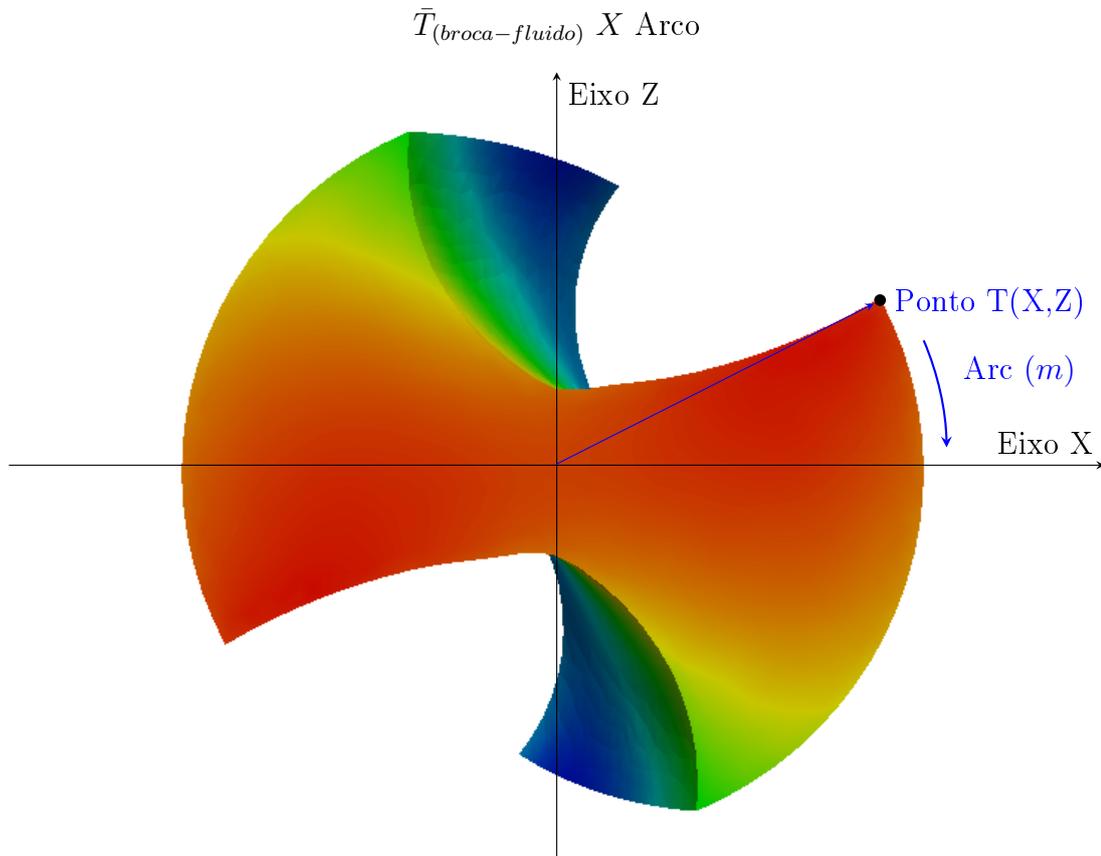


Fonte: produção do próprio autor.

tridimensional. Os parâmetros para transformar essa superfície complexa em um gráfico são mostrados na Figura 6.10. Nela é mostrado um ponto $P(X, Z)$ sobre a superfície da broca no plano de entrada. Esse ponto possui coordenadas X e Z e uma determinada temperatura T . Para fazer a conversão para o gráfico tridimensional, um arco Arc é definido a partir do ponto P sobre o limite externo da broca. Os valores do arco (Arc) aumentam a partir do ponto P percorrendo o contorno da seção até que cheguem novamente ao ponto P . Para cada seção da broca as temperaturas do contorno em função do arco são contabilizadas. Cada plano tem um valor específico no eixo Y . O gráfico de temperatura que será resultado dessa conversão depende do valor do arco Arc e de Y de cada plano. Logo, as temperaturas da superfície da broca passam a ser uma função de $T(Y, Arc)$.

Fazendo o valor de Y , ou seja, da profundidade, aumentar com incrementos de 0.5 mm até o fim do trecho simulado que está a 10 mm , pode-se plotar um gráfico tridimensional como é mostrado na Figura 6.11.

Figura 6.10: Transformação de coordenadas para o gráfico da temperatura tridimensional da Figura 6.11.



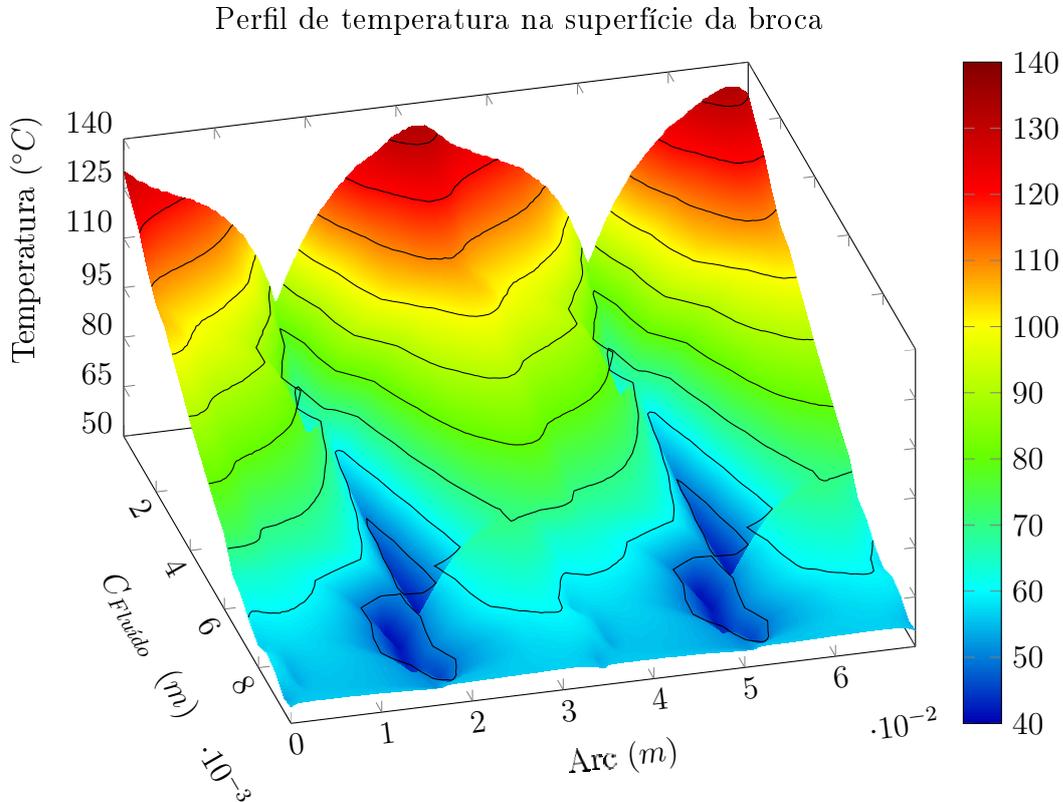
Fonte: produção do próprio autor.

Nessa figura é possível notar que o perfil de temperaturas na superfície da broca possui dois picos e dois vales, apesar dos picos estarem deslocados fazendo com que um deles fique separado com uma parte no início e outra no fim do gráfico. Isso se deve ao fato do ponto P , durante a varedura do arco Arc , ser iniciado na ponta de corte, que é uma região próxima a parte da superfície mais quente da broca que é indicada na Figura 6.7.

Os vales são as regiões mais frias da superfície da broca. Eles localizam-se sobre a aresta da quina com temperaturas abaixo de $60\text{ }^{\circ}\text{C}$. Apesar desses vales se estenderem por uma pequena área da superfície da broca, essa área é maior que a dos picos, indicando que há uma porcentagem maior da superfície atingindo essas temperaturas menores.

Apesar do grande gradiente de temperaturas, a transição é feita de modo suave, não havendo descontinuidades e nem aumentos abruptos de temperatura na extensão da superfície da broca.

Figura 6.11: Temperatura na superfície da broca em função do arco Arc e do comprimento Y , para as condições de $l_{Fluido} = 0,2 L/min$ e $N_{biqueira} = 365 rpm$.



Fonte: produção do próprio autor.

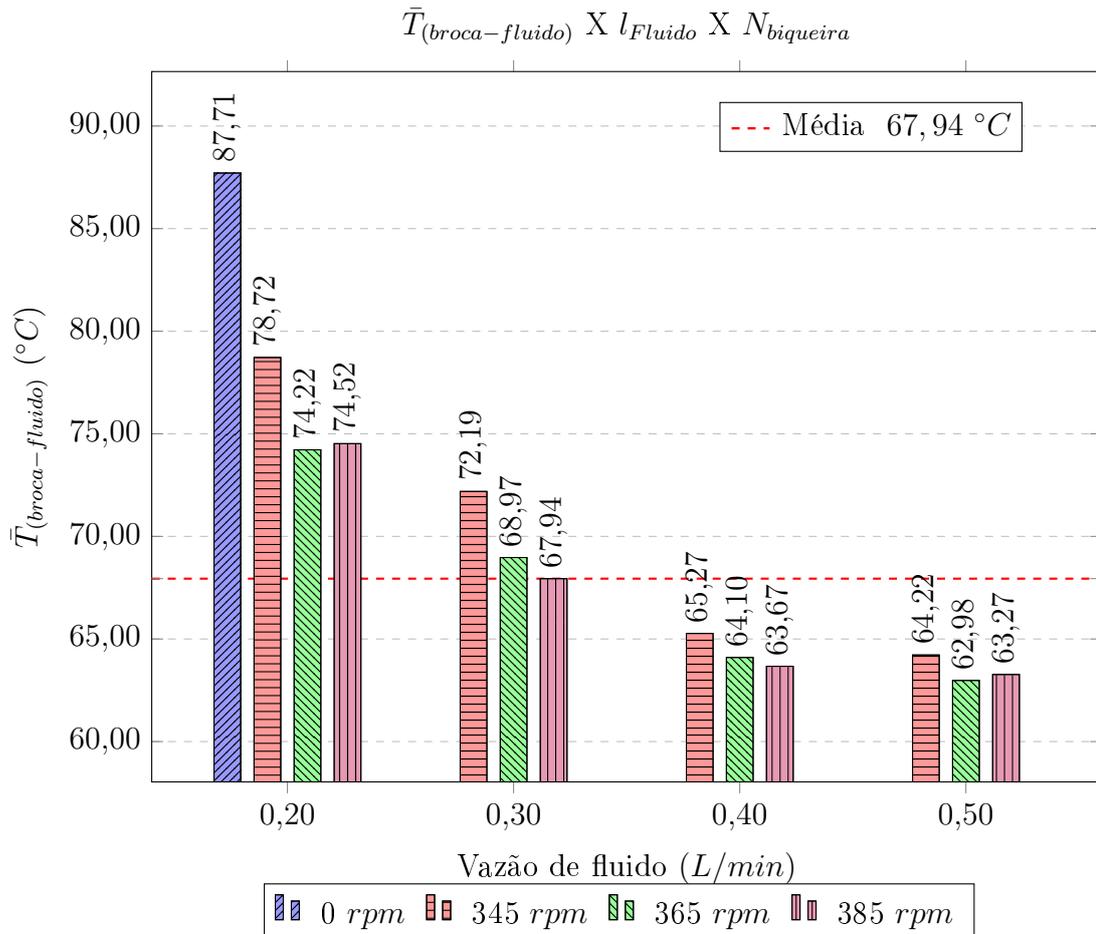
6.2.2 Temperaturas médias calculadas sobre a superfície da broca ($\bar{T}_{(broca-fluido)}$)

As temperaturas médias calculadas da superfície da broca são apresentada na Figura 6.12 e resumidas nas Tabelas 6.5 e 6.6.

Como já era esperado, a temperatura média da superfície da broca acompanha a temperatura da base da broca, fazendo um paralelo com as Tabelas 6.1 e 6.2. Pode-se notar que as temperaturas médias caem com o aumento da vazão e da rotação. A média das temperaturas para as vazões de $0,2 L/min$, $0,3 L/min$, $0,4 L/min$ e $0,5 L/min$ são respectivamente de $76,62^{\circ}C$, $68,57^{\circ}C$, $64,10^{\circ}C$ e $63,27^{\circ}C$, sendo que há uma diferença de $17,42\%$ entre a média da menor e da maior vazão. No entanto, a maior diferença entre os valores para uma mesma vazão ocorreu a $0,2L/min$ chega a $13,41\%$. Isso sinaliza que a temperatura na superfície é mais sensível ao aumento da vazão do que da rotação. A maior temperatura foi obtida para o experimento com vazão de $0,20 L/min$ e rotação de $0 rpm$, enquanto a menor temperatura foi obtida para a vazão de $0,50 L/min$ a rotação $365 rpm$.

A maior temperatura pode ser justificada principalmente devido ao fato da biqueira estar estacionária. Por isso a quantidade de turbulência aplica por ela ao fluido de corte é menor do que a turbulência produzida pela rotação. Como a turbulência aumenta a troca térmica (BERGMAN et al., 2011), o fato da biqueira estar estática diminui essa troca aumentando a temperatura de superfície.

Figura 6.12: Temperaturas médias na superfície da broca $\bar{T}_{(broca-fluido)}$.



Fonte: produção do próprio autor.

Tabela 6.5: Resultados de $\bar{T}_{(broca-fluido)}$ para os experimentos com vazões de 0, 20 e 0, 30 L/min.

Resultados	Experimentos						
	$l_{Fluido} = 0, 20$ (L/min)				$l_{Fluido} = 0, 30$ (L/min)		
	$N_{biqueira}$ (rpm)				$N_{biqueira}$ (rpm)		
	0	345	365	385	345	365	385
$\bar{T}_{(broca-fluido)}$ (°C)	85,71	78,72	74,22	74,52	72,19	68,57	67,94

Fonte: produção do próprio autor.

Tabela 6.6: Resultados de $\bar{T}_{(broca-fluido)}$ para os experimentos com vazões de 0, 40 e 0, 50 L/min .

Resultados	Experimentos					
	$l_{Fluido} = 0, 40 (L/min)$			$l_{Fluido} = 0, 50 (L/min)$		
	$N_{biqueira} (rpm)$			$N_{biqueira} (rpm)$		
	345	365	385	345	365	385
$\bar{T}_{(broca-fluido)} (°C)$	65,27	64,10	63,67	64,22	62,98	63,27

Fonte: produção do próprio autor.

6.2.3 Valores de $\overline{N_{UL}}$ e \bar{h}_{fluido}

Os valores de $\overline{N_{UL}}$ e de \bar{h}_{fluido} , assim como o de $L_{característico}$ são calculados a partir das equações apresentadas no capítulo 3 (Embasamento Teórico).

Além disso, o valor do coeficiente de condutividade térmica da água (\bar{k}_{agua}), utilizado no cálculo de *Nusselt*, é obtido com base na Tabela A.1, segundo a Equação de interpolação baseada em mínimos quadrados A.1. O comprimento característico utilizado para computar os valores de *Nusselt* foi calculado com base na área exposta ao fluido e no volume do trecho da broca simulado. Com isso, os valores de *Nusselt* e do \bar{h}_{fluido} resultantes são mostrados nas Tabelas 6.7 e 6.8.

Tabela 6.7: Resultados de médios \bar{T}_{filme} , \bar{k}_{agua} , $\overline{N_{UL}}$ e \bar{h}_{fluido} para os experimentos para as vazões de 0, 20 e 0, 30 L/min .

Resultados	Experimentos						
	$l_{Fluido} = 0, 20 (L/min)$				$l_{Fluido} = 0, 30 (L/min)$		
	$N_{biqueira} (rpm)$				$N_{biqueira} (rpm)$		
	0	345	365	385	345	365	385
$\bar{T}_{filme} (°C)$	56,83	53,90	51,95	52,25	51,23	49,44	49,09
$\bar{k}_{agua} (\frac{W}{mK})$	0,651	0,648	0,646	0,646	0,645	0,643	0,642
$\overline{N_{UL}}$	10,55	12,37	13,79	13,74	14,59	15,96	16,18
$\bar{h}_{fluido} (\frac{W}{m^2K})$	2803,3	3269,9	3634,6	3622,9	3840,0	4186,3	4242,5

Fonte: produção do próprio autor.

Os valores mais baixos de *Nusselt* e de \bar{h}_{fluido} foram obtidos no experimento $l_{Fluido} = 0, 20 L/min$ a $N_{biqueira} = 0 rpm$, enquanto que os mais altos foram obtidos para o experimento $l_{Fluido} = 0, 50 L/min$ a $N_{biqueira} = 365 rpm$.

Tabela 6.8: Resultados médios de \bar{T}_{filme} , \bar{k}_{agua} , $\overline{N_{UL}}$ e \bar{h}_{fluido} para os experimentos para as vazões de 0, 40 e 0, 50 L/min .

Resultados	Experimentos					
	$l_{Fluido} = 0, 40 (L/min)$			$l_{Fluido} = 0, 50 (L/min)$		
	$N_{biqueira} (rpm)$			$N_{biqueira} (rpm)$		
	345	365	385	345	365	385
$\bar{T}_{filme} (°C)$	47,78	47,16	46,92	48,32	47,45	47,59
$\bar{k}_{agua} (\frac{W}{mK})$	0,641	0,640	0,640	0,641	0,640	0,641
$\overline{N_{UL}}$	17,52	18,15	18,13	19,37	19,84	19,60
$\bar{h}_{fluido} (\frac{W}{m^2K})$	4581,7	4739,6	4733,1	5072,0	5186,3	5123,7

Fonte: produção do próprio autor.

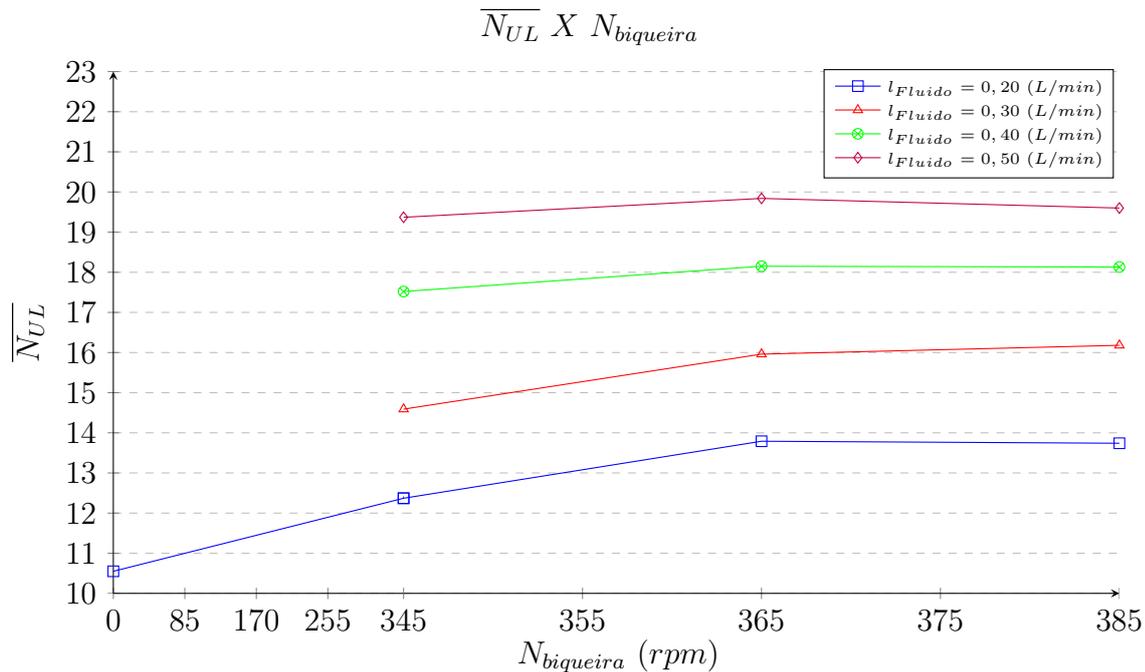
6.2.3.1 Influência da vazão e rotação nos valores de $\overline{N_{UL}}$

A influência da rotação e da vazão sobre o valor de *Nusselt* são mostrados respectivamente nas Figuras 6.13 e 6.14.

Os valores de *Nusselt* aumentam com a rotação e são mais influenciados por ela para vazões menores. Analisando a curva para a vazão de 0, 20 L/min , nota-se uma diferença significativa nos valores de *Nusselt* entre as rotações de 345 *rpm* e 365 *rpm*, essa diferença chega a 10,33 %, indo de 12,37 para 13,79. Se for considerada a rotação de 0 *rpm*, a diferença entre 0 e 365 *rpm* aumenta para 23,50 %, passando de 10,55 pra 13,79. Após a rotação de 365 *rpm* o valor de *Nusselt* tende a estabilidade. Essa variação pode ser explicada devido ao fato da rotação inserir maior turbulência no escoamento, afinal a biqueira gira despejando fluido de corte em locais diferentes da superfície complexa da broca. Isso faz com que o escoamento mude a cada instante. Essa variação na turbulência ocasionada pelo aumento da rotação muda a transferência de calor, fazendo com que o valor de *Nusselt* aumente.

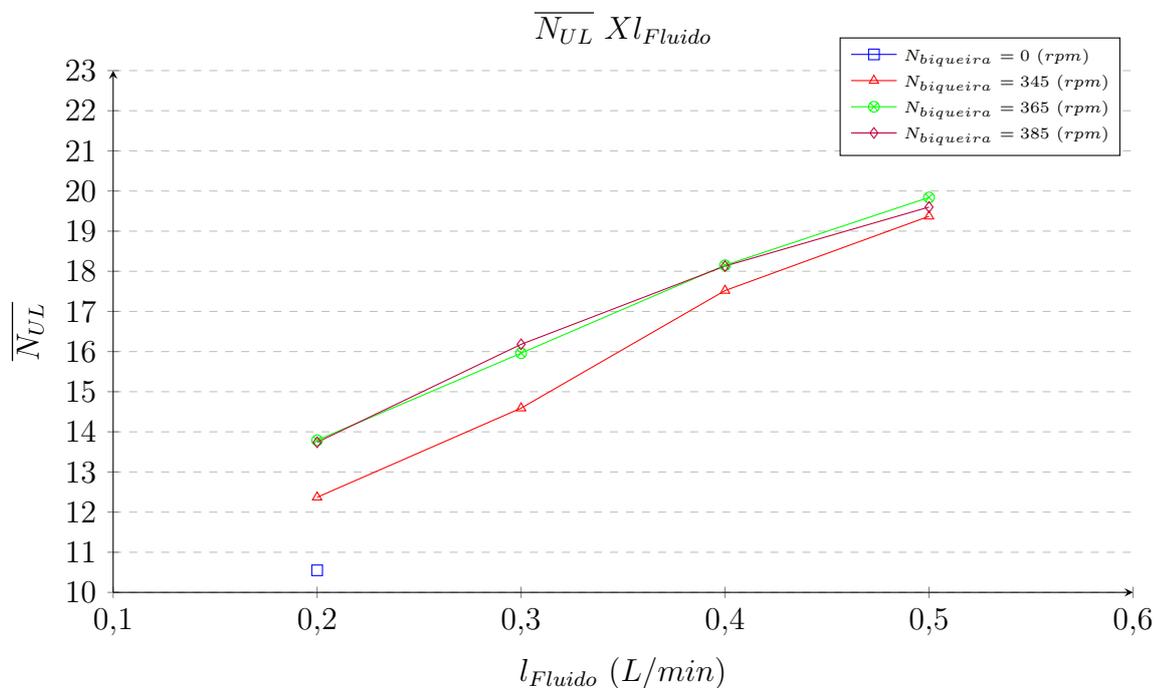
Analisando a diferença entre as curvas para as diferentes vazões, ainda na Figura 6.13, nota-se que a rotação diminui a influência sobre os valores de *Nusselt* com o aumento da vazão. A diferença entre as rotações de 345 e 365 *rpm* para a vazão de 0, 20 L/min é de 10,33 %, passando de 12,37 para 13,79. Enquanto que entre as mesmas rotações para a vazão de 0, 50 L/min , há uma diferença de apenas 2,36 %, indo de 19,37 para 19,84. Essa diminuição da influência da rotação com o aumento da vazão, pode ter relação com a concorrência que há entre o efeito da turbulência e da vazão mássica de fluido. Essa concorrência interfere no efeito da troca de calor. O comportamento do valor de *Nusselt* para rotações acima de 365 *rpm*, nas vazões de 0, 3, 0, 4 e 0, 50 L/min , é o mesmo que para a vazão de 0, 20 L/min , ou seja, tende a estabilidade.

Figura 6.13: *Nusselt* médio ($\overline{N_{UL}}$) em função a rotação da broca ($N_{biqueira}$).



Fonte: produção do próprio autor.

Figura 6.14: *Nusselt* médio $\overline{N_{UL}}$ em função da vazão de fluido l_{Fluido} .



Fonte: produção do próprio autor.

Já a vazão, mostrada na Figura 6.14, influência de modo linear no valor de *Nusselt* as curvas para os valores de rotação de 365 e 385 rpm ficam praticamente uma em cima

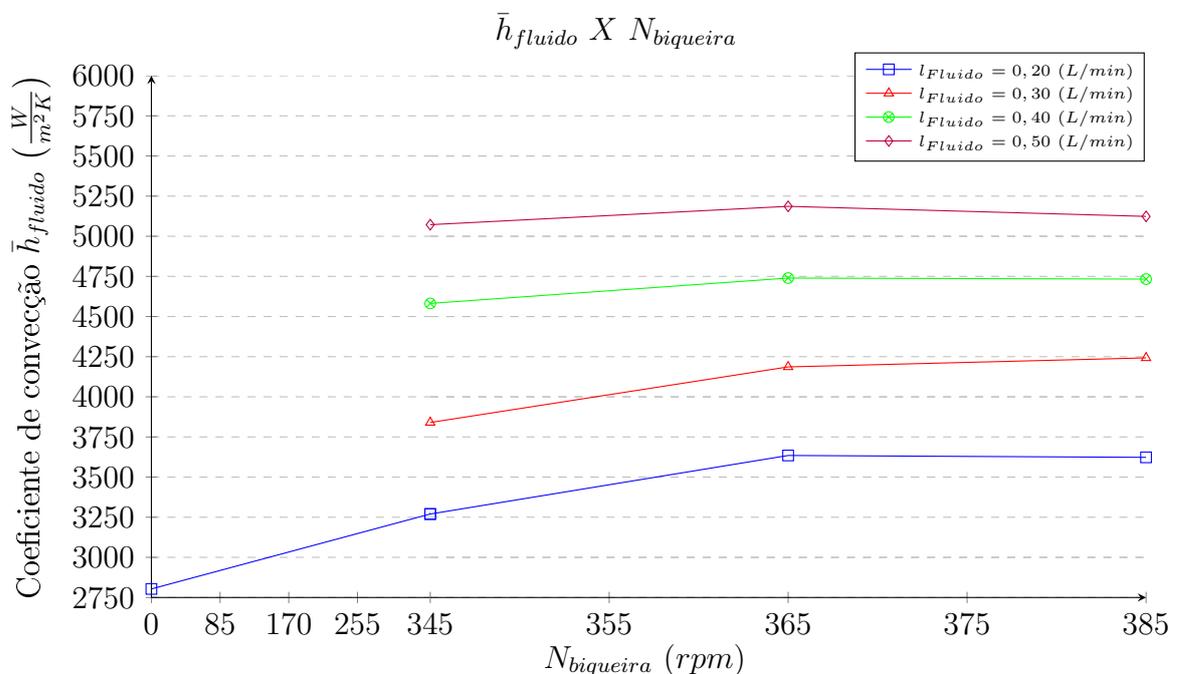
da outra. Isso quer dizer que as rotações a cima de 365 rpm passam a influenciar menos no valor de *Nusselt*. Fato esse já observado no gráfico da Figura 6.13.

A curva da rotação de 345 rpm fica um pouco abaixo das demais, se colocando como uma transição entre 0 e 365 rpm.

6.2.3.2 Influência da vazão e rotação nos valores de \bar{h}_{fluido}

A influência da rotação sobre o valor de \bar{h}_{fluido} é mostrada na Figura 6.15. Os valores de \bar{h}_{fluido} seguem as mesmas tendências do valor de *Nusselt*, aumentam com a rotação e são mais influenciados por ela para vazões menores. Adotando a mesma abordagem que para os valores de *Nusselt*, e deste modo analisando a curva para a vazão de 0, 20 L/min, que foi a mesma analisada posteriormente, nota-se uma diferença significativa nos valores de \bar{h}_{fluido} entre as rotações de 345 rpm e 365 rpm, essa diferença chega a 10,03 %, passando de 3269,9 para 3634,6. Se for considerada a rotação de 0 rpm, a diferença entre 0 e 365 rpm aumenta para 22,87 %, passando de 2803,3 para 3634,6. Após a rotação de 365 rpm o valor de \bar{h}_{fluido} tende também a se estabilizar. A explicação para esse aumento no valor de \bar{h}_{fluido} é a mesma que para o aumento de *Nusselt*, isto é, o aumento da turbulência faz com que a troca térmica aumente.

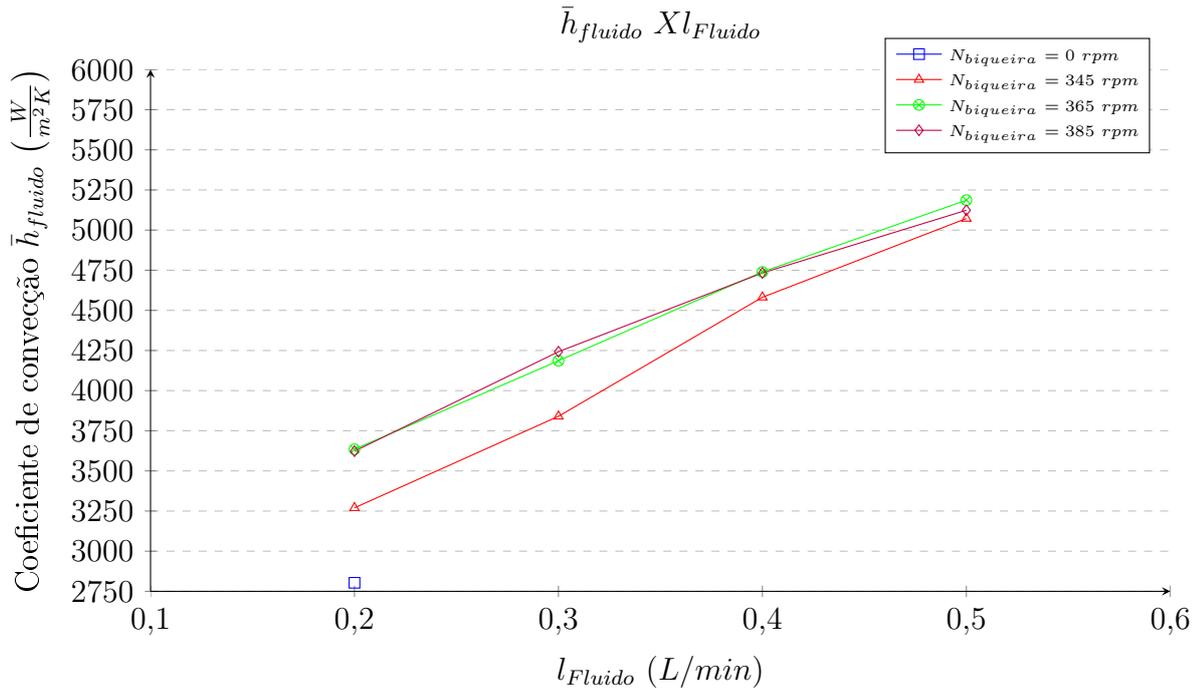
Figura 6.15: Coeficiente médio de convecção \bar{h}_{fluido} em função da rotação da biqueira $N_{biqueira}$.



Fonte: produção do próprio autor.

Já a vazão, mostrada na Figura 6.16, influencia de modo linear no valor de \bar{h}_{fluido} do mesmo modo que para os valores de *Nusselt*. As curvas para os valores de rotação de 365 e 385 rpm ficam praticamente uma em cima da outra, mostrando que as rotações a cima de 365 rpm passam a influenciar menos no valor de \bar{h}_{fluido} , fato esse já observado no gráfico da Figura 6.15.

Figura 6.16: Coeficiente médio de convecção \bar{h}_{fluido} em função da vazão de fluido l_{Fluido} .



Fonte: produção do próprio autor.

Os valores obtidos concordam com a faixa de valores para o coeficiente de convecção forçada da água, que segundo Bergman et al. (2011) fica em torno de $1000 \frac{W}{m^2K}$ a $20000 \frac{W}{m^2K}$. Como os valores obtidos nos experimentos ficaram dentro da faixa de $2800 \frac{W}{m^2K}$ a $5150 \frac{W}{m^2K}$ entende-se que os experimentos geraram valores realistas.

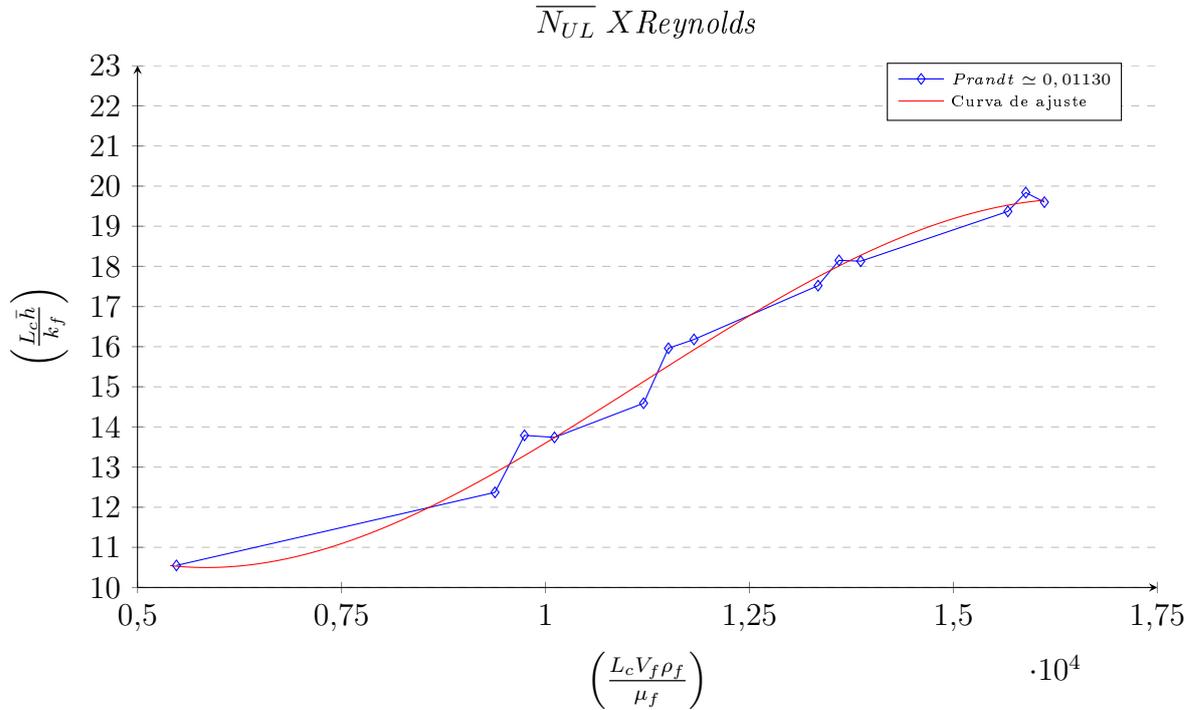
O autor Childs et al. (1988), analisando o processo de torneamento, obteve valores para o coeficiente de convecção do fluido que concordam com os experimentos deste trabalho. Os resultados obtidos por ele mostram que o \bar{h}_{fluido} fica entre 1000 a $10000 \frac{W}{m^2K}$.

Os estudos conduzidos por Denkena et al. (2014) para reduzir a quantidade de fluido de corte, obtiveram valores de vazão otimizada de $4,5 L/min$ com o objetivo de reduzir os gastos com energia causado pelo bombeamento do fluido. Trazendo esse valor de vazão para o contexto desse trabalho, os valores do coeficiente de convecção estudado por ele ficariam em torno de $4850 \frac{W}{m^2K}$. O prévio conhecimento desse valor poderia trazer inúmeros benefícios para a simulação e entendimento do processo estudado.

6.2.4 Análise dimensional

A análise dimensional é feita no apêndice B e os valores de *Nusselt*, *Prandt* e *Reynolds* calculados com base nos dados desse trabalho são mostrados na Figura 6.17.

Figura 6.17: Valores de *Nusselt* em função de *Reynolds* e *Prandt*.



Fonte: produção do próprio autor.

O gráfico mostra a tendência do valor do *Nusselt* conforme o aumento do *Reynolds*. O valor de *Prandt* permaneceu praticamente constante durante os experimentos com um valor de 0,01130. Por esse motivo, apenas uma curva de *Prandt* foi plotada. O valor de *Reynolds* variou de 5477,06 a 16115,88 sendo classificado então como um escoamento turbulento. A tendência do gráfico é cúbica sendo que a equação de ajuste é definida pela Equação B.18 do apêndice B. Essa equação é válida para o intervalo de *Reynolds* de 5477,06 a 16115,88

Para o experimento de l_{Fluido} 0,5 L/min e $N_{biqueira}$ 385 rpm. Diminuindo o valor de L_c que é o comprimento característico ($L_{característico}$) em 50%, de 2,45 m para 1,225 m, que seria aproximadamente o comprimento característico para uma broca de $D_{broca} = 10mm$. O valor de *Reynolds* vai de 16115,88 para 8057,21 fazendo *Nusselt* cair para 11,52 resultando em um \bar{h}_{fluido} de $609,34 \frac{W}{m^2K}$. Isso representa uma queda de mais de 88% e indica que esse gráfico ajuda a estender o alcance dos experimentos, pois o valor de \bar{h}_{fluido} de $609,34 \frac{W}{m^2K}$ equivaleria a um experimento com rotação ou vazão abaixo dos realizados nesse trabalho.

6.2.5 Balanço global de energia

O balanço de energia é feito com base nos valores de fluxo de calor calculados no pós processamento, nas faces $S1$, $S2$ e $S3$ que correspondem respectivamente as parcelas de calor $Q_{(broca)}$, $Q_{(broca-fluido)}$ e $Q_{(base)}$. A forma de calcular esses fluxos de calor é descrita no capítulo referente ao modelamento numérico. O erro da conservação de energia no volume de controle é calculado por

$$Q_{(residuo)} = Q_{(broca)} + Q_{(broca-fluido)} + Q_{(base)} \quad (6.2.1)$$

com o erro percentual sendo

$$\varepsilon_{calor\%} = \frac{Q_{(residuo)}}{Q_{(broca)}} 100. \quad (6.2.2)$$

Os resultados são mostrados na Tabela 6.9 e 6.10.

Tabela 6.9: Resultados para o balanço de energia na broca para as vazões de $l_{Fluido} = 0,20 \text{ L/min}$ e $l_{Fluido} = 0,30 \text{ L/min}$.

Resultados	Experimentos						
	$l_{Fluido} = 0,20 \text{ (L/min)}$				$l_{Fluido} = 0,30 \text{ (L/min)}$		
	$N_{biqueira} \text{ (rpm)}$				$N_{biqueira} \text{ (rpm)}$		
	0	345	365	385	345	365	385
$Q_{(broca)} \text{ (W)}$	114,64	114,93	114,62	114,28	113,98	113,40	113,27
$Q_{(broca-fluido)} \text{ (W)}$	-113,41	-113,69	-113,39	-113,05	-112,75	-112,18	-112,06
$Q_{(base)} \text{ (W)}$	0,01664	0,01644	0,01628	0,01647	0,01652	0,01637	0,01586
$Q_{(residuo)} \text{ (W)}$	1,24664	1,25644	1,24628	1,24647	1,24652	1,23637	1,22586
$\varepsilon_{calor\%} \text{ (\%)}$	1,087	1,093	1,087	1,091	1,094	1,090	1,082

Fonte: produção do próprio autor.

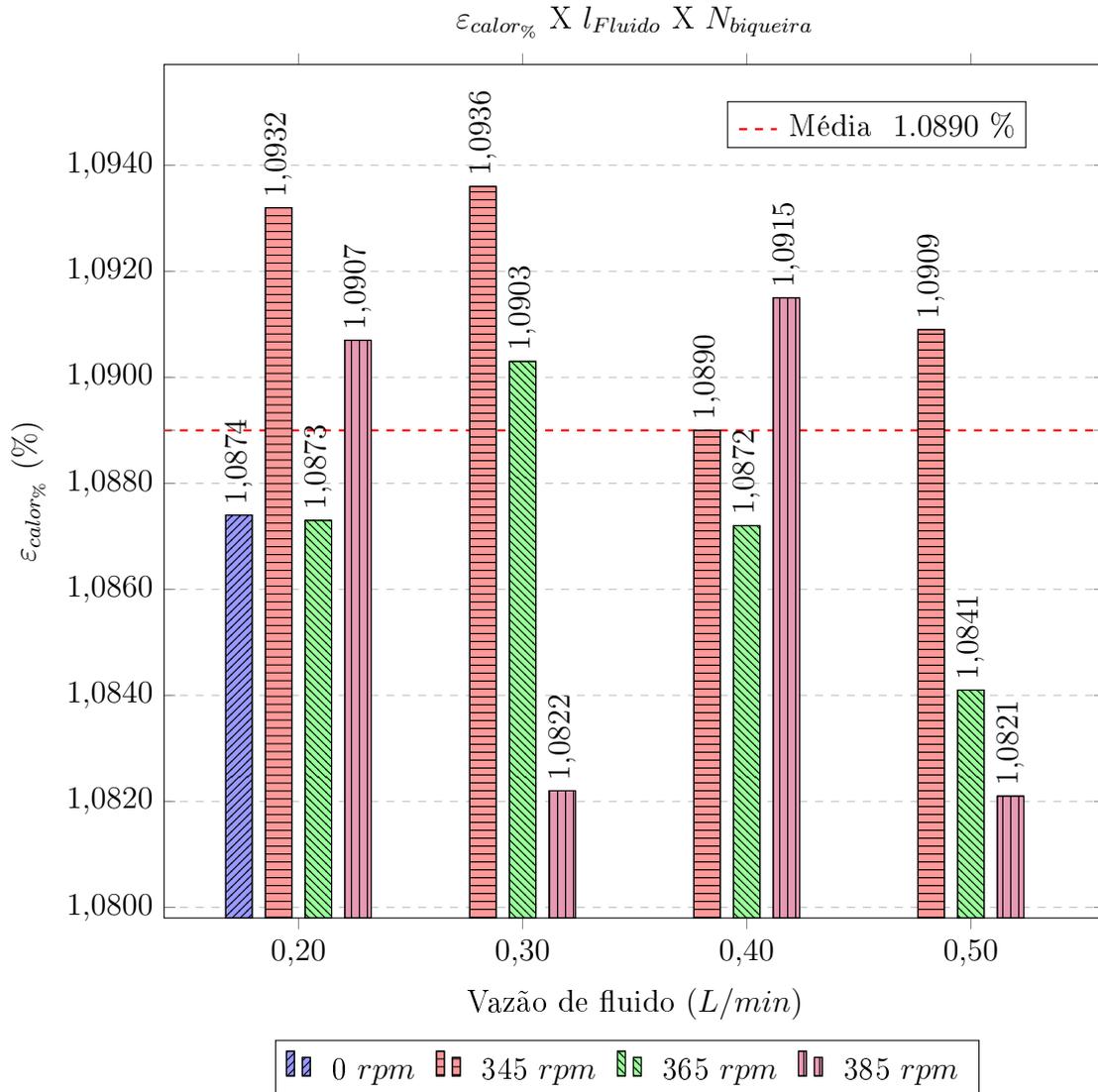
Tabela 6.10: Resultados para o balanço de energia na broca para as vazões de $l_{Fluido} = 0,40 \text{ L/min}$ e $l_{Fluido} = 0,50 \text{ L/min}$.

Resultados	Experimentos					
	$l_{Fluido} = 0,40 \text{ (L/min)}$			$l_{Fluido} = 0,50 \text{ (L/min)}$		
	$N_{biqueira} \text{ (rpm)}$			$N_{biqueira} \text{ (rpm)}$		
	345	365	385	345	365	385
$Q_{(broca)} \text{ (W)}$	113,51	113,69	112,30	114,24	114,05	113,80
$Q_{(broca-fluido)} \text{ (W)}$	-112,29	-112,47	-111,09	-113,01	-112,83	-112,58
$Q_{(base)} \text{ (W)}$	0,01608	0,01599	0,01580	0,01627	0,01646	0,01142
$Q_{(residuo)} \text{ (W)}$	1,23608	1,23599	1,22580	1,24627	1,23646	1,23142
$\varepsilon_{calor\%} \text{ (\%)}$	1,089	1,087	1,092	1,091	1,084	1,082

Fonte: produção do próprio autor.

A quantidade de calor que não é conservada no volume de controle durante a simulação é de cerca de $1,22 \sim 1,26 \text{ W}$. O erro com relação ao calor que entra na broca ficou em torno de $\approx 1\%$ para todos os experimentos. O gráfico da Figura 6.18 apresenta um comparativo dos erros do balanço de energia.

Figura 6.18: Erro na conservação de calor para todos os experimentos $\varepsilon_{calor\%}$.



Fonte: produção do próprio autor.

Os valores para o erro do balanço de energia ficaram muito baixos e a variação mostrada no gráfico da Figura 6.18 é muito pequena, próxima de $0,02 \%$, comprovando a acurácia da simulação. Os valores de $Q_{(broca)}$ e $Q_{(broca-fluido)}$ obtidos são respectivamente positivos e negativos, como era de se esperar. Isso indica que as condições de contorno foram impostas corretamente da malha do resolvida pelo *openFoam*. O valor de $Q_{(base)}$ ficou muito próximo de zero o que indica que numericamente não há nada de errado com a simulação. O fato de esse valor ser positivo indica que uma pequena quantidade de calor entra na broca por essa face durante as simulações. Isso pode ter sido ocasionado

pelo arredondamento no valor de $Q_{(broca-fluido)}$ da condição de contorno ou por pequenas diferenças de medição das áreas superficiais da broca. Essas áreas foram contabilizadas no pré processamento, pelo software *CAD OnShape*, para serem impostas corretamente no *openFoam*, e no pós processamento, pelo software *Paraview*, para calcular as quantidades de calor mostradas nas Tabelas 6.9 e 6.10.

Capítulo 7

Conclusões

Os resultados mostraram que a rotação tem influência nas temperaturas da broca, e conseqüentemente no coeficiente de convecção se comparado com a biqueira estática. Analisando a curva para a vazão de 0, 20 L/min, nota-se uma diferença significativa nos valores de \bar{h}_{fluido} entre as rotações de 345 rpm e 365 rpm. Essa diferença chega a 10,03%, passando de $3269,9 \frac{W}{m^2K}$ para $3634,6 \frac{W}{m^2K}$. Se for considerada a rotação de 0rpm, a diferença entre 0rpm e 365 rpm aumenta para 22,87%, passando de $2803,3 \frac{W}{m^2K}$ para $3634,6 \frac{W}{m^2K}$. Após a rotação de 365rpm o valor de \bar{h}_{fluido} tende a se estabilizar. Portanto, não há uma variação significativa nos valores de \bar{h}_{fluido} dentro da gama de rotações pré-estabelecidas.

A vazão do fluido de corte tem uma influência muito mais significativa nos valores de \bar{h}_{fluido} . Ela influencia de modo linear no valor de \bar{h}_{fluido} . As curvas para os valores de rotação de 365rpm e 385 rpm ficam praticamente uma em cima da outra, mostrando que as rotações a cima de 365 rpm passam a influenciar menos no valor de \bar{h}_{fluido} .

Deste modo, os valores encontrados para \bar{h}_{fluido} variam de $3270 \frac{W}{m^2K}$ a $5190 \frac{W}{m^2K}$. Eles concordam com a faixa de valores para o coeficiente de convecção forçada da água, que segundo Bergman et al. (2011) fica em torno de $1000 \frac{W}{m^2K}$ a $20000 \frac{W}{m^2K}$. Além disso, Childs et al. (1988) analisando o processo de torneamento, obteve valores para o coeficiente de convecção do fluido que concordam com os experimentos deste trabalho. Os resultados obtidos por ele mostram que o \bar{h}_{fluido} fica entre 1000 a $10000 \frac{W}{m^2K}$. Entende-se que o trabalho obteve valores realistas. Esses valores podem ser empregados em simulação numérica para prever com melhor precisão as temperaturas na ponta da ferramenta. Garantido assim, uma melhoria da vida útil em conjunto com menor utilização de fluido de corte.

O comportamento das curvas de $\overline{N_{UL}}$ é idêntico a curva do \bar{h}_{fluido} . Os maiores valores de $\overline{N_{UL}}$ e \bar{h}_{fluido} são de 19.84 e $5186.3 \frac{W}{m^2K}$, registrados no experimento de 365 rpm e 0.50 L/min. E os menores foram de 10.55 e $2803.3 \frac{W}{m^2K}$, 0 rpm e 0.20 L/min.

A análise dimensional feita com base no problema obteve a seguinte relação $Nusselt = f(Reynolds, Prandtl)$. O valor de $Prandtl$ praticamente não variou para os expe-

rimentos, então foi gerado apenas uma curva no diagrama de *Nusselt X Reynolds*. Essa curva f foi ajustada para esse trabalho com um polinômio de terceiro grau. Ao final desse processo, foi possível verificar o valor de \bar{h}_{fluido} para uma broca com 50% do comprimento característico empregado nesse trabalho. O resultado foi obtido para a condição de corte de 385 rpm e 0.50 L/min e resultou em um coeficiente de convecção 88% menor. Essa análise é válida para a faixa de *Reynolds* de 5477,06 a 16115,88 e ajuda a obtenção de dados para condições de rotação e vazão que não foram experimentadas.

O balanço de energia feito ao final do trabalho, concluiu que a margem de erro do balanço de calor ficou próximo a ± 1 %. Isso é um forte indicativo de que a simulação está correta.

Capítulo 8

Propostas para trabalhos futuros

Algumas propostas para os trabalhos futuros são consideradas vitais para o prosseguimento das pesquisas com relação ao coeficiente de convecção do fluido de corte.

A primeira delas é a de melhorar o aparato experimental para suportar a variação de quantidade de calor. Ele perde muito pelas laterais, cerca de 43 W , e isso torna a variação da quantidade de calor menor do que o desejado. Isso permitiria também aumentar a vazão do fluido, já que a diferença entre a temperatura da base da broca e do fluido deve ficar fora da tolerância dos termopares, que são de $\pm 1\text{ }^\circ\text{C}$.

Modificar o encaixe da broca no aparato experimental. Isso permitiria fazer experimentos com diâmetros variados de brocas. Como consequência, isso expandiria a análise de \bar{h}_{fluido} e $\overline{N_{UL}}$ para outros diâmetros de brocas. Outra vantagem disso, seria poder analisar o coeficiente de convecção e o *Nusselt* para fresas de topo e não somente brocas.

Melhorar o sistema de rotação do aparato experimental para ampliar a gama de rotações analisadas. Isso estenderia a capacidade de analisar os valores de \bar{h}_{fluido} e $\overline{N_{UL}}$ para rotações mais altas.

Trocar o modelo numérico direto, por algum modelo iterativo. Essa abordagem se daria de modo a arbitrar como condição de contorno o valor qualquer de \bar{h}_{fluido} e calcula-se numericamente o valor de $T_{(base)}$. Depois compara-se $T_{(base)}$ numérico com o experimental, se um for igual ao outro, segundo uma determinada tolerância, encontrou-se o valor de \bar{h}_{fluido} . Do contrário utiliza-se algum método de minimização de erros para arbitrar um novo valor de \bar{h}_{fluido} . Ao final do processo o coeficiente é determinado.

Apêndice A

Tabelas

A.1 Propriedades termodinâmicas da água

Os valores do coeficiente de condutividade térmica da água (\bar{k}_{agua}) que serão usados com base em \bar{T}_{filme} para se calcular os valores de *Nusselt* são mostrados na Tabela A.1

Tabela A.1: Propriedade térmicas da água.

\bar{T}_{filme} ($^{\circ}C$)	\bar{k}_{agua} ($\frac{W}{mK}$)	\bar{T}_{filme} ($^{\circ}C$)	\bar{k}_{agua} ($\frac{W}{mK}$)
0.01	0.561	90	0.675
5	0.571	95	0.677
10	0.580	100	0.679
15	0.589	110	0.682
20	0.598	120	0.683
25	0.607	130	0.684
30	0.615	140	0.683
35	0.623	150	0.682
40	0.631	160	0.680
45	0.637	170	0.677
50	0.644	180	0.673
55	0.649	190	0.669
60	0.654	200	0.663
65	0.659	220	0.650
70	0.663	240	0.632
75	0.667	260	0.609
80	0.670	280	0.581
85	0.673	300	0.548

Fonte: adaptado de (BERGMAN et al., 2011).

A equação que ajusta por mínimos quadrados os pontos da Tabela A.1 é a Equação A.1. \bar{T}_{filme}

$$\begin{aligned}
 \bar{k}_{agua} = & 1.046207221 * (10^{-19}) * (\bar{T}_{filme})^8 - 1.362457149 * (10^{-16}) * (\bar{T}_{filme})^7 + \\
 & 7.511001313 * (10^{-14}) * (\bar{T}_{filme})^6 - 2.26636769 * (10^{-11}) * (\bar{T}_{filme})^5 + \\
 & 3.958143513 * (10^{-9}) * (\bar{T}_{filme})^4 - 3.728399451 * (10^{-7}) * (\bar{T}_{filme})^3 + \\
 & 7.765616419 * (10^{-6}) * (\bar{T}_{filme})^2 + 1.812823723 * (10^{-3}) * (\bar{T}_{filme}) + \\
 & 5.612872443 * (10^{-1})
 \end{aligned} \tag{A.1}$$

Apêndice B

Análise Dimensional

Segundo Fox et al. (2010) a análise dimensional é feita da seguinte forma. Primeiro identificam-se os grupos dimensionais que podem influenciar na variável desejada. No caso desse trabalho, a variável desejada é o coeficiente de convecção do fluido que depende

$$\bar{h} = f(L_c, \rho_f, \mu_f, cp_f, k_f, V_f) \quad (\text{B.1})$$

o que ainda por esse teorema resulta em

$$F(\bar{h}, L_c, \rho_f, \mu_f, cp_f, k_f, V_f) = 0, \quad (\text{B.2})$$

onde L_c é o comprimento característico da broca, ρ_f é a densidade, μ_f é a viscosidade, cp_f é o calor específico, k_f é a condutividade térmica e V_f é a velocidade do fluido. Então os parâmetros dimensionais são: \bar{h} , L_c , ρ_f , μ_f , cp_f , k_f , V_f . Totalizando sete parâmetros, ou seja, $n = 7$.

As dimensões primárias para esses parâmetros são a massa (M), o comprimento (L), o tempo (t) e a temperatura (T). Sendo um total de quatro dimensões primárias, ou seja $r = 4$. A tabela B.1 mostra todas as dimensões do problema expressas na sua base do SI e na base primária.

Tabela B.1: Dimensões para cada variável do problema.

Parâmetros dimensionais							
Variável	\bar{h}	ρ_f	μ_f	cp_f	k_f	V_f	L_c
SI	$\frac{W}{m^2K}$	$\frac{kg}{m^3}$	$\frac{kg}{sm}$	$\frac{m^2}{s^2K}$	$\frac{W}{mK}$	$\frac{m}{s}$	m
Dim primárias	$\frac{M}{t^3T}$	$\frac{M}{L^3}$	$\frac{M}{tL}$	$\frac{L^2}{Tt^2}$	$\frac{ML}{t^3T}$	$\frac{L}{t}$	L

Fonte: produção do próprio autor.

Os parâmetros repetentes escolhidos foram μ_f , k_f , V_f e L_c , ou seja $m = r = 4$. Logo o número de grupos adimensionais é $n - m = 3$ grupos. Deste modo, segundo o

teorema de *Pi* de *Buckingham* (FOX et al., 2010)

$$F(\Pi_1, \Pi_2, \Pi_3) = 0, \quad (\text{B.3})$$

onde Π_1, Π_2, Π_3 são os grupos adimensionais. Então, definidas essas etapas, os grupos Π podem ser definidos.

O valor de Π_1 é definido por

$$\Pi_1 = k_f L_c \mu_f V_f \bar{h} = \left(\frac{ML}{t^3 T} \right)^a (L)^b \left(\frac{M}{tL} \right)^c \left(\frac{L}{t} \right)^d \left(\frac{M}{t^3 T} \right)^a = M^0 L^0 t^0 T^0. \quad (\text{B.4})$$

Sendo que

$$\begin{cases} M : a + c + 1 = 0 \\ L : a + b - c + d = 0 \\ t : -3a - c - d - 3 = 0 \\ T : -a - 1 = 0 \end{cases}, \quad (\text{B.5})$$

onde $a = -1, b = 1, c = 0$ e $d = 0$, resultando em

$$\Pi = \frac{L_c \bar{h}}{k_f} \Rightarrow \text{Nusselt}. \quad (\text{B.6})$$

O valor de Π_2 é definido por

$$\Pi_2 = k_f L_c \mu_f V_f \rho_f = \left(\frac{ML}{t^3 T} \right)^a (L)^b \left(\frac{M}{tL} \right)^c \left(\frac{L}{t} \right)^d \left(\frac{M}{L^3} \right)^a = M^0 L^0 t^0 T^0. \quad (\text{B.7})$$

Sendo que

$$\begin{cases} M : a + c + 1 = 0 \\ L : a + b - c + d = 0 \\ t : -3a - c - d = 0 \\ T : -a = 0 \end{cases}, \quad (\text{B.8})$$

onde $a = 0, b = 1, c = -1$ e $d = 1$, resultando em

$$\Pi = \frac{L_c V_f \rho_f}{\mu_f} \Rightarrow \text{Reynolds}. \quad (\text{B.9})$$

O valor de Π_3 é definido por

$$\Pi_1 = k_f L_c \mu_f V_f c p_f = \left(\frac{ML}{t^3 T} \right)^a (L)^b \left(\frac{M}{tL} \right)^c \left(\frac{L}{t} \right)^d \left(\frac{L^2}{t^2 T} \right)^a = M^0 L^0 t^0 T^0. \quad (\text{B.10})$$

Sendo que

$$\begin{cases} M : a + c = 0 \\ L : a + b - c + d = 0 \\ t : -3a - c - d - 2 = 0 \\ T : -a - 1 = 0 \end{cases}, \quad (\text{B.11})$$

onde $a = -1$, $b = 0$, $c = 1$ e $d = 0$, resultando em

$$\Pi = \frac{\mu_f c p_f}{k_f} \Rightarrow Prandtl. \quad (\text{B.12})$$

Logo, a função que define a influência do coeficiente de convecção do fluido é

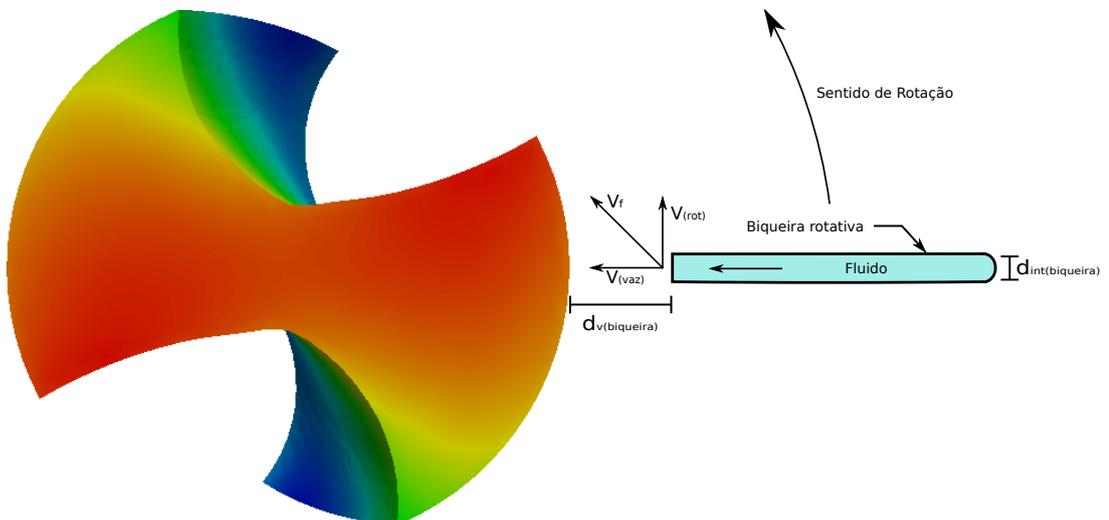
$$F(\overline{N}_u, Re, Pr) = 0, \quad (\text{B.13})$$

pode-se ainda fazer

$$\overline{N}_u = f(Re, Pr). \quad (\text{B.14})$$

A correlação adimensional obtida na Equação B.14 é a mesma encontrada para determinar o coeficiente de convecção para um cilindro por Bergman et al. (2011). A velocidade V_f é baseada na Figura B.1.

Figura B.1: Velocidade do fluido.



Fonte: produção do próprio autor.

O valor de V_f é obtido por

$$V_f = \sqrt{V_{(rot)}^2 + V_{(vaz)}^2} \quad (\text{B.15})$$

no qual os valores $V_{(rot)}$ e $V_{(vaz)}$ são definidos por

$$V_{(vaz)} = \frac{4\dot{Q}}{\pi D_{int(biqueira)}^2} \quad (\text{B.16})$$

e

$$V_{(rot)} = \frac{\pi N_{biqueira} (D_{broca} + 2d_v(biqueira))}{60}, \quad (\text{B.17})$$

sendo que o valor de \dot{Q} é igual a vazão do fluido dado em m^3/s .

Correlacionando as variáveis do problema com as variáveis usadas na análise dimensional, sabe-se que: $\bar{h} = \bar{h}_{fluido}$, $\rho_f = \rho_{fluido}$, $\mu_f = \mu_{fluido}$, $cp_f = cp_{fluido}$, $k_f = \bar{k}_{agua}$, $V_f = V_{fluido}$ e $L_c = L_{característico}$.

B.1 Curva de ajuste dos valores de Nusselt

A curva de ajuste é definida por

$$\begin{aligned} \overline{Nu_L} = & - (1.518981431 * 10^{-11}) * (Re^3) \\ & + (5.091447013 * 10^{-7}) * (Re^2) \\ & - (4.395196939 * 10^{-3}) * (Re) + 21.82562686, \end{aligned} \quad (\text{B.18})$$

com base nas Tabelas B.2 e B.3. Sendo que essa equação é válida para o intervalo de $5477.06 \leq Re \leq 16115.88$.

Tabela B.2: Resultados de $\overline{Nu_L}$, Pr e Re para os experimentos para as vazões de 0, 20 e 30 L/min .

Res.	Experimentos						
	$l_{Fluido} = 0, 20 (L/min)$				$l_{Fluido} = 0, 30 (L/min)$		
	$N_{biqueira} (rpm)$				$N_{biqueira} (rpm)$		
	0	345	365	385	345	365	385
$\overline{Nu_L}$	10,55	12,37	13,79	13,74	14,59	15,96	16,18
Re	5477,06	9380,90	9742,75	10110,93	11202,63	11507,34	11820,69
Pr	0,01116	0,01122	0,01126	0,01125	0,01127	0,01131	0,01131

Fonte: produção do próprio autor.

Tabela B.3: Resultados de $\overline{N_{UL}}$, Pr e Re para os experimentos para as vazões de 0,40 e 0,50 L/min .

Res.	Experimentos					
	$l_{Fluido} = 0,40 (L/min)$			$l_{Fluido} = 0,50 (L/min)$		
	$N_{biqueira} (rpm)$			$N_{biqueira} (rpm)$		
	345	365	385	345	365	385
$\overline{N_{UL}}$	17,52	18,15	18,13	19,37	19,84	19,60
Re	133341,51	13598,37	13864,54	15668,18	15887,47	16115,88
Pr	0,01134	0,01136	0,01136	0,01133	0,01135	0,01135

Fonte: produção do próprio autor.

Bibliografia

ABNT, N. 6163. *Conceitos Técnicos de Usinagem–Geometria da Cunha Cortante-Terminologia*, 1990.

ALBERDI, R. et al. Strategies for optimal use of fluids in grinding. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 51, n. 6, p. 491–499, 2011.

ALVES, S. M. et al. Influence of ep additive on tool wear in drilling of compacted graphite iron. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, SciELO Brasil, v. 33, n. 2, p. 197–202, 2011.

ATTANASIO, A. et al. Minimal quantity lubrication in turning: effect on tool wear. *Wear*, Elsevier, v. 260, n. 3, p. 333–338, 2006.

AYACHIT, U. *The paraview guide: a parallel visualization application*. [S.l.]: Kitware, Inc., 2015.

BAKKER, A. Applied computational fluid dynamics. *Fluent Inc., Computational Fluid Dynamics Class Lecture*, v. 7, 2006.

BARADIE, M. E. Cutting fluids: Part i. characterisation. *Journal of materials processing technology*, Elsevier, v. 56, n. 1, p. 786–797, 1996.

BARADIE, M. E. Cutting fluids: Part ii. recycling and clean machining. *Journal of materials processing technology*, Elsevier, v. 56, n. 1, p. 798–806, 1996.

BATTAGLIA, J.-L.; KUSIAK, A. Estimation of heat fluxes during high-speed drilling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 26, n. 7-8, p. 750–758, 2005.

BENNETT, E. Water based cutting fluids and human health. *Tribology international*, Elsevier, v. 16, n. 3, p. 133–136, 1983.

BER, A.; GOLDBLATT, M. The influence of temperature gradient on cutting tool's life. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, Elsevier, v. 38, n. 1, p. 69–73, 1989.

BERGMAN, T. L. et al. *Fundamentals of heat and mass transfer*. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2011.

BIERMANN, D.; IOVKOV, I. Modeling and simulation of heat input in deep-hole drilling with twist drills and mql. *Procedia CIRP*, Elsevier, v. 8, p. 88–93, 2013.

BIERMANN, D. et al. Thermal aspects in deep hole drilling of aluminium cast alloy using twist drills and mql. *Procedia CIRP*, Elsevier, v. 3, p. 245–250, 2012.

- BONO, M.; NI, J. The effects of thermal distortions on the diameter and cylindricity of dry drilled holes. *International Journal of Machine tools and manufacture*, Elsevier, v. 41, n. 15, p. 2261–2270, 2001.
- BOOTHROYD, G. et al. Temperatures in orthogonal metal cutting. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, SAGE Publications, v. 177, n. 1, p. 789–810, 1963.
- BOUBEKRI, N.; SHAIKH, V.; FOSTER, P. R. A technology enabler for green machining: minimum quantity lubrication (mql). *Journal of Manufacturing Technology Management*, Emerald Group Publishing Limited, v. 21, n. 5, p. 556–566, 2010.
- BRINKSMEIERS, E.; WALTER, A. Generation of reaction layers on machined surfaces. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, Elsevier, v. 49, n. 1, p. 435–438, 2000.
- BRUNI, C. et al. Surface roughness modelling in finish face milling under mql and dry cutting conditions. *International Journal of Material Forming*, Springer, v. 1, n. 1, p. 503–506, 2008.
- CHEN, H.-T.; HSU, W.-L. Estimation of heat transfer coefficient on the fin of annular-finned tube heat exchangers in natural convection for various fin spacings. *International journal of heat and mass transfer*, Elsevier, v. 50, n. 9, p. 1750–1761, 2007.
- CHEN, H.-T.; LIN, S.-Y.; FANG, L.-C. Estimation of surface temperature in two-dimensional inverse heat conduction problems. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Elsevier, v. 44, n. 8, p. 1455–1463, 2001.
- CHEN, H.-T. et al. Estimation of two-sided boundary conditions for two-dimensional inverse heat conduction problems. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Elsevier, v. 45, n. 1, p. 15–23, 2002.
- CHEN, H.-T.; WU, X.-Y. Estimation of surface absorptivity in laser surface heating process with experimental data. *Journal of Physics D: Applied Physics*, IOP Publishing, v. 39, n. 6, p. 1141, 2006.
- CHEN, H.-T.; WU, X.-Y. Investigation of heat transfer coefficient in two-dimensional transient inverse heat conduction problems using the hybrid inverse scheme. *International journal for numerical methods in engineering*, Wiley Online Library, v. 73, n. 1, p. 107–122, 2008.
- CHEN, W.-C. Some experimental investigations in the drilling of carbon fiber-reinforced plastic (cfrp) composite laminates. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 37, n. 8, p. 1097–1108, 1997.
- CHILDS, T. *Metal machining: theory and applications*. [S.l.]: Butterworth-Heinemann, 2000.
- CHILDS, T.; MAEKAWA, K.; MAULIK, P. Effects of coolant on temperature distribution in metal machining. *Materials Science and Technology*, Maney Publishing Suite 1C, Joseph's Well, Hanover Walk, Leeds LS3 1AB, UK, v. 4, n. 11, p. 1006–1019, 1988.
- DEBNATH, S.; REDDY, M. M.; YI, Q. S. Environmental friendly cutting fluids and cooling techniques in machining: a review. *Journal of cleaner production*, Elsevier, v. 83, p. 33–47, 2014.

- DECHIFFRE, L. Lubrication in cutting—critical review and experiments with restricted contact tools. *Asle Transactions*, Taylor & Francis, v. 24, n. 3, p. 340–344, 1981.
- DENKENA, B.; HELMECKE, P.; HÜLSEMEYER, L. Energy efficient machining with optimized coolant lubrication flow rates. *Procedia CIRP*, Elsevier, v. 24, p. 25–31, 2014.
- DENNER, F.; WACHEM, B. G. van. Compressive vof method with skewness correction to capture sharp interfaces on arbitrary meshes. *Journal of Computational Physics*, Elsevier, v. 279, p. 127–144, 2014.
- DHAR, N. et al. The influence of minimum quantity of lubrication (mql) on cutting temperature, chip and dimensional accuracy in turning aisi-1040 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 171, n. 1, p. 93–99, 2006.
- DIANI, A. et al. An assessment on air forced convection on extended surfaces: Experimental results and numerical modeling. *International Journal of Thermal Sciences*, Elsevier, v. 67, p. 120–134, 2013.
- DUTT, R.; BREWER, R. On the theoretical determination of the temperature field in orthogonal machining. *International Journal of Production Research*, Taylor & Francis, v. 4, n. 2, p. 91–114, 1965.
- EHMANN, K.; DEVRIES, M. Grinding wheel profile definition for the manufacture of drill flutes. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, Elsevier, v. 39, n. 1, p. 153–156, 1990.
- EL-KHABEERY, M.; SALEH, S.; RAMADAN, M. Some observations of surface integrity of deep drilling holes. *Wear*, Elsevier, v. 142, n. 2, p. 331–349, 1991.
- EL-WARDANY, T.; GAO, D.; ELBESTAWI, M. Tool condition monitoring in drilling using vibration signature analysis. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 36, n. 6, p. 687–711, 1996.
- FÁVERO, J. L. *Simulação de escoamentos viscoelásticos: desenvolvimento de uma metodologia de análise utilizando o software Openfoam e equações constitutivas diferenciais*. Dissertação (Mestrado), 2009.
- FERZIGER, J. H.; PERIC, M. *Computational methods for fluid dynamics*. 3rd edition. ed. [S.l.]: Springer Science & Business Media, 2002.
- FOX, R. W.; PRITCHARD, P. J.; MCDONALD, A. T. *Introdução à mecânica dos fluidos*. 7. ed. [S.l.: s.n.], 2010.
- GHOSH, S.; RAO, P. V. et al. Application of sustainable techniques in metal cutting for enhanced machinability: a review. *Journal of Cleaner Production*, Elsevier, v. 100, p. 17–34, 2015.
- GODLEVSKI, V. et al. The kinetics of lubricant penetration action during machining. *Lubrication Science*, Wiley Online Library, v. 9, n. 2, p. 127–140, 1997.
- GONÇALVES, N. D. F. et al. Método dos volumes finitos em malhas não-estruturadas. *Portugal: Faculdade de Ciências da Universidade do Porto*, 2007.

- GREENSHIELDS, C. J. *Programmer's Guide*. 3.0.1. ed. [S.l.], 2015.
- GREENSHIELDS, C. J. *User Guide version 4.0*. 4.0. ed. [S.l.], 2016.
- GRZESIK, W.; BARTOSZUK, M.; NIESLONY, P. Finite difference analysis of the thermal behaviour of coated tools in orthogonal cutting of steels. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 44, n. 14, p. 1451–1462, 2004.
- GUERRERO, J. Tips and tricks in openfoam. *University of Genoa, DICCA, URL <http://www.dicat.unige.it/guerrero/oftraining/9tipsandtricks.pdf>*, 2015.
- HAAN, D. et al. An experimental study of cutting fluid effects in drilling. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 71, n. 2, p. 305–313, 1997.
- HADAD, M.; SADEGHI, B. Minimum quantity lubrication-mql turning of aisi 4140 steel alloy. *Journal of Cleaner Production*, Elsevier, v. 54, p. 332–343, 2013.
- HIRSCH, C. *Numerical computation of internal and external flows: The fundamentals of computational fluid dynamics*. [S.l.]: Butterworth-Heinemann, 2007.
- HUANG, C.-H.; CHEN, W.-C. A three-dimensional inverse forced convection problem in estimating surface heat flux by conjugate gradient method. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Elsevier, v. 43, n. 17, p. 3171–3181, 2000.
- HURTADO, F. S. V. et al. *Formulação tridimensional de volumes finitos para simulação de reservatórios de petróleo com malhas não-estruturadas híbridas*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Santa Catarina, 2011.
- JASAK, H. *Error Analysis and Estimation for the Finite Volume Method with Applications to Fluid Flows, 1996*. Tese (Doutorado) — Ph. D. Thesis, University of London Imperial College, 1996.
- JURETIC, F. *Error analysis in finite volume CFD*. Tese (Doutorado) — Imperial College London (University of London), 2005.
- JURKO, J. The use of tialn coated carbide tool when finish drilling of stainless steel x4cr17ni8tin. In: TRANS TECH PUBL. *Applied Mechanics and Materials*. [S.l.], 2011. v. 39, p. 369–374.
- KARAS, A.; BOUZIT, M.; BELARBI, M. Development of a thermal model in the metal cutting process for prediction of temperature distributions at the tool-chip-workpiece interface. *Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, v. 51, n. 3, p. 553–567, 2013.
- KIPLING, M. Health hazards from cutting fluids. *Tribology International*, Elsevier, v. 10, n. 1, p. 41–46, 1977.
- KORDONOWY, D. N. *A power assessment of machining tools*. Tese (Doutorado) — Massachusetts Institute of Technology, 2002.
- KUMAR, J. P.; PACKIARAJ, P. Effect of drilling parameters on surface roughness, tool wear, material removal rate and hole diameter error in drilling of ohns. *International Journal of Advanced Engineering Research and Studies*, v. 1, p. 150–154, 2012.

- KURGIN, S. et al. Evaluation of the convective heat transfer coefficient for minimum quantity lubrication (mql). *Industrial Lubrication and Tribology*, Emerald Group Publishing Limited, v. 64, n. 6, p. 376–386, 2012.
- LAZOGLU, I.; ALTINTAS, Y. Prediction of tool and chip temperature in continuous and interrupted machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 42, n. 9, p. 1011–1022, 2002.
- LENOX TWILL. *Bracas Para Aplicação Geral*. Av. Presidente Kennedy, 1049 Carlos Barbosa / RS - CEP 95185-000, 2015.
- LI, R.; HEGDE, P.; SHIH, A. J. High-throughput drilling of titanium alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 47, n. 1, p. 63–74, 2007.
- LIN, S.; CHEN, I. Drilling carbon fiber-reinforced composite material at high speed. *Wear*, Elsevier, v. 194, n. 1, p. 156–162, 1996.
- LIU, J. et al. Study on lubricating characteristic and tool wear with water vapor as coolant and lubricant in green cutting. *Wear*, Elsevier, v. 262, n. 3, p. 442–452, 2007.
- MADHUKAR, S. et al. A critical review on minimum quantity lubrication (mql) coolant system for machining operations. 2016.
- MALISKA, C. *Transferência de calor e mecânica dos fluidos computacional*. LTC-Livros Técnicos e Científicos Editora SA, Rio de Janeiro. [S.l.: s.n.], 1995.
- MALISKA, C.; RAITHBY, G. A method for computing three dimensional flows using non-orthogonal boundary-fitted co-ordinates. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, Wiley Online Library, v. 4, n. 6, p. 519–537, 1984.
- MARIC, T.; HOPKEN, J.; MOONEY, K. *The OpenFOAM technology primer*. [S.l.]: Sourceflux, 2014.
- MIN, S. et al. Investigation of adsorption behaviour of lubricants in near-dry machining. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, Sage Publications, v. 219, n. 9, p. 665–671, 2005.
- MIN, S. et al. A study on tribology in minimal quantity lubrication cutting. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, Elsevier, v. 54, n. 1, p. 105–108, 2005.
- MONNO, G. M.; PITTALÀ, A. B. Finite elements modeling of titanium machining assisted by high speed air jet. ??, ??, 2009.
- MURAKA, P.; BARROW, G.; HINDUJA, S. Influence of the process variables on the temperature distribution in orthogonal machining using the finite element method. *International Journal of Mechanical Sciences*, Elsevier, v. 21, n. 8, p. 445–456, 1979.
- MURTHY, J. Y.; MATHUR, S. Numerical methods in heat, mass, and momentum transfer. *School of Mechanical Engineering, Purdue University*, 2002.
- MUZAFERIJA, S. *Adaptive finite volume method for flow prediction using unstructured meshes and multigrid approach*. Tese (Doutorado) — University of London UK, 1994.

- NAJIHA, M.; RAHMAN, M. A computational fluid dynamics analysis of single and three nozzles minimum quantity lubricant flow for milling. *International Journal of Automotive & Mechanical Engineering*, v. 10, 2014.
- NUTEC IBAR FIBRAS CERÂMICAS LTDA. *Folha de dados técnicos: Produto: Manta de fibra cerâmica HP*. Poá, São Paulo, 2016. 2 p. Revisão 05.
- OLIVEIRA, A. B. F. d. *Modelagem e simulação da hidrodinâmica em aeração forçada considerando aspectos globais de escoamento turbulento*. Tese (Doutorado) — Universidade de São Paulo, 2013.
- PRINZ, B.; BAMBERGER, M. Determination of heat transfer coefficient of air mist sprays. *Materials science and technology*, Taylor & Francis, v. 5, n. 4, p. 389–393, 1989.
- PUVANESAN, M. et al. Experimental investigation of minimum quantity lubrication on tool wear in aluminum alloy 6061-t6 using different cutting tools. *International Journal of Automotive and Mechanical Engineering*, Universiti Malaysia Pahang, v. 9, p. 1538, 2014.
- RADHAKRISHNAN, T.; KAWLRA, R.; WU, S. A mathematical model of the grinding wheel profile required for a specific twist drill flute. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, Elsevier, v. 22, n. 4, p. 239–251, 1982.
- RAHIM, E.; SASAHARA, H. A study of the effect of palm oil as mql lubricant on high speed drilling of titanium alloys. *Tribology International*, Elsevier, v. 44, n. 3, p. 309–317, 2011.
- RAPIER, A. A theoretical investigation of the temperature distribution in the metal cutting process. *British Journal of Applied Physics*, IOP Publishing, v. 5, n. 11, p. 400, 1954.
- RHOADS, J. Effects of grid quality on solution accuracy. In: . Zagreb, Croatia: [s.n.], 2014. (9th OpenFOAM Workshop).
- RHOADS, J. How grid quality affects solution accuracy. In: *APS Meeting Abstracts*. [S.l.: s.n.], 2014.
- SHETH, D.; MALKIN, S. Cad/cam for geometry and process analysis of helical groove machining. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, Elsevier, v. 39, n. 1, p. 129–132, 1990.
- SOKOVIĆ, M.; MIJANOVIĆ, K. Ecological aspects of the cutting fluids and its influence on quantifiable parameters of the cutting processes. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 109, n. 1, p. 181–189, 2001.
- SOUZA, A. J. d. *Processos de Usinagem: Aula 09 - Processo de Furação*. 2011. Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Professor Doutor da disciplina Processos de Fabricação por Usinagem.
- STEVENSON, M.; WRIGHT, P.; CHOW, J. Further developments in applying the finite element method to the calculation of temperature distributions in machining and comparisons with experiment. *Journal of Engineering for Industry*, American Society of Mechanical Engineers, v. 105, n. 3, p. 149–154, 1983.

- STOETERAU, R. L. *Processos de Usinagem: Aula 09 - Processo de Furação*. 2004. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Professor Doutor da disciplina de Processos de Usinagem.
- TAWEKAL, J. R. Cfd simulation of the flow over a 2-dimensional pipe and vortex induced vibration of the pipe with 1 degree of freedom. University of Stavanger, Norway, 2015.
- TAY, A. A review of methods of calculating machining temperature. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 36, n. 3, p. 225–257, 1993.
- TAY, A.; STEVENSON, M.; DAVIS, G. D. V. Using the finite element method to determine temperature distributions in orthogonal machining. *Proceedings of the institution of mechanical engineers*, SAGE Publications, v. 188, n. 1, p. 627–638, 1974.
- TU, Y.-K. et al. Finite element simulations of bone temperature rise during bone drilling based on a bone analog. *Journal of Medical and Biological Engineering*, Taiwanese Society of Biomedical Engineering, v. 33, n. 3, p. 269–274, 2013.
- USUI, E.; SHIRAKASHI, T.; KITAGAWA, T. Analytical prediction of three dimensional cutting process—part 3: Cutting temperature and crater wear of carbide tool. *Journal of Engineering for industry*, American Society of Mechanical Engineers, v. 100, n. 2, p. 236–243, 1978.
- VIJAYARAGHAVAN, A. Automated drill design software. *University of California, Berkeley*, 2006.
- WAKABAYASHI, T. The role of tribology in environmentally friendly mql machining. *JTEKT Eng. J.*, p. 2–7, 2010.
- WAKABAYASHI, T. et al. Tribological action and cutting performance of mql media in machining of aluminum. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, Elsevier, v. 56, n. 1, p. 97–100, 2007.
- WANG, G.; SCHWÖPPE, A.; HEINRICH, R. Comparison and evaluation of cell-centered and cell-vertex discretization in the unstructured tau-code for turbulent viscous flows. In: *ECCOMAS CFD*. [S.l.: s.n.], 2010.
- WEINERT, K. et al. Dry machining and minimum quantity lubrication. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, Elsevier, v. 53, n. 2, p. 511–537, 2004.
- WESTHUIZEN, N. Van der. *Gradient calculations of non-orthogonal meshes in the finite volume method/N. van der Westhuizen*. Tese (Doutorado) — North-West University, 2013.
- WILLIAMS, J.; TABOR, D. The role of lubricants in machining. *Wear*, Elsevier, v. 43, n. 3, p. 275–292, 1977.
- YANG, Y.-T.; HSU, P.-T. et al. A three-dimensional inverse heat conduction problem approach for estimating the heat flux and surface temperature of a hollow cylinder. *Journal of Physics D: Applied Physics*, IOP Publishing, v. 30, n. 9, p. 1326, 1997.
- YOON, H.-S. et al. Control of machining parameters for energy and cost savings in micro-scale drilling of pcbs. *Journal of Cleaner Production*, Elsevier, v. 54, p. 41–48, 2013.

ZDANSKI, P.; PAULI, D.; DAUNER, F. Effects of delta winglet vortex generators on flow of air over in-line tube bank: A new empirical correlation for heat transfer prediction. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, Elsevier, v. 67, p. 89–96, 2015.