



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

Leandro Cristino Oliveira Pereira

**Determinação da fração de vazio pelo método QCV
para escoamentos bifásicos horizontais do
refrigerante HFO-1234yf**

Belo Horizonte

2019

Leandro Cristino Oliveira Pereira

**Determinação da fração de vazio pelo método QCV
para escoamentos bifásicos horizontais do
refrigerante HFO-1234yf**

Versão final

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais como requisito parcial à obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Luiz Machado

Co-orientador: Prof. Dr. Raphael Nunes

Belo Horizonte

2019

P436d

Pereira, Leandro Cristino Oliveira.

Determinação da fração de vazio pelo método QCV para escoamentos bifásicos horizontais do refrigerante HFO-1234yf [recurso eletrônico] / Leandro Cristino Oliveira Pereira. - 2019.

1 recurso online (114 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Luiz Machado.

Coorientador: Raphael Nunes.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Apêndices: f. 86-113.

Bibliografia: f. 74-85.

Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Refrigeração - Teses. 3. Escoamento bifásico - Teses. I. Machado, Luiz. II. Oliveira, Raphael Nunes de. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.

CDU: 621(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

Av. Antônio Carlos, 6627 - Campus Universitário
31270-901 - Belo Horizonte - MG
Tel.: +55 31 3409.5145
E-mail: epemec@demec.ufmg.br

**"DETERMINAÇÃO DA FRAÇÃO DE VAZIO PELO MÉTODO QCV
PARA ESCOAMENTOS BIFÁSICOS HORIZONTAIS DO
REFRIGERANTE HFO-1234YF"**

LEANDRO CRISTINO OLIVEIRA PEREIRA

Tese submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "**Doutor em Engenharia Mecânica**", na área de concentração de "**Energia e Sustentabilidade**".

Tese aprovada no dia 14 de junho de 2019.

Por:



Prof. Luiz Machado

Orientador - Departamento de Engenharia Mecânica/ UFMG



Prof. Raphael Nunes de Oliveira

Coorientador - Departamento de Engenharia Mecânica/ UFMG



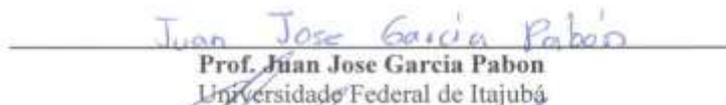
Prof. Marcio Fonte-Bon Cortez

Departamento de Engenharia Mecânica/ UFMG



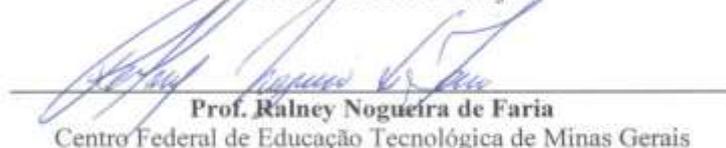
Prof. Rudolf Huebner

Departamento de Engenharia Mecânica/ UFMG



Prof. Juan Jose Garcia Pabon

Universidade Federal de Itajubá



Prof. Ralney Nogueira de Faria

Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais

A Rosana Duarte Oliveira.

Você me fez acreditar que eu poderia ser melhor.

Agradecimentos

À Deus, que me deu mais esta oportunidade.

À minha esposa Rosana e ao meu filho Paulo, que acompanharam todo este trabalho. Eu sei como foi difícil abrir mão de um tempo juntos para realizar esta etapa.

À minha mãe, por ser meu exemplo e meu orgulho. Aos meus irmãos Tâmara e Eduardo, pelo apoio, mesmo distante.

Ao orientador e amigo, Professor Luiz Machado, pela paciência e ensinamentos.

Ao professor Ricardo Koury (*in memorium*), pelo incentivo e exemplo.

Ao Co-orientador Raphael Nunes de Oliveira e ao colega Juan Jose Garcia Pabon, que não mediram esforços para ajudarem neste trabalho.

À UFMG, pela oportunidade de trabalhar com uma equipe brilhante.

Ao INSA de Lyon e toda equipe do CETHIL, pelo apoio e ensinamentos. Em especial, ao professor Rémi Revellin, com que tive a oportunidade de trabalhar.

À Marina Costa, da secretaria de pós-graduação de Engenharia Mecânica por ser sempre solícita. Aos professores e técnicos do programa de pós-graduação que contribuíram para que este projeto fosse realizado.

Ao GREA (Grupo de Refrigeração e Aquecimento) da UFMG. Em especial aos colegas com quem trabalhei: Tiago Paulino, Gleberon Humia, Oscar Sandoval, Rafael Felipe e Rafael Borja. Realmente fizemos um trabalho em equipe.

Ao professor e amigo Joel Lima, que torceu muito por mim durante este curso.

À minha família, que é minha base, onde encontro apoio para continuar meu caminho.

Resumo

Este trabalho apresenta um estudo experimental sobre a fração de vazio em escoamentos bifásicos horizontais com o fluido R1234yf. O objetivo do estudo foi determinar a fração de vazio para uma grande variedade de títulos e para alguns valores de velocidade mássica e temperatura de saturação do fluido. O R1234yf é um dos candidatos à substituição do R134a em sistemas de condicionamento de ar veiculares. Este fluido tem um forte apelo ambiental devido ao seu baixíssimo GWP (Potencial de Aquecimento Global) e ODP (Potencial de Destruição do Ozônio) nulo. Neste estudo, a técnica utilizada para determinar a fração de vazio foi o método QCV (Quick Closing Valve). O aparato experimental usado neste trabalho e o procedimento de testes estão detalhados nesta monografia. Além disso, são apresentados os resultados obtidos nos testes, que apontaram a correlação de Barockzy (1965) como a mais precisa, seguida pelas correlações de Hugmark (1962) e Kanizawa e Ribatski (2017).

Palavras-chave: Fração de vazio; R1234yf; Escoamento bifásico horizontal; Método QVC

Abstract

This work presents an experimental study on the void fraction in two-phase horizontal flows with R1234yf fluid. The object of the study was the determination of the void fraction for a large range of quality and for some values of mass flow and saturation temperature of the fluid. The R1234yf is one of the candidates for replacing the R134a into vehicle air conditioning systems. This fluid has a strong environmental appeal due to its very low GWP (Global Warming Potential) and null ODP (Ozone Depletion Potential). In this study, the technique used to determine the void fraction was the QCV method (Quick Closing Valve). The experimental apparatus used in this work and the testing procedure are detailed in this monograph. In addition, the results obtained in the tests are presented, which pointed out the correlation of Barockzy (1965) as the most accurate, followed by the correlations of Hugmark (1962) and Kanizawa and Ribatski (2017).

Keywords: Void fraction; R1234yf; Horizontal two-phase flow; QVC method

Sumário

1. Introdução.....	18
2. Revisão bibliográfica: escoamento bifásico, fração de vazio e estado da arte do fluido R1234yf.....	21
2.1. Introdução	21
2.2. Grandezas características	21
2.2.1. Título	21
2.2.2. Fração de vazio.....	22
2.2.3. Velocidades	22
2.2.4. Velocidade mássica	23
2.2.5. Deslizamento	23
2.2.6. Parâmetro de Martinelli.....	24
2.2.7. Número de Reynolds	24
2.2.8. Número de Froude.....	25
2.3. Configurações de escoamentos.....	25
2.4. Perda de pressão no escoamento bifásico	26
2.5. Carta de Taitel e Duckler	27
2.6. Determinação da massa	29
2.6.2. Modelo Homogêneo	30
2.6.3. Correlações em função do deslizamento	30
2.6.4. Correlações em função do Parâmetro de Martinelli.....	31
2.6.5. Correlações em função da vazão	32
2.7. Técnicas experimentais para determinação da fração de vazio	33
2.7.1. Método QCV	34
2.7.2. Método por técnica óptica	35
2.7.3. Método por medição elétrica.....	36
2.8. Estado da arte para o R1234yf.....	36

2.8.1.	Método por medição elétrica	36
2.8.2.	Método por medição elétrica	39
2.9.	Fechamento	42
3.	Materiais e Métodos	43
3.1.	Introdução	43
3.2.	Aparato Experimental e instrumentações	43
3.2.1.	Microbomba	45
3.2.2.	Pré-aquecedor	46
3.2.3.	Condensador	46
3.2.4.	Seção de testes	47
3.2.5.	Acumulador de R1234yf	48
3.3.	Medições e aquisição de dados	49
3.3.1.	Medidor de vazão	50
3.3.2.	Medidor de pressão.....	50
3.3.3.	Medidor de Temperatura	50
3.3.4.	Balanças.....	51
3.3.5.	Sistema de aquisição de dados.....	51
3.4.	Procedimento experimental	52
3.4.1.	Ciclo termodinâmico	52
3.4.2.	Fixação do ponto de operação	53
3.4.3.	Variação do título	55
3.4.4.	Determinação da fração de vazio.....	55
3.4.5.	Correção do título na entrada da seção de testes	56
3.4.6.	Análise de erros	56
3.5.	Fechamento	59
4.	Resultados e discussões.....	60
4.1.	Introdução	60

4.2.	Relação da fração de vazio e título	60
4.3.	Influência das condições termohidráulicas	62
4.3.1	Efeito da velocidade mássica.....	62
4.3.2	Efeito da Temperatura de saturação	65
4.4.	Comparação entre os fluidos R1234yf e R134a	67
4.5.	Fração de vazio experimental versus resultados de correlações.....	68
4.6.	Fechamento	72
5.	Conclusão	73
6.	Referência Bibliográfica	74
	Apêndice A: Medições e Calibrações.....	86
	Apêndice B: Programas	99
	Apêndice C: Resultados	107

Lista de Ilustrações

<i>Figura 2.1: Escoamento bifásico em um tubo inclinado – adaptado de Barbieri (2005).....</i>	<i>22</i>
<i>Figura 2.2: Velocidades, vazões mássicas e áreas associadas às fases de vapor e líquido</i>	<i>23</i>
<i>Figura 2.3: Carta de Taitel e Duckler (1976).</i>	<i>29</i>
<i>Figura 2.4: Definições de fração de vazio (Adaptado de Wojtan, 2005).....</i>	<i>34</i>
<i>Figura 2.5: Esquema da técnica óptica utilizada por Wojtan (2005).....</i>	<i>35</i>
<i>Figura 2.6: Diagrama p-h do HFO-1234yf gerado usando o modelo ECS (Akasaka, 2010)..</i>	<i>41</i>
<i>Figura 3.1: Esquema do aparato experimental.</i>	<i>44</i>
<i>Figura 3.2: Banco de teste.</i>	<i>44</i>
<i>Figura 3.3: Banco de apoio.....</i>	<i>45</i>
<i>Figura 3.4: Conjunto Microbomba/motor/controlador.</i>	<i>45</i>
<i>Figura 3.5: Pré-aquecedor (Humia, 2017).</i>	<i>46</i>
<i>Figura 3.6: Condensador.</i>	<i>47</i>
<i>Figura 3.7: Bancada experimental (vista da seção de testes).....</i>	<i>48</i>
<i>Figura 3.8: Acumulador. a) posicionado na bancada e b) figura esquemática</i>	<i>48</i>
<i>Figura 3.9: Esquema do banco de testes.....</i>	<i>49</i>
<i>Figura 3.10: Medidor de vazão.....</i>	<i>50</i>
<i>Figura 3.11: Balança de precisão Marte AC10K.</i>	<i>51</i>
<i>Figura 3.12: Ciclo termodinâmico do experimento realizado.....</i>	<i>53</i>
<i>Figura 3.13: Interface LabView do banco de testes.....</i>	<i>54</i>
<i>Figura 3.14: Influências nas incertezas da medição –adaptado de Schmitt et al (2016).</i>	<i>58</i>
<i>Figura 4.1: Fração de vazio experimental em função do título para diferentes velocidades mássicas e temperaturas de saturação do R1234yf.</i>	<i>61</i>
<i>Figura 4.2: Fração de vazio dada pela correlação de Zivi (1964) em função do título para uma temperatura de saturação de 10°C do R1234yf.</i>	<i>62</i>
<i>Figura 4.3: Resultados experimentais da fração de vazio para temperatura de saturação de 15°C e velocidades mássicas de 180 (kg/s)/m² e 280 (kg/s)/m²</i>	<i>63</i>
<i>Figura 4.4: Resultados experimentais da fração de vazio para temperatura de saturação de 25°C e velocidades mássicas de 180 (kg/s)/m² e 280 (kg/s)/m².....</i>	<i>63</i>
<i>Figura 4.5: Simulação da fração de vazio para temperatura de saturação de 15°C e velocidades mássicas de 180 (kg/s)/m² e 280 (kg/s)/m².....</i>	<i>64</i>
<i>Figura 4.6: Simulação da fração de vazio para temperatura de saturação de 25°C e velocidades mássicas de 180 (kg/s)/m² e 280 (kg/s)/m².....</i>	<i>64</i>

<i>Figura 4.7: Efeito da temperatura de ebulição na fração de vazio ($G=180 \text{ kg/m.s}$).....</i>	<i>65</i>
<i>Figura 4.8: Efeito da temperatura de ebulição na fração de vazio ($G=280 \text{ kg/m.s}$).....</i>	<i>66</i>
<i>Figura 4.9: Efeito da temperatura de saturação sobre a fração de vazio calculada pelo modelo homogêneo para escoamentos do R1234yf nas temperaturas de saturação de 0°C e 30°C.....</i>	<i>66</i>
<i>Figura 4.10: Comparação da fração de vazio entre os fluidos R134a e R1234yf para a temperatura de saturação de 15°C e a velocidade mássica de $180 \text{ kg/(m}^2.\text{s)}$.....</i>	<i>67</i>
<i>Figura 4.11: Comparação da fração de vazio entre os fluidos R134a e R1234yf para temperatura de saturação de 15°C e a velocidade mássica de $280 \text{ kg/(m}^2.\text{s)}$.....</i>	<i>67</i>
<i>Figura 4.12: Comparação da fração de vazio experimental com resultados obtidos de correlações para as condições de $T_{\text{sat}}=15^\circ\text{C}$ e $G=280 \text{ kg/(m}^2.\text{s)}$.....</i>	<i>69</i>
<i>Figura 4.13: Comparação da fração de vazio experimental com resultados obtidos de correlações para as condições de $T_{\text{sat}}=15^\circ\text{C}$ e $G=180 \text{ kg/(m}^2.\text{s)}$.....</i>	<i>69</i>
<i>Figura 4.14: Comparação da fração de vazio experimental com resultados obtidos de correlações para as condições de $T_{\text{sat}}=25^\circ\text{C}$ e $G=280 \text{ kg/(m}^2.\text{s)}$.....</i>	<i>70</i>
<i>Figura 4.15: Comparação da fração de vazio experimental com resultados obtidos de correlações para as condições de $T_{\text{sat}}=25^\circ\text{C}$ e $G=180 \text{ kg/(m}^2.\text{s)}$.....</i>	<i>70</i>
<i>Figura 4.16: Desvio entre os resultados da fração de vazio experimental e aqueles obtidos com a correlação de Hugmark ($G=280 \text{ kg/(m}^2.\text{s)}$ e $G=180 \text{ kg/(m}^2.\text{s)}$, $T=15^\circ\text{C}$ e $T=25^\circ\text{C}$). ...</i>	<i>71</i>
<i>Figura 4.17: Desvio entre os resultados da fração de vazio experimental e aqueles obtidos com a correlação de Barockzy ($G=280 \text{ kg/(m}^2.\text{s)}$ e $G=180 \text{ kg/(m}^2.\text{s)}$, $T=15^\circ\text{C}$ e $T=25^\circ\text{C}$).</i>	<i>71</i>
<i>Figura A.1: Gráfico da calibração</i>	<i>86</i>
<i>Figura A.2: Aparato para calibração diferencial dos termopares.</i>	<i>88</i>
<i>Figura A.3: Aparato para calibração de manômetros.....</i>	<i>89</i>
<i>Figura A.4: Curva de histeresse do manômetro P2</i>	<i>90</i>
<i>Figura A.5: Curva de histerese do manômetro P3.....</i>	<i>90</i>
<i>Figura A.6: Osciloscópio de referência.</i>	<i>92</i>
<i>Figura A.7: Placa de entrada de sinais: a) placa de medição de temperatura e b) placa de entrada de sinais e saída de sinais de controle (Humia, 2017).</i>	<i>92</i>
<i>Figura A.8: Procedimento de aferição da potência elétrica (Humia, 2017).</i>	<i>93</i>
<i>Figura A.9: Curva de parametrização da tensão do controlador e potência no pré-aquecedor</i>	<i>94</i>
<i>Figura A.10: Curva de parametrização da potência do pré-aquecedor.....</i>	<i>94</i>
<i>Figura A.11: Processo de calibração do medidor de vazão</i>	<i>96</i>

<i>Figura A.12: Calibração do medidor de vazão (Humia, 2017).</i>	96
<i>Figura A.13: Calibração da balança de precisão (Humia, 2017).</i>	97
<i>Figura A.14: Calibração da balança – curva de tendência (Humia, 2017).</i>	98
<i>Figura E.1: Resultado do cálculo de Incertezas via EES.</i>	113

Lista de Tabelas

<i>Tabela 2.1: Valores do parâmetro C da equação 2.18</i>	27
<i>Tabela 2.2: Valores do fator K_H da correlação de Hugmark</i>	32
<i>Tabela 2.3: Resumo da flamabilidade do R1234yf (adaptado de Minor e Spatz, 2008)</i>	40
<i>Tabela 3.1: Instrumentos de medições e suas características</i>	52
<i>Tabela A.1: Cálculo da incerteza de medida da temperatura</i>	88
<i>Tabela A.2: Cálculo da incerteza de medida de pressão P2</i>	91
<i>Tabela A.3: Cálculo da incerteza da medida de pressão P3</i>	91
<i>Tabela A.4: Cálculo da incerteza da massa</i>	97
<i>Tabela C.1: Resultado do ensaio para $T=25^{\circ}\text{C}$ e $G=300\text{ kg/m}^2\text{s}$ (Humia, 2017)</i>	108
<i>Tabela C.2: Resultado do ensaio para $T=25^{\circ}\text{C}$ e $G=400\text{ kg/m}^2\text{s}$ (Humia, 2017)</i>	108
<i>Tabela C.3: Resultado do ensaio para $T=30^{\circ}\text{C}$ e $G=300\text{ kg/m}^2\text{s}$ (Humia, 2017)</i>	109
<i>Tabela C.4: Resultado do ensaio para $T=30^{\circ}\text{C}$ e $G=400\text{ kg/m}^2\text{s}$ (Humia, 2017)</i>	109
<i>Tabela C.5: Resultado do ensaio (fluido=R134a; $T=16^{\circ}\text{C}$; $G=178\text{ kg/m}^2\text{s}$)</i>	110
<i>Tabela C.6: Resultado do ensaio (fluido=R134a; $T=16^{\circ}\text{C}$; $G=270\text{ kg/m}^2\text{s}$)</i>	110
<i>Tabela C.7: Resultado do ensaio (fluido=R1234yf; $T=25^{\circ}\text{C}$; $G=145\text{ kg/m}^2\text{s}$)</i>	111
<i>Tabela C.8: Resultado do ensaio (fluido=R1234yf; $T=25^{\circ}\text{C}$; $G=280\text{ kg/m}^2\text{s}$)</i>	111
<i>Tabela C.9: Resultado do ensaio (fluido=R1234yf; $T=15^{\circ}\text{C}$; $G=180\text{ kg/m}^2\text{s}$)</i>	112
<i>Tabela C.10: Resultado do ensaio (fluido=R1234yf; $T=15^{\circ}\text{C}$; $G=280\text{ kg/m}^2\text{s}$)</i>	112

Lista de Símbolos

A	= Área	[m ²]
C	= Constante	
C ₀	= parâmetro de distribuição	
c _p	= Capacidade calorífica a pressão constante	[J/kg.K]
D	= Diâmetro	[m]
G	= Velocidade mássica	[kg/m.s ²]
g	= força da gravidade	
GL	= graus de liberdade	
h	= coeficiente de transferência de calor	[W/m ² k]
K _H	= fator de forma	
L	= comprimento	[m]
M	= massa	[Kg]
m	= vazão em massa	[Kg/s]
p	= pressão	[N/m ²]
Q	= Fluxo de calor	[W/m ²]
R	= Resistência elétrica	[K/W]
RM	= Resultado de medição	
S	= Velocidade de deslizamento	[m/s ²]
S	= desvio padrão	
T	= Temperatura	[°C]
u	= velocidade	[m/s]
V	=Vazão volumétrica	[m ³ /s]
x	= título	
Z	= correlação do parâmetro k de Hugmark	

Símbolos Gregos

α	= Fração de vazio	
μ	= viscosidade dinâmica	[Pa.s]
ΔP	= Diferença de Pressão	[kPa]
ρ	= Massa específica	[kg/m ³]

σ	= Tensão superficial	[N/m ²]
τ	= Tensão de cisalhamento	[kPa]
θ	= ângulo de inclinação	[°]
ν	= viscosidade cinemática	[m ² /s]
\emptyset	= operador bifásico	

Símbolos subscritos

1, 2, 3, 4	= referente aos estados do fluido
95	= referente a 95% de confiabilidade
exp	= referente ao experimento
hom	= referente ao modelo homogêneo
l	= referente a líquido
ls	= somente líquido
sat	= saturação
st	= seção de testes
T	= total
v	= referente a vapor

Símbolos adimensionais

f	= Fator de atrito de Fanning
Fr	= Número de Froude
Nu	= Número de Nusselt
Pr	= Número de Prandtl
Re	= Número de Reynolds
St	= Número de Stanton
We	= Número de Weber
χ	= Parâmetro de Martinelli

1. Introdução

Nos primórdios da refrigeração, em meados do século XIX, os refrigerantes empregados nas máquinas frigoríficas eram fluidos naturais, tais como o dióxido de carbono e amônia. Esses fluidos, chamados de refrigerantes da 1ª geração, predominaram durante cerca de cem anos. Sendo na sua maioria inflamáveis e/ou tóxicos, os fluidos naturais foram quase que totalmente substituídos pelos refrigerantes da 2ª geração, constituída por fluidos sintéticos a base de clorofluorcarbonos (família dos CFCs) e hidroclorofluorcarbonos (família dos HCFCs). Os fluidos da 2ª geração foram usados nas máquinas de refrigeração e sistemas de climatização de ambientes durante várias décadas, quando, nos anos 1970, descobriu-se que eles eram lesivos à camada de ozônio da Terra, em razão da presença do elemento cloro, sendo tal nocividade mensurada por uma propriedade do fluido conhecida como ODP (do inglês, *Ozone Depletion Potencial*). Assim, nos anos 1980, iniciou-se a substituição dos fluidos clorados pelos refrigerantes da 3ª geração, representada por substâncias a base de hidrofluorcarbonos (família dos HFCs), que apresentam ODP zero, uma vez que esses fluidos são desprovidos de cloro. Embora inofensivos à camada de ozônio, os fluidos da 3ª geração são gases de estufa e, portanto, contribuem para o aquecimento global da Terra quando dispersos na atmosfera do planeta. Essa nocividade é avaliada por uma propriedade chamada de GWP (do inglês, *Global Warming Potencial*). Por exemplo, o R134a (CH_2FCF_3 - tetrafluoretano), um refrigerante da 3ª geração, substituiu o R12 (CCl_2F_2 - diclorodifluormetano), refrigerante da 2ª geração usado amplamente nos refrigeradores domésticos antigos. Apesar de apresentar ODP zero, o R134a apresenta um GWP elevado e igual a 1340.

Desde a virada da década passada, a contagem regressiva para a total substituição dos fluidos da 3ª geração foi iniciada no mundo. Ecofluidos da 4ª geração, com ODP zero e GWP baixo, da ordem de algumas centenas, como o R454A, com GWP de 258, serão usados para substituir fluidos da 3ª geração em unidades de refrigeração e climatização fixas (geladeiras, *splits*, etc). Ecofluidos com baixíssimos GWPs, da ordem de algumas unidades, como o R1234yf, com GWP menor que 1, serão usados em unidades móveis (unidades de climatização e/ou refrigeração em carros, ônibus, metrô, etc). GWPs de refrigerantes da 4ª geração podem ser obtidos em:

<https://www.danfoss.com/en-us/about-danfoss/our-businesses/cool-ing/refrigerants-and-energy-efficiency/refrigerants-for-lowering-the-gwp/low-gwp-synthetic-refrigerants/>.

O fluido R1234yf foi desenvolvido pela indústria química para atender a Diretiva Europeia 2006/40/CE, que entrou em vigor em 2011, exigindo que todas as plataformas de carros novos para venda na Europa utilizem um refrigerante no sistema de ar condicionado com GWP inferior a 150 (Bobbo *et al.*, 2014). Esse fluido faz parte de uma nova família de refrigerantes, os hidrofluoroleofinas (família dos HFOs), em curso de desenvolvimento pela indústria química (Reasor *et al.*, 2010; Del Col *et al.*, 2010; Jarahnejad, 2012; Del Col *et al.*, 2013). Os fluidos HFOs são muito promissores, pois apresentam baixíssimo GWP e têm uma duração de poucos dias na atmosfera. No entanto, esses fluidos necessitam de mais entendimento, como, por exemplo, no tocante à capacidade de transferência de calor, perda de pressão e fração de vazio durante as etapas de ebulição e condensação do fluido refrigerante passando pelos evaporadores e condensadores dos sistemas de refrigeração e climatização de ambientes. Em especial, a fração de vazio é um conceito muito importante para o cálculo da massa de fluido em escoamento bifásico nesses trocadores de calor.

Vários autores estudaram e caracterizaram a troca de calor e a perda de pressão para o refrigerante R1234yf. Ao longo dos últimos dez anos, diversos estudos experimentais foram publicados, nos quais foram disponibilizados bancos de dados e correlações para calcular a troca de calor e perda de pressão em escoamento bifásico do R1234yf, assim como de outros refrigerantes da família HFO. No entanto, não há trabalhos na literatura referentes à determinação da fração de vazio para esses fluidos, residindo aí a relevância e originalidade deste doutorado. O presente trabalho teve por objetivo a determinação experimental da fração de vazio do R1234yf em escoamento bifásico horizontal para diferentes vazões e temperaturas do fluido e para uma ampla faixa de títulos. Os resultados experimentais foram comparados com resultados teóricos, gerados a partir de correlações de fração de vazio levantadas para refrigerantes da 2^a e 3^a gerações, com vistas à escolha de uma ou mais correlações que possam também ser empregadas para calcular a fração de vazio do R1234yf e, por conseguinte, a massa de refrigerante necessária para o bom funcionamento de evaporadores e condensadores de sistemas de refrigeração e climatização operando com esse fluido. O levantamento dessas correlações, constituiu um objetivo secundário deste doutorado. Outro objetivo secundário do trabalho foi o projeto (concepção) e construção do aparato experimental usado para a determinação da fração de vazio.

Além desta introdução (Capítulo 1) e da conclusão final do trabalho (Capítulo 5), esta tese contém mais três capítulos. O Capítulo 2 apresenta um compêndio sobre escoamento bifásico e fração de vazio, bem como as técnicas experimentais para determinação da fração de

vazio. Ainda no Capítulo 2, na sua parte final, é apresentado o estado da arte para o refrigerante R1234yf no tocante à caracterização do escoamento bifásico do fluido, com ênfase para a troca de calor, perda de pressão e fração de vazio. No Capítulo 3 desta tese, dos materiais e métodos, três frentes são exploradas: as propriedades físicas e químicas do refrigerante R1234yf; o aparato experimental e o procedimento de testes usados para a determinação da fração de vazio; o levantamento das incertezas das medidas diretas, assim como as incertezas da fração de vazio medida indiretamente. No Capítulo 4, em seu início, é apresentada a validação do aparato experimental, que foi feita com base na determinação da massa de refrigerante na seção de testes para escoamento monofásico do fluido. Em seguida, os resultados experimentais da fração de vazio do R1234yf são apresentados, bem como análises desses. No Capítulo 5, sobre as conclusões do trabalho, são destacados dois pontos: precisão dos resultados experimentais obtidos; indicações das correlações mais precisas para calcular a fração de vazio do R1234yf.

2. Revisão bibliográfica: escoamento bifásico, fração de vazio e estado da arte do fluido R1234yf

2.1. Introdução

Para estudar o escoamento bifásico, é necessário o conhecimento básico sobre os padrões de escoamento e as grandezas físicas envolvidas no fenômeno, tais como a vazão, título e fração de vazio do fluido ao longo do seu escoamento. Os padrões de escoamento bifásico e as principais grandezas que o caracterizam são apresentadas na primeira parte deste capítulo. Em seguida, o conceito de fração de vazio é abordado e as principais correlações para seu cálculo são apresentadas. Na sequência, são abordadas as principais técnicas para a determinação experimental da fração de vazio. Por fim, visando explorar as últimas pesquisas sobre mecanismos de transferência em escoamento bifásico e as propriedades físicas, químicas e biológicas do fluido R1234yf, um estado da arte sobre a matéria é apresentado como fechamento do capítulo.

2.2. Grandezas características

A caracterização do escoamento bifásico é complexa, devido à forma como a fase líquida interage com a fase vapor ao longo do duto onde o fluido escoar. Quando o escoamento é acompanhado de mudança de fase do fluido, o fenômeno é ainda mais complexo, como ocorre em evaporadores e condensadores de sistemas de refrigeração e climatização de ambientes. Por isso, os modelos utilizados para predição da troca de calor, perda de pressão e massa envolvendo o escoamento do fluido são, em sua maioria, semi-empíricos. Para entendimento desses modelos e das técnicas experimentais referentes ao escoamento bifásico, as grandezas apresentadas a seguir são imprescindíveis.

2.2.1. Título

Para um escoamento bifásico formado pelas fases de líquido e vapor de um fluido passando por um duto, o título em uma dada seção transversal é definido como a razão entre a vazão mássica de vapor e a vazão mássica total (Equação 2.1 a seguir), sendo essa última a

soma das vazões da fase líquida e de vapor na seção considerada (Equação 2.2 a seguir). Essas três vazões estão indicadas na Figura 2.1.

$$x = \frac{m_v}{m} \quad (2.1)$$

$$m = m_v + m_l \quad (2.2)$$

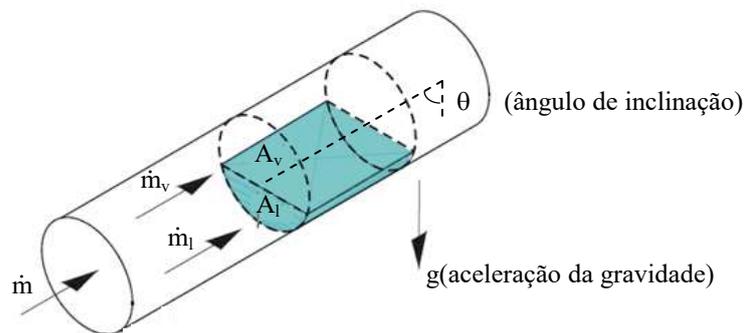


Figura 2.1: Escoamento bifásico em um tubo inclinado – adaptado de Barbieri (2005)

2.2.2. Fração de vazio

A fração de vazio pode ser definida como a razão entre a área preenchida pelo vapor e a área total em uma dada seção transversal do duto por onde o fluido escoar (Equação 2.3 abaixo), sendo essa última, a soma das áreas ocupadas pelas fases de líquido e de vapor. Essas três áreas acham-se indicadas na Figura 2.1.

$$\alpha = \frac{A_v}{A_v + A_l} \quad (2.3)$$

2.2.3. Velocidades

O campo de velocidade no escoamento bifásico é composto de duas partes, o campo da fase vapor e o da fase líquida. A Figura 2.2 apresenta esses campos de velocidades de forma esquemática, assim como as velocidades médias associadas a cada fase, representadas por u_v (velocidade média da fase de vapor) e u_l (velocidade média da fase de líquido).

As velocidades médias das fases de vapor e líquido podem ser calculadas em função das vazões mássicas, áreas e massas específicas associadas às correspondentes fases, conforme as Equações 2.4 e 2.5 apresentadas a seguir.

$$u_v = \frac{m_v}{\rho_v A_v} = \frac{V_v}{A_v} \quad (2.4)$$

$$u_l = \frac{m_l}{\rho_l A_l} = \frac{V_l}{A_l} \quad (2.5)$$

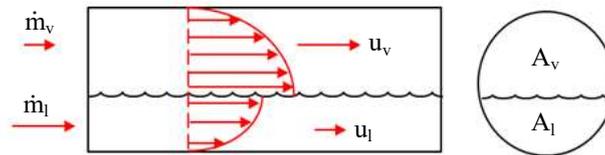


Figura 2.2: Velocidades, vazões mássicas e áreas associadas às fases de vapor e líquido

2.2.4. Velocidade mássica

A velocidade mássica é uma grandeza comumente utilizada no escoamento bifásico, definida como a razão entre a vazão mássica e a área de passagem do fluido (Equação 2.6 abaixo). Essa razão não representa uma velocidade de fato, mas sim um fluxo de massa, como, a propósito, é chamada essa grandeza na literatura em língua inglesa (*mass flux*).

$$G = \frac{m}{A} \quad (2.6)$$

2.2.5. Deslizamento

O deslizamento (*slip*, na literatura em língua inglesa) é outra grandeza fundamental para caracterização do escoamento bifásico. Sendo o vapor menos denso que o líquido, a tendência é que ao longo do escoamento, a fase vapor seja mais veloz e, portanto, deslize sobre a fase líquida. Esse deslizamento é quantificado pela razão entre a velocidade média da fase de vapor e a velocidade média da fase líquida, conforme a Equação 2.7 apresentada a seguir.

$$S = \frac{u_v}{u_l} \quad (2.7)$$

2.2.6. Parâmetro de Martinelli

O Parâmetro de Martinelli, proposto por Lockhart e Martinelli (1949), exerce papel importante no estudo do escoamento bifásico. Originalmente, esse parâmetro foi definido como uma relação entre as perdas de pressão das fases de líquido e vapor. Posteriormente, outros pesquisadores demonstraram que o parâmetro de Martinelli pode ser calculado, com alta precisão, em função do título, das massas específicas e viscosidades das fases de líquido e vapor, conforme a Equação 2.8 abaixo.

$$\chi = \left(\frac{1-x}{x} \right)^{0,9} \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} \right)^{0,5} \left(\frac{\mu_l}{\mu_v} \right)^{0,1} \quad (2.8)$$

2.2.7. Número de Reynolds

O número de Reynolds é um adimensional que foi introduzido originalmente no campo da mecânica dos fluidos com vistas a definir quando um escoamento é laminar ou turbulento. Posteriormente, vários pesquisadores se valeram desse adimensional para calcular o coeficiente de transferência de calor em escoamentos turbulentos. No estudo do escoamento bifásico, o número de Reynolds é amplamente empregado nos dois casos, isto é, seja para auxiliar na definição do padrão de escoamento, seja para estimar a troca de calor entre o fluido e as paredes do duto onde esse escoar. Para tal, os números de Reynolds das fases de vapor e líquido podem ser definidos em função do título, viscosidades de cada fase, velocidade mássica total e diâmetro do duto, conforme as Equações 2.9 e 2.10 apresentadas a seguir.

$$Re_l = \frac{G(1-x)D}{\mu_l} \quad (2.9)$$

$$Re_v = \frac{GxD}{\mu_v} \quad (2.10)$$

$$Re = \frac{GxD}{\mu} \quad (2.11)$$

2.2.8. Número de Froude

O número de Froude é outro adimensional importante da mecânica dos fluidos. Esse número é útil para definir o tipo de padrão do escoamento bifásico, conforme explicado mais a frente, assim como é empregado em algumas correlações para calcular os coeficientes de troca de calor por ebulição e condensação e para calcular a fração de vazio. No caso de escoamento bifásico em tubos, os números de Froude para as fases de vapor e líquido e para o escoamento global são definidos pelas Equações 2.12, 2.13 e 2.14 abaixo.

$$Fr_v = \frac{u_v}{\sqrt{gD}} \quad (2.12)$$

$$Fr_l = \frac{u_l}{\sqrt{gD}} \quad (2.13)$$

$$Fr = \frac{u}{\sqrt{gD}} \quad (2.14)$$

2.3. Configurações de escoamentos

A forma como as fases distribuem-se ao longo do duto é um dos aspectos mais importantes dos escoamentos bifásicos. Por exemplo, os mecanismos de transferência de calor e perda de pressão no escoamento bifásico são fortemente vinculados às topologias das fases de vapor e líquido presentes ao longo do duto. Por sua vez, essas topologias são também influenciadas pela geometria do duto (inclinação e diâmetro hidráulico) e sua rugosidade, assim como pelas propriedades físicas do fluido e sua temperatura. A Figura 2.3, mostra padrões possíveis para um escoamento bifásico com ebulição em um duto horizontal, no qual quatro topologias básicas de escoamento são identificadas: monofásico (fase líquida), disperso (bolhas e em névoa), separado (estratificado e anular) e transição (pistonado e intermitente).

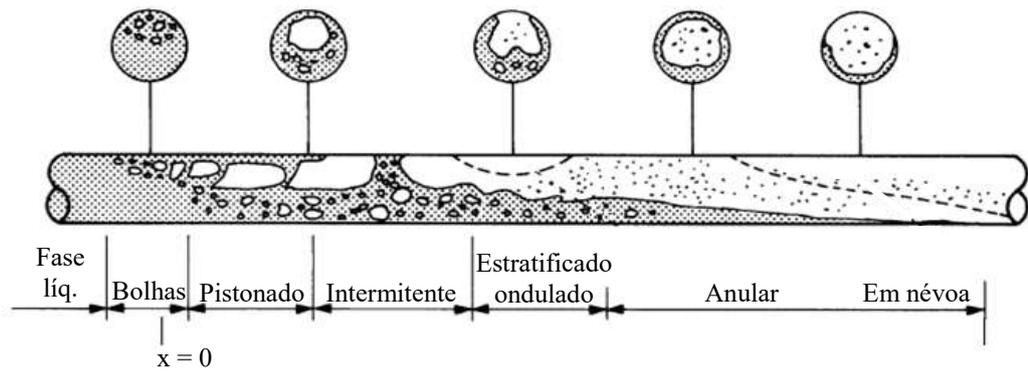


Figura 2.3: Regimes de escoamento em um tubo horizontal – adaptado de Collier e Thomé (1994)

2.4. Perda de pressão no escoamento bifásico

Outro fenômeno importante relativo ao escoamento bifásico é a perda de pressão do fluido ao longo do seu deslocamento. A ação de forças viscosas internas presentes no escoamento bifásico é mais intensa do que no caso do escoamento monofásico, pois a diferença entre as velocidades das fases de vapor e de líquido é expressiva. Os primeiros pesquisadores que estudaram quantitativamente esse fenômeno foram Lockhart e Martinelli (1949), que, além disso, foram pioneiros no estudo da fração de vazão. Com base em estudos experimentais realizados para escoamentos bifásicos em tubos, eles desenvolveram ábacos para determinar a perda de pressão em função da velocidade mássica G , título x , fração de vazão α e de propriedades físicas do fluido, como os volumes específicos e as viscosidades das fases de vapor e de líquido (v_l , v_v , μ_l e μ_v), que são obtidas a partir da temperatura do fluido. Posteriormente, com o advento da informática, outros pesquisadores exprimiram os resultados dos ábacos de Lockhart e Martinelli na forma de equações. Entre essas, as Equações 2.15 a 2.18, apresentadas a seguir, permitem calcular a perda de pressão para diferentes padrões de escoamento bifásico. A exceção do termo final da equação 2.15 (fator ϕ_{ls}^2), a expressão fornece a perda de pressão para um escoamento monofásico constituído somente por líquido. As grandezas L e D são o comprimento e o diâmetro do tubo, respectivamente, o parâmetro f_{ls} é o fator de atrito calculado com base no número de Reynolds Re_l , dado pela Equação 2.9. Dependendo desse valor, o escoamento da fase líquida pode ser laminar ($Re_l < 2300$) ou turbulento ($Re_l \geq 2300$). Por sua vez, de acordo com esses valores, o fator de atrito f_{ls} é dado pela Equação 2.16 ou pela Equação 2.17. O parâmetro ϕ_{ls}^2 , dado pela Equação 2.18, é um fator corretivo que, ao ser multiplicado pela primeira parte da Equação 2.15 (perda de pressão monofásica), gera a perda de pressão no escoamento bifásico. O parâmetro C da Equação 2.18 assume os valores dados na

Tabela 2.1, dependendo dos padrões de escoamento das fases de líquido e vapor. A propósito, para saber quais são esses padrões, as Equações 2.9 e 2.10 deverão ser usadas com vistas à determinação dos valores dos números de Reynolds das fases de líquido e de vapor.

$$\Delta P = f_{ls} \frac{L}{D} \frac{\rho_l \left(G (1-x) \right)^2}{2} \phi_{ls}^2 \quad (2.15)$$

$$f = \frac{64}{Re_l} \quad Re < 2300 \text{ (escoamento laminar)} \quad (2.16)$$

$$f = [1,82 \log(Re_l) - 1,64]^{-2} \quad Re \geq 2300 \text{ (escoamento turbulento)} \quad (2.17)$$

$$\phi_{ls}^2 = 1 + \frac{C}{\chi} + \frac{1}{\chi^2} \quad (2.18)$$

Tabela 2.1: Valores do parâmetro C da equação 2.18.

Escoamento da fase líquida	Escoamento da fase vapor	C
Turbulento	Turbulento	20
Laminar	Turbulento	12
Turbulento	Laminar	10
Laminar	Laminar	5

2.5. Carta de Taitel e Duckler

Atribui-se a Baker (1954), o pioneirismo sobre o mapeamento de escoamentos de fluidos apresentando duas fases. As cartas usadas para esse mapeamento têm a função de apresentar os diferentes padrões de escoamento a partir de parâmetros característicos. A Figura 2.4 mostra a carta de Taitel e Duckler (1976). A vazão mássica total, as propriedades termodinâmicas do fluido correspondentes às fases de vapor e líquido e a geometria do tubo (diâmetro e inclinação), são usadas para calcular os parâmetros adimensionais χ , K e T (ou F), que definem as curvas de transição dos padrões na carta de Taitel e Duckler. O primeiro deles é o parâmetro de Martinelli, que pode ser calculado pela Equação 2.8 apresentada anteriormente. Os outros parâmetros são definidos pelas Equações de 2.19, 2.20 e 2.21 apresentadas a seguir. O

índice vs que aparece na Equação 2.19 refere-se a um escoamento virtual com vazão total relativa somente à fase de vapor. De forma semelhante, nas Equações 2.20 e 2.21, o índice ls refere-se a um escoamento virtual formado apenas pela fase de líquido. Além disso, nessas equações, g é a aceleração da gravidade, D é o diâmetro e θ é ângulo de inclinação do tubo em relação à vertical. O parâmetro F é o número de Froude, escrito de uma forma modificada. Apesar de serem importantes, os parâmetros K e T não possuem nomes específicos. As curvas “a”, “b”, “c” e “d” na carta de Taitel e Duckler demarcam transições entre os padrões de escoamento. Especificamente, a curva “a” indica a transição entre os escoamentos estratificado, intermitente e anular, sendo a curva definida pelos parâmetros F e χ . Curva “b” refere-se à transição entre os escoamentos anular e a bolhas ou intermitente, sendo determinada pelos parâmetros F e χ . A curva “c” delimita a transição entre o escoamento estratificado liso e o ondulado, sendo definida pelos parâmetros K e χ . Por último, a curva “d” demarca a transição entre os escoamentos a bolhas e intermitente, sendo definida pelos parâmetros T e χ .

$$F = \sqrt{\frac{\rho_v}{\rho_l - \rho_v}} \left(\frac{u_{vs}}{\sqrt{Dg \cos \theta}} \right) \quad (2.19)$$

$$K = F^2 \text{Re}_{ls} \quad (2.20)$$

$$T = \sqrt{\left(\frac{dP}{dz} F \right)_{ls} / [(\rho_l - \rho_v) g \cos \theta]} \quad (2.21)$$

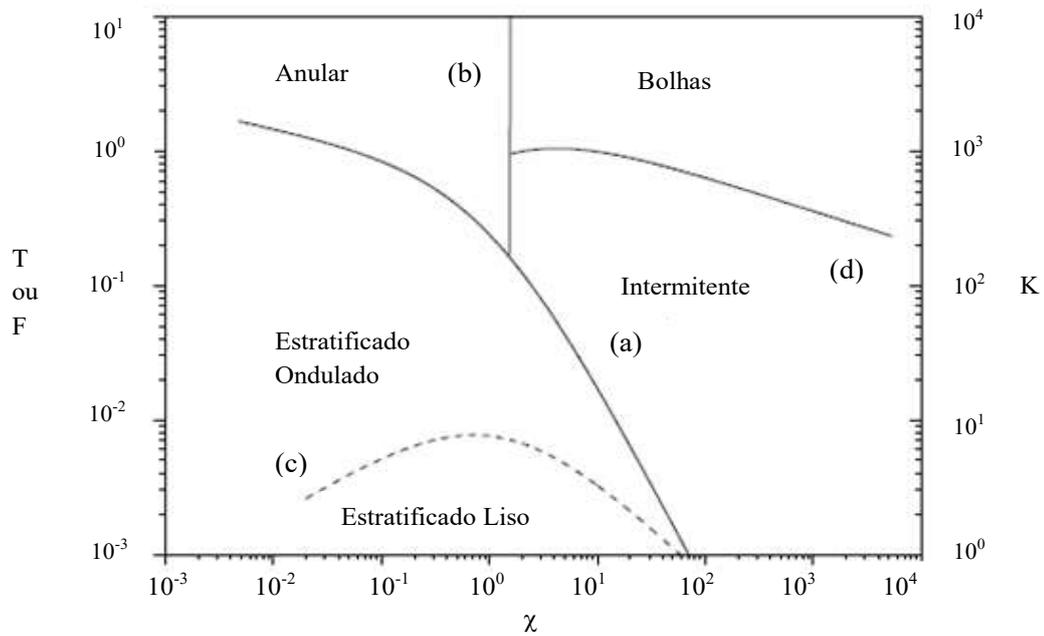


Figura 2.3: Carta de Taitel e Duckler (1976).

2.6. Determinação da massa

A principal importância da fração de vazão é o uso dessa grandeza no cálculo da massa de fluido refrigerante contida nos evaporadores e condensadores das máquinas de refrigeração e condicionamento de ambientes, onde o escoamento é predominantemente bifásico. Para um evaporador ou condensador tubular, a massa total do fluido (M_T) distribui-se ao longo do comprimento (L) do duto. Essa massa é a soma das massas das fases de vapor (M_v) e de líquido (M_l) presentes na mistura bifásica (Equação 2.22 abaixo). Por sua vez, as massas associadas às duas fases são calculadas a partir de integrações espaciais ao longo do eixo longitudinal z do tubo, conforme as Equações 2.23 e 2.24 apresentadas abaixo.

$$M_T = M_v + M_l \quad (2.22)$$

$$M_l = \int_0^L \rho_l A_l dz = A \int_0^L \rho_l (1 - \alpha) dz \quad (2.23)$$

$$M_v = \int_0^L \rho_v A_v dz = A \int_0^L \rho_v \alpha dz \quad (2.24)$$

Para determinar a massa de fluido ao longo do tubo, esse pode ser dividido em N segmentos bem pequenos de comprimento Δz , de modo que as integrais nas Equações 2.23 e 2.24

transformam-se em somatórios, cada um com N parcelas. Além disso, o comprimento infinitesimal dz da integral passa a ser o comprimento finito Δz do respectivo somatório. Se a temperatura do fluido for dada, as massas específicas ρ_v e ρ_l das fases de vapor e líquido serão conhecidas. Para calcular as massas de líquido e de vapor, falta apenas conhecer o perfil da fração de vazio ao longo do tubo. Em outras palavras, falta conhecer o valor da fração de vazio para cada parcela dos somatórios. Existem várias correlações para o cálculo da fração de vazio. Segundo Rice (1987), essas correlações podem ser divididas em quatro grupos: modelo homogêneo, correlações em função do deslizamento, correlações em função do parâmetro de Martinelli e correlações em função da vazão do fluido. A seguir, é apresentado um extrato sobre essas correlações.

2.6.2. Modelo Homogêneo

Combinando as Equações 2.1, 2.2, 2.4, 2.5 e 2.7, é fácil demonstrar a Equação 2.25 abaixo. Considerando as velocidades de escoamento do vapor e do líquido iguais, não há deslizamento do vapor sobre o líquido. Nesse caso, $S = 1$, de modo que a Equação 2.25 é simplificada para a forma da Equação 2.26 apresentada na sequência. Essa expressão é o modelo homogêneo para calcular a fração de vazio.

$$\alpha = \left[1 + \left(\frac{1-x}{x} \right) \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} \right) S \right]^{-1} \quad (2.25)$$

$$\alpha_{hom} = \left[1 + \left(\frac{1-x}{x} \right) \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} \right) \right]^{-1} \quad (2.26)$$

2.6.3. Correlações em função do deslizamento

Para melhorar a representatividade física do escoamento bifásico, a diferença das velocidades do líquido e do vapor deve ser considerada ($S > 1$). Uma das primeiras correlações baseadas no deslizamento foi proposta por Zivi (1964). Usando o princípio da geração de minimização da entropia como critério para resolver as equações representativas do escoamento do fluido, Zivi demonstrou que o deslizamento S , nessas circunstâncias, é dado pela raiz cúbica da razão entre as massas específicas das fases de líquido e de vapor: $S = (\rho_l/\rho_v)^{1/3}$. Substi-

tuindo essa expressão na Equação 2.25, obtém-se a correlação de Zivi para calcular a fração de vazio (Equação 2.27 abaixo).

$$\alpha = \left[1 + \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} \right) \left(\frac{1-x}{x} \right) \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \right)^{\frac{1}{3}} \right]^{-1} \quad (2.27)$$

Chisholm (1973) também desenvolveu uma correlação de fração de vazio em função do deslizamento S , cujo valor é dado pela Equação 2.28 abaixo. Originalmente, essa correlação foi validada para um escoamento anular, mas, posteriormente, outros pesquisadores a adaptaram para escoamentos em tubos, valendo-se, para isso, do conceito do diâmetro hidráulico.

$$S = \left[1 + \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} - 1 \right) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2.28)$$

2.6.4. Correlações em função do Parâmetro de Martinelli

Lockhart e Martinelli (1949) representaram a evolução da fração de vazio em função do Parâmetro de Martinelli para os resultados experimentais obtidos em um escoamento adiabático de ar e líquido. Originalmente, a correlação foi apresentada na forma de ábacos. Posteriormente, Domanski e Didon (1983) propuseram aproximações das curvas na forma das Equações 2.29 e 2.30 apresentadas abaixo.

$$\alpha = \left(1 + \chi^{0,8} \right)^{-0,378} \quad \text{para } \chi > 10 \quad (2.29)$$

$$\alpha = 0,823 - 0,157 \ln \chi \quad \text{para } \chi \leq 10 \quad (2.30)$$

Outra correlação importante baseada no parâmetro de Martinelli foi proposta por Baroczy (1966). Essa correlação, representada pela Equação 2.31 abaixo, foi validada para diferentes fluidos da 2ª geração e também para água.

$$\alpha = \left[1 + \left(\frac{1-x}{x} \right)^{0,74} \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} \right)^{0,65} \left(\frac{\mu_l}{\mu_v} \right)^{0,13} \right]^{-1} \quad (2.31)$$

2.6.5. Correlações em função da vazão

A análise atenta das Equações 2.1 a 2.7 revela que, para uma temperatura e um título dados, a fração de vazio depende da vazão mássica. Vários pesquisadores desenvolveram correlações levando-se em conta essa influência. Uma das primeiras correlações com esse viés, e considerada uma das mais precisas até hoje, é a correlação de Hughmark (1962), representada pela Equação 2.32, na qual, a fração de vazio dada pelo modelo homogêneo é corrigida por um fator K_H . Esse fator, determinado empiricamente, é dado pela Tabela 2.2, cuja entrada é um parâmetro Z , dado pela Equação 2.33, expresso em função da viscosidade do vapor e do líquido, da massa específica do vapor, da vazão do fluido, diâmetro do duto, título e da própria fração de vazio. Por isso, o cálculo da fração de vazio pela correlação de Hughmark é feita por meio de um processo iterativo.

$$\alpha = k_H \alpha_{hom} \quad (2.32)$$

$$Z = \left[\frac{Dg}{\mu_l + \alpha(\mu_v - \mu_l)} \right]^{\frac{1}{6}} \left[\frac{1}{gD} \left[\frac{Gx}{\rho_v \alpha_{hom} (1 - \alpha_{hom})} \right]^2 \right]^{\frac{1}{8}} \quad (2.33)$$

Tabela 2.2: Valores do fator K_H da correlação de Hughmark.

Z	1,3	1,5	2,0	3,0	4,0	5,0	6,0	8,0	10	15	20	40	70	130
K_H	0,185	0,225	0,325	0,49	0,605	0,675	0,72	0,767	0,78	0,808	0,83	0,88	0,93	0,98

Outra correlação de fração de vazio em função da vazão do fluido foi proposta por Rouhani e Axelsson (1970), que consideram ainda os efeitos da tensão superficial σ do empuxo sobre o vapor. A correlação, expressa pela Equação 2.34, foi validada para um escoamento vertical de água em ebulição. Originalmente, o parâmetro C_o que aparece nessa equação foi considerado igual a 1,1. Posteriormente, Steiner propôs um valor mais preciso para esse parâmetro, escrito função do título, conforme a Equação 2.35 a seguir, e que é citada por Wojtan (2005).

$$\alpha = \frac{x}{\rho_v} \left[C_0 \left(\frac{x}{\rho_v} + \frac{1-x}{\rho_l} \right) + \left(\frac{1,18 \left((1-x) \left[g \sigma (\rho_l - \rho_v) \right]^{0,25} \right)}{G \rho_l^{0,5}} \right) \right]^{-1} \quad (2.34)$$

$$C_0 = 1 + 0,12(1-x) \quad (2.35)$$

Recentemente, Kanizawa e Ribatski (2017) apresentaram um estudo sobre escoamento bifásico. No estudo, eles mostraram que a força inercial devido ao movimento do fluido e a força gravitacional sobre esse exercem grande influência nas características do escoamento e na fração de vazio. Nesse sentido, os autores propuseram uma correlação para calcular a fração em função do número de Froude, sendo expressa pela Equação 2.36 abaixo. Como o número de Froude usado nessa equação refere-se à mistura bifásica, seu valor depende da massa específica da mistura e, portanto, da própria fração de vazio. Assim, como na correlação de Hughmark, a correlação de Kanizawa/Ribatski é interativa.

$$\alpha = \left[1 + 1,021 Fr^{-0,092} \left(\frac{\mu_l}{\mu_v} \right)^{-0,368} \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} \right)^{\frac{1}{3}} \left(\frac{1-x}{x} \right)^{\frac{2}{3}} \right]^{-1} \quad (2.36)$$

2.7. Técnicas experimentais para determinação da fração de vazio

A fração de vazio pode ser definida de diferentes formas. As três mais usuais são a fração de vazio volumétrica, que relaciona os volumes de vapor (V_v) e líquido (V_l) ao longo de um elemento de tubo onde o fluido está escoando, a fração de vazio seccional, definida a partir das áreas de vapor (A_v) e líquido (A_l) em dada seção do tubo, e a fração de vazio cordal, representada pelos comprimentos de vapor (L_v) e líquido (L_l) ao longo de uma corda em uma seção do tubo. A Figura 2.4 ilustra essas definições de fração de vazio.

Os métodos de medição de fração de vazio são escolhidos a partir de como essa é definida. Para selecionar a melhor técnica, é necessário estabelecer as condições de medição e o método empregado. A seguir são apresentados os métodos mais utilizados nos testes experimentais para determinação da fração de vazio.

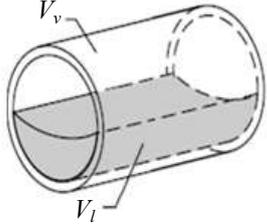
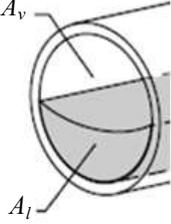
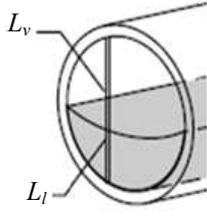
Fração de vazão volumétrica	Fração de vazão seccional	Fração de vazão cordal
$\alpha = \frac{V_v}{V_v + V_l}$	$\alpha = \frac{A_v}{A_v + A_l}$	$\alpha = \frac{L_v}{L_v + L_l}$
		

Figura 2.4: Definições de fração de vazão (Adaptado de Wojtan, 2005).

2.7.1. Método QCV

O método QCV (do inglês, *Quick Closing Valves*) é utilizado para medição da fração de vazão volumétrica. Esse clássico método concilia simplicidade e eficácia, pois, pode ser empregado para todos os padrões de escoamento do fluido. A ideia básica do método consiste no uso de duas válvulas de fechamento rápido, montadas na entrada e saída do duto onde a fração de vazão deve ser medida. Quando acionadas simultaneamente, a massa de fluido refrigerante presente no duto é aprisionada. Medindo-se o valor dessa massa (M), e de posse do volume do duto (V), a massa específica bifásica do fluido pode ser calculada pela Equação 2.37. Se a pressão do fluido durante o escoamento for medida, à massa específica das fases de vapor (ρ_v) e líquido (ρ_l) poderão ser levantadas e, por conseguinte, a fração de vazão poderá ser determinada pela Equação 2.38, sendo essa decorrente da Equação 2.37, assim como das Equações 2.22, 2.23 e 2.24.

$$\rho = \frac{M}{V} \quad (2.37)$$

$$\rho = \rho_v \alpha + \rho_l (1 - \alpha) \quad (2.38)$$

Abdul-Majeed (1996) utilizou o método QCV para avaliar um escoamento bifásico usando uma mistura de querosene e ar. A seção de testes do aparato experimental consistiu de

um tubo de plástico com diâmetro interno de 50,4 mm e comprimento de 36 m. A fração de vazio foi medida com a ajuda de três válvulas pneumáticas de fechamento rápido, controladas simultaneamente por uma chave comutadora. Duas válvulas foram instaladas nas extremidades do tubo de plástico e uma terceira foi instalada em uma linha *by-pass*, por meio da qual a massa bifásica podia ser transferida para um sistema de pesagem.

Sujummong (1997) também usou o método QCV para determinar experimentalmente a fração de vazio em escoamentos bifásicos contendo ar na fase gasosa e as seguintes misturas na fase líquida: água pura; água-glicerina (59%); água-glicerina (85%).

2.7.2. Método por técnica óptica

O método óptico consiste em determinar a fração de vazio em uma seção transversal de um tubo transparente (em vidro, acrílico, etc.) por meio de leitura direta da imagem do escoamento bifásico do fluido estudado. Wojtan (2005) mediu a fração de vazio com a técnica óptica usando emissão a laser. Ele usou um tubo de vidro de borossilicato como seção de testes de diâmetro externo igual a 16 mm e espessura da parede de 1,2 mm. As imagens foram gravadas por uma câmara digital colocada acima do tubo de vidro, com ângulo de visão de 40° em relação ao eixo axial do tubo (Figura 2.5). Essas imagens são distorcidas pelos efeitos de refração da luz. Assim, para medição mais precisa da fração de vazio, algum tratamento de imagem é necessário. Apesar da boa precisão atingida com essas correções, o método óptico é limitado aos padrões de escoamentos bifásicos do tipo estratificado.

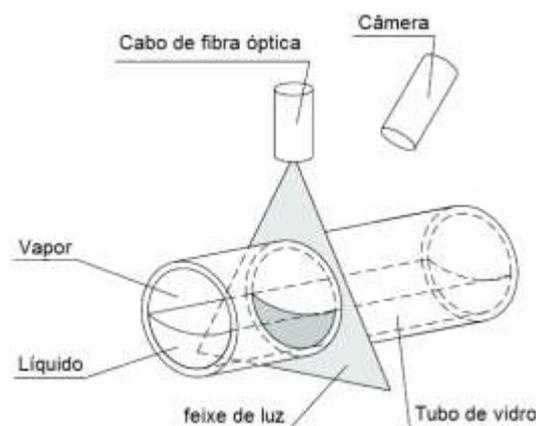


Figura 2.5: Esquema da técnica óptica utilizada por Wojtan (2005)

2.7.3. Método por medição elétrica

O método por medição elétrica (MME) consiste em medir uma grandeza elétrica (resistência, capacitância, etc) associada ao fluido bifásico escoando em duto. Conhecendo essa grandeza, e de posse da correspondente propriedade elétrica do fluido (resistividade, permissividade, etc), é possível determinar a geometria envolvendo as fases de vapor e líquido por meio de equações constitutivas da eletricidade. Por exemplo, para um fio condutor de comprimento L e seção A , a relação entre a resistência elétrica R e a geometria do fio é dada pela clássica Equação 2.39 abaixo, na qual ρ é a resistividade elétrica do material do fio. Assim, a ideia básica do MME consiste em calcular os comprimentos de vapor e líquido ao longo de uma corda de uma seção do duto a partir da grandeza elétrica medida diretamente e da propriedade elétrica associada. O MME é mais eficaz para escoamentos stratificados. Por isso, antes de aplicar essa técnica, é essencial conhecer padrão de escoamento, que pode ser levantado por meio das cartas de escoamento.

$$R = \rho \frac{L}{A} \quad (2.39)$$

Rocha e Simões-Moreira (2008) utilizaram a técnica da resistência elétrica e desenvolveram um circuito eletrônico para geração e tratamento do sinal com vistas à determinação da fração de vazio de uma mistura ar-água. Richter *et al.* (2002) também usaram esta técnica para medir a fração de vazio em escoamentos bifásicos.

Strazza *et al.* (2011) mediram a fração de vazio em escoamento bifásico de água e óleo usando sensoriamento capacitivo. An *et al.* (2014) também mediram a fração de vazio para um escoamento de água e óleo usando a capacitância como medida elétrica.

2.8. Estado da arte para o R1234yf

2.8.1. Método por medição elétrica

Com respeito aos mecanismos de transferência relativa aos fluidos refrigerantes, quatro estudos merecem destaques: (i) padrões de escoamento do fluido; (ii) trocas de calor e eficiência energética; (iii) perda de pressão; (iv) massa e fração de vazio. Sobre o primeiro estudo,

Padilha *et al* (2011) usaram a técnica óptica para visualizar o escoamento bifásico do R1234yf e R134a em um tubo transparente de 6,7 mm. Eles utilizaram a carta de Wojtan (2005) para comparar os regimes de escoamento entre os dois fluidos e constataram que não há diferença entre esses. Os padrões observados foram escoamento em ondas, intermitente e anular. Os padrões foram observados na faixa de velocidade de 300 a 500 kg/m²s, título variando de 5% a 95% na temperatura de saturação de 10°C.

Com respeito aos estudos envolvendo eficiência do fluido R1234yf, Minor e Spatz (2008) mediram o desempenho de um sistema de ar condicionado automotivo de um automóvel pequeno operando com o R1234yf. Para isso, eles controlaram a temperatura e a umidade na câmara de teste. Os resultados mostram que, sem mudanças no sistema, a capacidade de refrigeração e eficiência energética foi de apenas 4 a 8%, inferior ao sistema operando com o R134a. A comparação de eficiência entre esses fluidos também foi analisada por Lee e Jung (2012), que estudaram o R1234yf em sistemas automotivos e afirmaram que ela é 2,7% menor. Além disso, constataram que a temperatura do fluido na descarga do compressor é 10% menor. Usando uma bomba de calor, Nawaz *et al* (2017) também encontraram uma temperatura de descarga mais baixa para o R1234yf e constataram que desempenho do sistema é comparável ao do R134a, de modo que o novo fluido pode substituir o antigo sem grandes modificações no sistema.

Ainda sobre o aspecto energético, o R1234yf foi analisado com base em uma abordagem importante, baseada na eficiência ambiental no ciclo de vida do fluido, quantificada pelo parâmetro LCCP (do inglês, *Life Cycle Climate Performance*). Por meio desta análise, pode-se avaliar o impacto ambiental do fluido em todo seu ciclo de vida, ou seja, desde a sua obtenção até o descarte. Trata-se de uma avaliação muito abrangente, pois não se limita exclusivamente a aspectos energéticos, sendo usada não apenas para fluidos refrigerantes, mas para outros produtos manufaturados. Botticella *et al* (2017) avaliaram o R1234yf e outros fluidos com baixo GWP em sistemas *Split* de aquecimento, chegando em conclusões semelhantes aquelas levantadas pelos pesquisadores citados anteriormente. Além de analisar o COP (coeficiente de performance) do sistema, eles avaliaram o LCCP do fluido. Minor e Spatz (2008) utilizaram o modelo GREEN-MAC-LCCP e os resultados mostram que uma redução de 15% em média no LCCP na transição entre R134a e R1234yf. Em algumas regiões da Europa essa redução chega a 27%.

Sobre a troca de calor envolvendo o fluido R1234yf, Sempértegui-Tapia e Ribatski (2017) investigaram o efeito do tipo de fluido no coeficiente de transferência de calor durante a ebulição dentro dos microcanais com diâmetro de 1,1mm para os fluidos R134a e R1234yf.

Eles obtiveram 3409 pontos experimentais representando valores do coeficiente de transferência de calor desses fluidos, constatando muita similaridade entre os dois fluidos. Mastrullo *et al* (2016) estudaram o fluxo de calor crítico (CHF) em multiminicanais de alumínio para escoamentos com os fluidos R134a e R1234yf. Esse último apresentou um coeficiente de transferência de calor 16% menor que o do R134a para velocidades mássicas elevadas. Isto ocorre porque o coeficiente médio de transferência de calor do R1234yf é um pouco maior. Eles concluíram que o R1234yf é um potencial candidato para substituir o fluido R134a.

Sobre a perda de pressão, muitos autores concluíram que, para R1234yf, ela é menor que a do R134a (Illán-Gomez *et al*, 2015; Lu *et al*, 2013; Padilha *et al*, 2011). Por outro lado, Sempértegui-Tapia e Ribatski (2017) mostraram que as perdas de pressão do R1234yf e R134a são similares. Esses pesquisadores utilizaram diferentes formas de dutos, com seções quadrada, circular e triangular, com diâmetro hidráulico de 1 mm, velocidades mássicas de 100 kg/m²s e 1600 kg/m²s e temperaturas de saturação de 31°C e 41°C. Pabon (2018) verificou que a perda de pressão do R1234yf foi menor em 20% do que aquela para o R134a. Os testes foram feitos para velocidades mássicas em torno de 400 kg/m²s, temperatura de saturação de 20°C e 30°C, tubo com diâmetro de 4,8mm e uma faixa de título de 0 a 100%. Garcia *et al* (2018) fizeram um modelo distribuído para determinar o comportamento do evaporador de um equipamento de refrigeração operando com R134a. Após validação do modelo, simulações computacionais foram realizadas com o evaporador carregado com os fluidos R134a e R1234yf e para degraus na vazão de fluido na entrada do evaporador, a fim de se obter a resposta do grau de superaquecimento na saída desse componente. Os resultados revelaram comportamento similar para o evaporador operando com os dois fluidos. Por outro lado, as simulações mostraram que a perda de pressão, o coeficiente de troca de calor e a capacidade de refrigeração do R1234yf foram menores que os correspondentes valores relativos ao R134a.

Por fim, no tocante à massa de fluido usado em sistemas de refrigeração, Belman-Flores *et al* (2017) fizeram estudos em refrigeradores domésticos operando com os fluidos R134a e R1234yf. Eles avaliaram a carga ideal para esses sistemas, constatando que a massa de fluido para operação com o R1234yf foi 7,8% menor do que aquela para o sistema funcionando com o R134a, embora houve um aumento de 4% no consumo de energia para operação com o R1234yf. Eles também avaliaram o TEWI (do inglês, *Total Equivalent Warming Impact*) do R1234yf, que mostrou ser 1,07% menor que o do R134a. Humia *et al* (2018) desenvolveu um modelo matemático para determinar a carga ideal em um sistema de escoamento bifásico com bombeamento mecânico carregado com o fluido R1234yf. O modelo foi validado a partir de um vasto banco de dados experimentais levantado para este sistema.

Há poucos trabalhos na literatura referentes à massa de refrigerante necessária para a operação adequada de sistemas carregados com o fluido R1234yf, sendo raros exemplos os dois trabalhos citados no parágrafo anterior. No tocante à fração de vazio do fluido R1234yf, a deficiência de informações é ainda maior, uma vez que não foram encontrados na literatura especializada trabalhos experimentais e nem teóricos sobre essa matéria.

2.8.2. Método por medição elétrica

Sobre o impacto de um fluido sobre o meio ambiente, três parâmetros são importantes: (i) potencial para a destruição da camada de ozônio (ODP); (ii) potencial para o aquecimento global (GWP); (iii) potencial para se converter em substâncias tóxicas. Sobre o primeiro, como o R1234yf não contém cloro em sua estrutura molecular, esse fluido praticamente não causa depleção da camada de ozônio estratosférico. Na verdade, os fluidos da família dos HFOs, como o R1234yf, apresentam potencial para formação de ozônio muito baixo, de apenas sete partes por milhão (Wallington *et al*, 2010). Sobre o segundo parâmetro, o efeito da substância sobre o meio ambiente depende do tempo que a molécula permanece estável na atmosfera. No caso do R1234yf, esse tempo é de apenas 14 dias (Tovar *et al*, 2014), em contraste com o R134a, que leva 14 anos para desaparecer da atmosfera. Sobre seu potencial para se transformar em substâncias nocivas ao meio ambiente, o R1234yf tende a se decompor, por hidrólise, em ácido trifluoroacético (CF₃COOH), sendo que os níveis produzidos para esse ácido não representam riscos para os ecossistemas (Russel *et al*, 2012).

Com relação às propriedades bioquímicas, o fluido R1234yf não gera alterações clínicas e efeitos histopatológicos devido a sua inalação (Honey-Well, 2007). Esse pesquisador também avaliou o potencial cancerígeno para o fígado e rim em ratos machos, e ficou constatado na análise estatística, que o R1234yf não causou câncer nesses órgãos. Minor e Spatz (2008) também fizeram testes de inalação em ratos por treze semanas e obtiveram resultados similares. Tino (2007) realizou testes com o fluido R1234yf para analisar a genotoxicidade em mamíferos, constatando ausência do efeito sobre as células dos animais, mas verificou uma resposta positiva nos testes de mutagenicidade bacteriana. Testes *in vitro* em sínteses de DNA de ratos foram feitos por Minor e Spatz (2008), indicando que não houve mutação nas células das cobaias.

Outro aspecto importante de um fluido é a sua inflamabilidade. Minor e Spatz (2008) realizaram testes de inflamabilidade para o R1234yf usando a norma ASTM-E681-04, compa-

rando os resultados com outros fluidos de baixo GWP apresentados na Tabela 2.3. Os resultados indicaram que o R1234yf tem baixos valores relativos à inflamabilidade, potencial de ignição e velocidade de propagação da chama em relação à maioria dos fluidos usados na comparação.

Tabela 2.3: Resumo da Flamabilidade do R1234yf (adaptado de Minor e Spatz, 2008)

Propriedades	Propano	R-152a	R-32	NH ₃	R-1234yf
Limite de inflamabilidade Inferior (% Vol. Ar)*	2,2	3,9	14,4	15,0	6,2
Limite de inflamabilidade Superior (% Vol. Ar)	10,0	16,9	29,3	28,0	12,3
Energia de ignição mínima (mJ)	0,25	0,38	30 a 100	100 a 300	5 a 10 mil
Velocidade de queima (cm/s)	46	23	6,7	7,2	1,5

*Porcentagem de volume de ar na mistura ar/fluido suficiente para que o fluido se torne inflamável

Ainda sobre a inflamabilidade do R1234yf, devido à ligação dupla de carbonos em sua estrutura molecular, o R1234yf é ligeiramente inflamável (Minor *et al.*, 2010). Kondo *et al.* (2012, 2014) estudaram a flamabilidade do R1234yf para a faixa de temperaturas de 5°C a 100°C e umidade relativa variando de 0% a 90% para o ar a temperatura de 23°C. Os resultados mostraram que a flamabilidade do R1234yf depende marcadamente da umidade do ar devido à presença de mais átomos de flúor que hidrogênio.

Com relação às propriedades termofísicas do R1234yf, muitas delas apresentam valores próximos às do R134a, como, por exemplo, o ponto crítico e as massas específicas de vapor e líquido para várias pressões. Essas, por sua vez, são bem próximas para os dois fluidos em temperaturas abaixo de 25°C e um pouco próximas para temperaturas acima de 60°C (Minor e Spatz, 2008). Em seu trabalho, Akasaka *et al.* (2010) tabelaram as principais propriedades do R1234yf utilizadas em engenharia, tais como a pressão e temperatura de saturação, pressão e temperatura crítica, massas específicas do líquido e vapor, calor específico do líquido, tensão superficial, fator acêntrico, calor de vaporização e viscosidade, entre outras. Ele gerou o diagrama p-h usando um modelo chamado ECS (do inglês, *Extended Corresponding State*). Embora baseado em um banco limitado de dados experimentais, o modelo permite calcular várias propriedades termodinâmicas com bastante precisão.

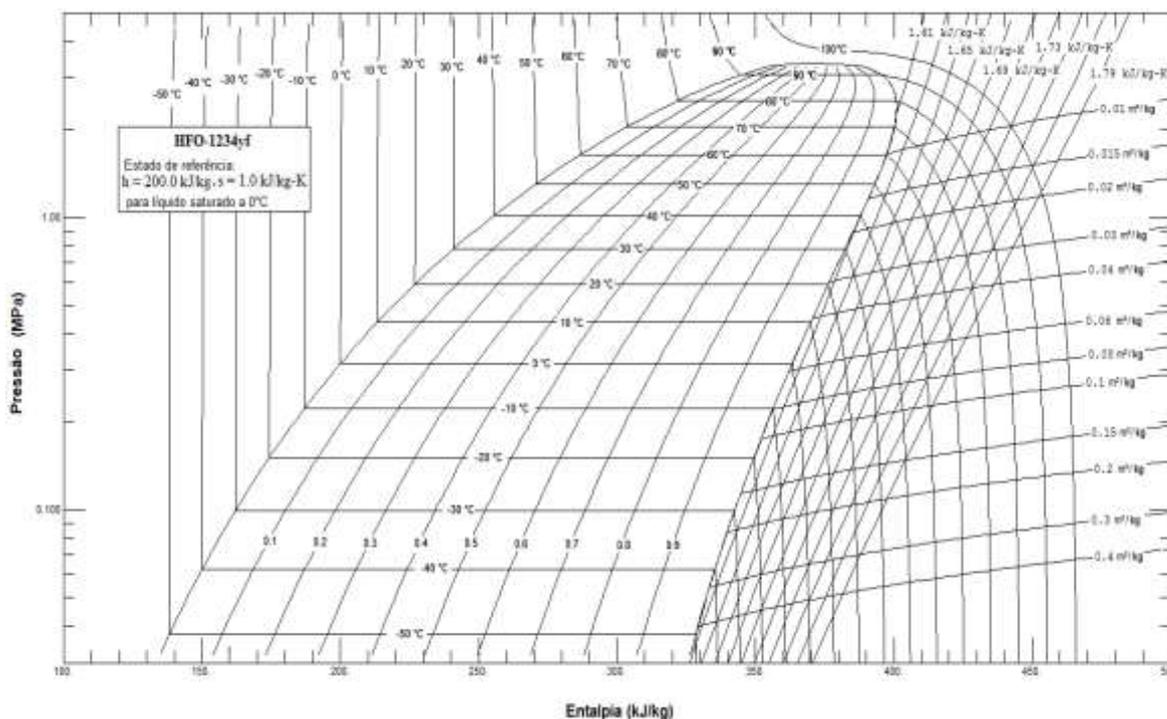


Figura 2.6: Diagrama p - h do HFO-1234yf gerado usando o modelo ECS (Akasaka, 2010)

Por fim, sobre propriedades químicas do R1234yf, Minor e Spatz (2008) conduziram testes com esse fluido escoando em tubos de alumínio, cobre, aço carbono e plástico. Os testes foram realizados para temperaturas entre 175°C e 200°C e os resultados mostraram que o fluido R1234yf é termicamente estável e não foram observados sinais de corrosão significativa nos metais. Nos plásticos, os testes foram realizados com o intuito de verificar a aparência física e a mudança de peso do fluido. O R1234yf teve um comportamento comparável ao R134a, indicando que muitos materiais usuais em sistemas de ar condicionado podem ser compatíveis com o R1234yf (Minor e Spatz, 2008).

Minor e Spatz (2008) mediram o desempenho de um sistema de ar condicionado automotivo de um automóvel pequeno operando com o R1234yf. Para isso, eles controlaram a temperatura e a umidade na câmara de teste. Os resultados mostram que, sem mudanças no sistema, a capacidade de refrigeração e eficiência energética foi de apenas 4 a 8% inferior ao sistema operando com o R134a.

2.9. Fechamento

Neste capítulo foram abordados conceitos importantes para o estudo da fração de vazio. Foram abordados os parâmetros utilizados nos estudos envolvendo escoamento bifásico, assim como suas configurações típicas. Também foram apresentadas várias correlações para calcular a fração de vazio. Por fim, uma revisão sobre recentes estudos envolvendo o R1234yf foi apresentada. Não obstante terem sido encontrados vários trabalhos sobre a perda de pressão, eficiência energética, transferência de calor e massa e envolvendo propriedades físicas e químicas, entre outras, para o R1234yf, constatou-se total carência de informações sobre a fração de vazio para esse fluido. Assim sendo, conclui-se que o presente trabalho representa uma importante contribuição para aumentar o conhecimento sobre o fluido R1234yf.

3. Materiais e Métodos

3.1. Introdução

Este capítulo tem por foco a apresentação da metodologia empregada para a determinação experimental da fração de vazio para escoamentos bifásicos do fluido R1234yf. Tendo em vista que a técnica QCV permite a obtenção da fração de vazio no âmbito de todos os padrões de escoamento, esse método foi adotado neste trabalho. A primeira parte do capítulo é dedicada à descrição do aparato experimental, assim como da apresentação da instrumentação usada para a determinação da fração de vazio. Na segunda parte do capítulo, é descrita a metodologia experimental e as análises das incertezas das variáveis envolvidas no estudo.

3.2. Aparato Experimental e instrumentações

Nesta seção, é apresentado o aparato experimental usado para a determinação da fração de vazio, assim como detalhamentos sobre vários dos seus componentes. Além disso, a instrumentação usada nas medições de várias grandezas pertinentes ao estudo também é apresentada.

A Figura 3.1 apresenta um esquema do aparato experimental. Esse sistema é composto de duas partes: o banco de testes (lado esquerdo da figura) e banco de apoio (lado direito da figura). A Figura 3.2 mostra uma foto do banco de teste, e a Figura 3.3, do banco de apoio. Esse último nada mais é do que uma máquina de refrigeração a R134a, tipo água/água, cuja finalidade é fornecer água fria de resfriamento para o banco de testes. Gerada no evaporador do banco de apoio, a água fria tem sua temperatura ajustada com a ajuda de um controlador PID, que modula a potência de uma resistência montada no circuito de água fria à jusante do evaporador. Por sua vez, o banco de testes é constituído por quatro componentes básicos: uma microbomba, um pré-aquecedor, a seção de testes e o condensador. Vindo do condensador, o fluido R1234yf, no estado líquido comprimido, passa pela microbomba, seguindo ligeiramente pressurizado para o pré-aquecedor, sendo esse constituído por um tubo longo dotado de uma resistência elétrica enrolada em sua volta. Após ser aquecido, o fluido R1234yf sai do pré-aquecedor como uma mistura de líquido e vapor, cujo título depende, entre outras variáveis de controle, da potência aplicada na resistência do pré-aquecedor. O fluido, nessas condições, passa pela seção de testes, sendo essa constituída por um tubo com duas válvulas solenoides montadas nas extremidades, permitindo o aprisionamento do fluido com vistas à de-

terminação da fração de vazão no escoamento. Após passar pela seção de testes, o fluido entra no condensador, onde cede calor para a água fria proveniente do banco de apoio, de modo que o fluido sai do condensador no estado de líquido comprimido, condição em que entra na microbomba, reiniciando o ciclo.

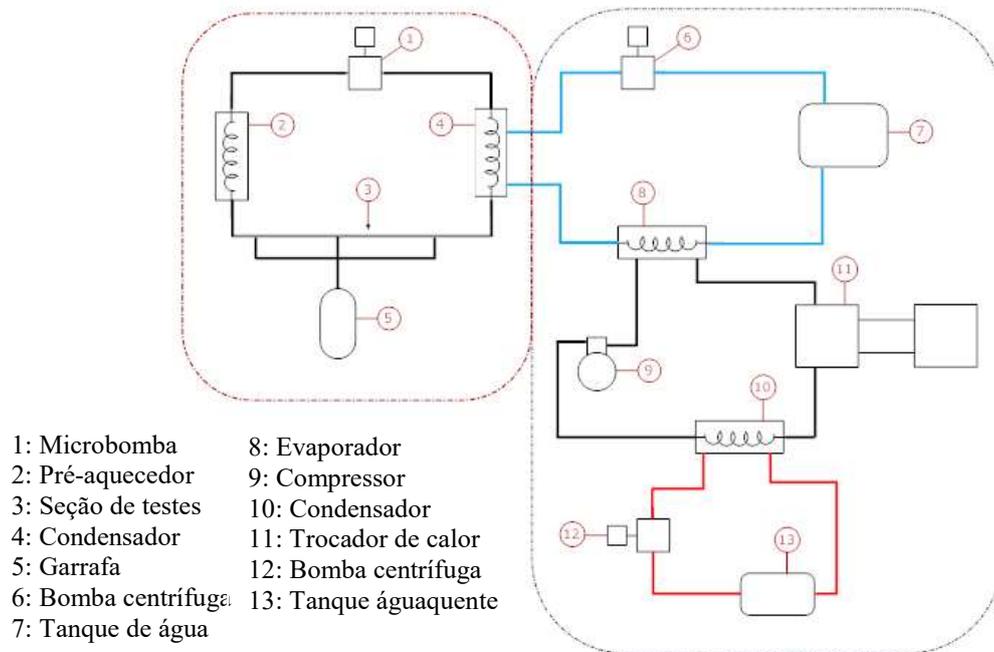


Figura 3.1: Esquema do aparato experimental.

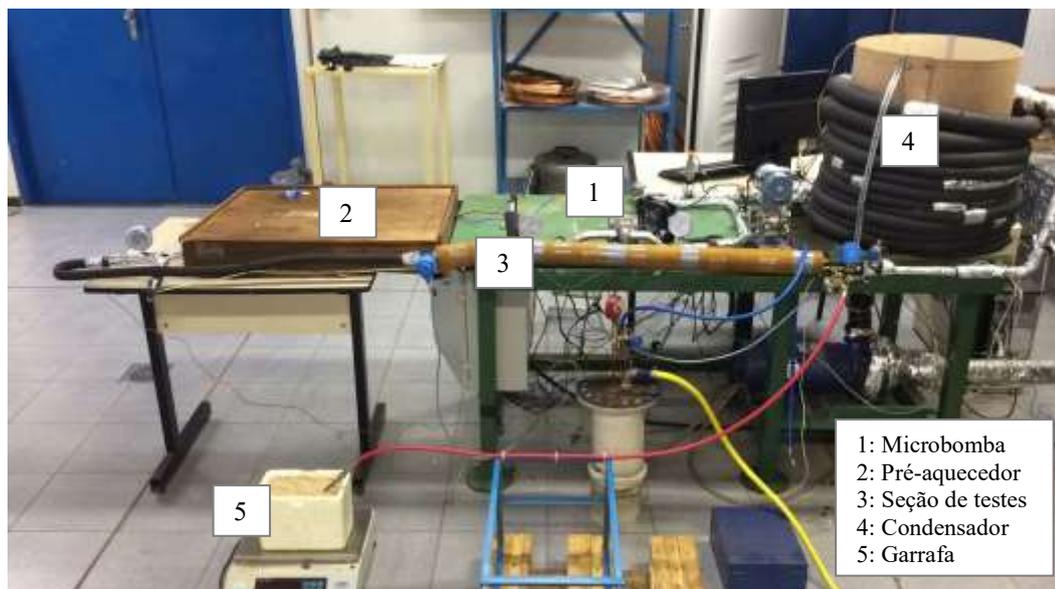


Figura 3.2: Banco de teste.

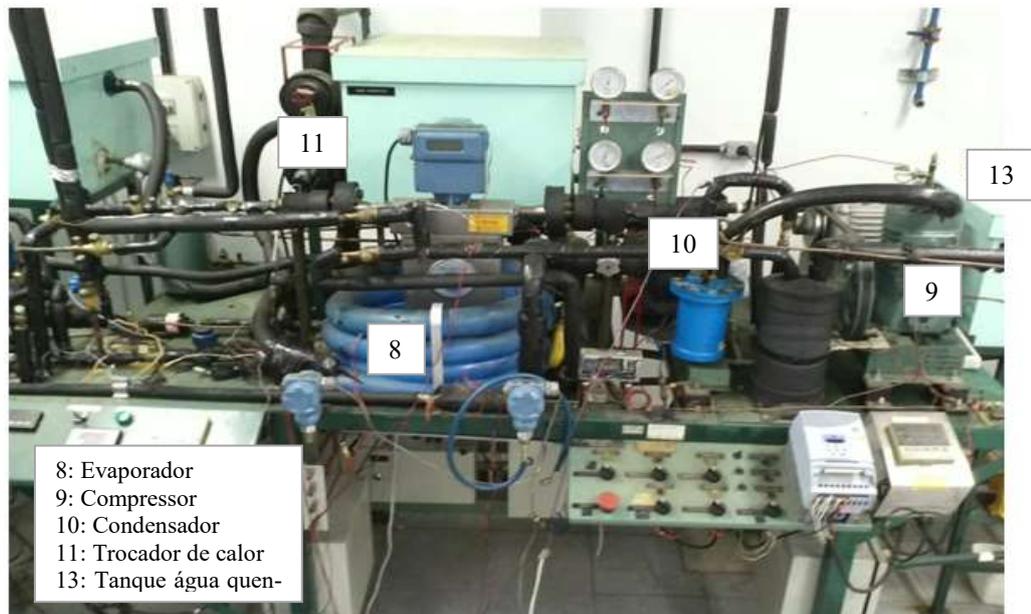


Figura 3.3: Banco de apoio.

3.2.1. Microbomba

A microbomba do banco de testes é do tipo de engrenagens e do fabricante Micropump, modelo GJ-N23. Seu deslocamento nominal é de 0,64ml/rotação e seu acionamento é magnético, não havendo risco de vazamento do fluido e nem contaminação desse com o ambiente externo ao rotor da microbomba. O drive de acionamento da microbomba também é do fabricante Micropump: um motor elétrico modelo DB-380. O controlador do motor é do fabricante Therma, modelo TH 6221A/20-14. A vazão de fluido é imposta pela rotação do motor, que, por sua vez, é fixada por um sinal de controle variável de 0 a 5V. Todo este conjunto é mostrado na Figura 3.4.



Figura 3.4: Conjunto Microbomba/motor/controlador.

3.2.2. Pré-aquecedor

O pré-aquecedor é um tubo de cobre com diâmetro interno de 4,77 mm e comprimento de 12,2 m. O tubo é enrolado por resistor de fita de resistência elétrica de 16,1 Ω , que fornece uma potência máxima de 2,7 kW, distribuída uniformemente ao longo da tubulação. O sistema é isolado externamente com mantas de lã de vidro, e duas placas de poliuretano fecham a caixa de madeira utilizada para acomodar o tubo dobrado em forma de serpentina, como mostrado na Figura 3.5.



Figura 3.5: Pré-aquecedor (Humia, 2017).

O pré-aquecedor tem a função de aquecer o fluido de trabalho e com isto proporcionar sua mudança de fase. Para controlar a potência no sistema, usa-se um controlador similar ao da microbomba, do mesmo fabricante e modelo TH-6200A, ajustando-se a tensão aplicada. Para quantificar as perdas de calor no pré-aquecedor foi realizado o procedimento de calibração que se acha apresentado no Apêndice A.5. Por sua vez, o sinal emitido pelo controlador foi calibrado com a ajuda de um osciloscópio padrão, conforme descrito também no Apêndice A.4.

3.2.3. Condensador

O condensador tem a função de retirar o calor do fluido refrigerante e, com isso, garantir a presença de estado líquido na linha à montante da microbomba. O condensador é um trocador de calor bitubular enrolado em hélice e isolado com espuma elastomérica, conforme mostrado na Figura 3.6. O fluido R1234yf escoa no tubo interno, feito em cobre e de diâmetro

interno de 4,77 mm, enquanto a água escoar na seção anular formada entre o tubo interno e o tubo externo (tubo envelope), esse feito de PVC flexível e com diâmetro interno de 7,94 mm.



Figura 3.6: Condensador.

3.2.4. Seção de testes

A seção de testes é onde a fração de vazio é medida, sendo constituída por uma tubulação reta de cobre de diâmetro de 4,77 mm (Figura 3.7). Duas válvulas solenoides estão montadas nas extremidades desse tubo. Elas são do fabricante Jefferson, série 2036, modelo 2036BA04, diâmetro da conexão de 1/2 BSP e com bobinas separadas com alimentação de 220 V e potência de 6 W. Após fechamentos das válvulas, o fluido aprisionado na seção de testes é conduzido para pesagem em uma garrafa de aço, de espessura 1/4 de polegada. A garrafa fica dentro de uma caixa com areia a fim de se evitar vibrações. Esse conjunto é posto sobre uma balança de precisão com vistas à pesagem do fluido capturado. Há ainda duas válvulas manuais, denominadas de 1 e 2, ambas ligadas à mangueira próxima da seção de testes. A primeira é usada para fazer o vácuo na garrafa de aço, enquanto a segunda, quando aberta, permite a passagem do fluido da seção de testes para a garrafa.

Os volumes internos da mangueira e da região onde fluido R1234yf é aprisionado valem 30 ml e 25,8 ml, respectivamente. Esse último volume corresponde engloba a seção de testes propriamente dita, os espaços internos dentro das válvulas solenóides fechadas e a ramificação ligando a seção de testes até o espaço da válvula manual 2 fechada. Para determinar esses volumes, água foi injetada dentro dos espaços de forma cuidadosa para evitar a formação de bolsas de ar em seus interiores. As medições dos volumes injetados permitiram levantar os valores dos referidos volumes.

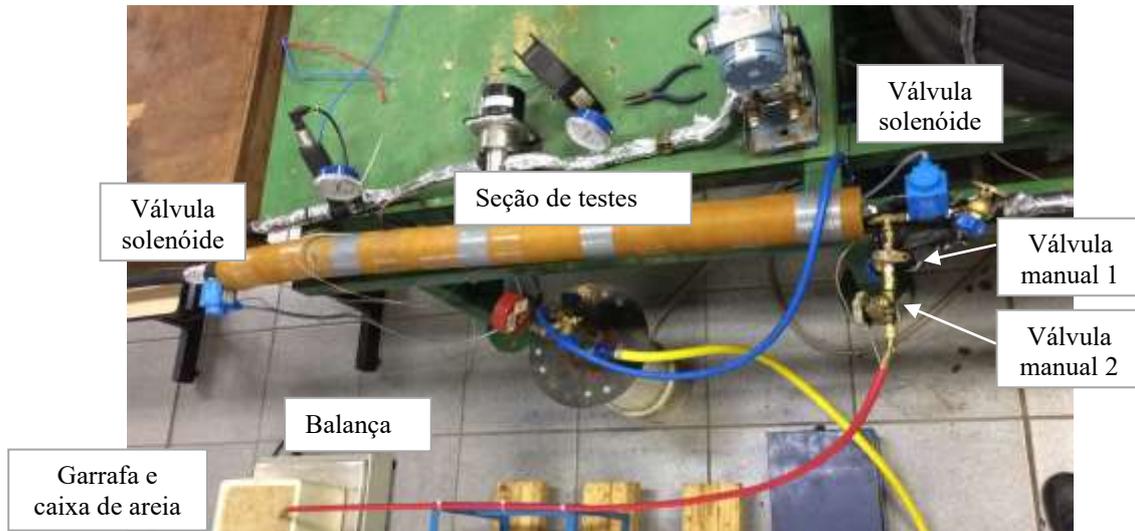


Figura 3.7: Bancada experimental (vista da seção de testes)

3.2.5. Acumulador de R1234yf

Este dispositivo, mostrado na Figura 3.8, foi concebido para facilitar a operação de ajuste da quantidade correta da massa de R1234yf a ser posta no banco de testes segundo o ponto de operação do sistema, que é definido pelas seguintes variáveis: pressões e temperaturas do R1234yf nas entradas e saídas dos componentes do banco de teste, vazão mássica do fluido e título do fluido na entrada da seção de testes. O dispositivo é composto de duas garrafas, conforme mostrado na Figura 3.8. Na garrafa externa, feita de PVC, circula água quente ou fria, enquanto na garrafa interna, feita de aço, circula o fluido R1234yf.

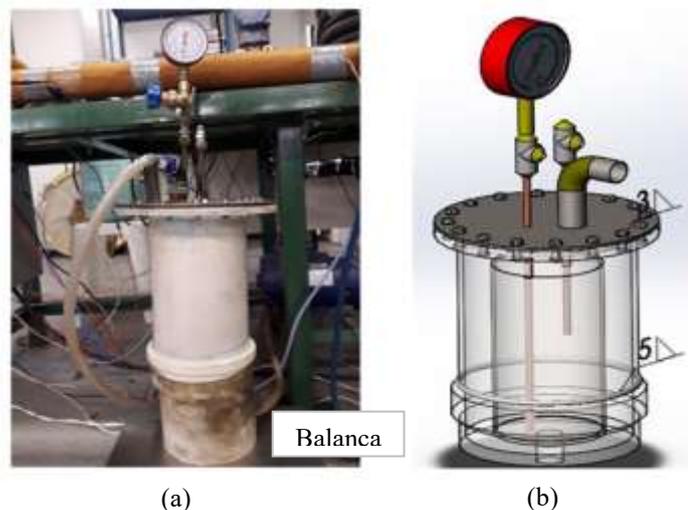


Figura 3.8: Acumulador. a) posicionado na bancada e b) figura esquemática

O acumulador de refrigerante foi conectado ao banco de testes conforme desenho esquemático mostrado na Figura 3.9. Na tubulação, conectando os dois sistemas, há uma válvula, normalmente fechada, que, ao ser aberta, permite a passagem de R1234yf acumulador para o banco de testes, ou vice-versa, dependendo da temperatura da água que circula na garrafa externa do acumulador. Quando essa água está quente (temperatura em torno de 40°C), a pressão do R1234yf na garrafa interna aumenta, de modo que o fluido é bombeado, por efeito termosifão, para o banco de testes. Ao contrário, quando a água está fria (temperatura um pouco acima de 0°C), o fluido passa do banco de teste para o acumulador. A massa de fluido dentro do banco de testes é conhecida por meio da pesagem de fluido colocado previamente no banco de testes, assim, como pela pesagem da massa extra adicionada a esse ou retirada desse. Para isso, o acumulador é colocado sobre uma balança de resolução 1 g.

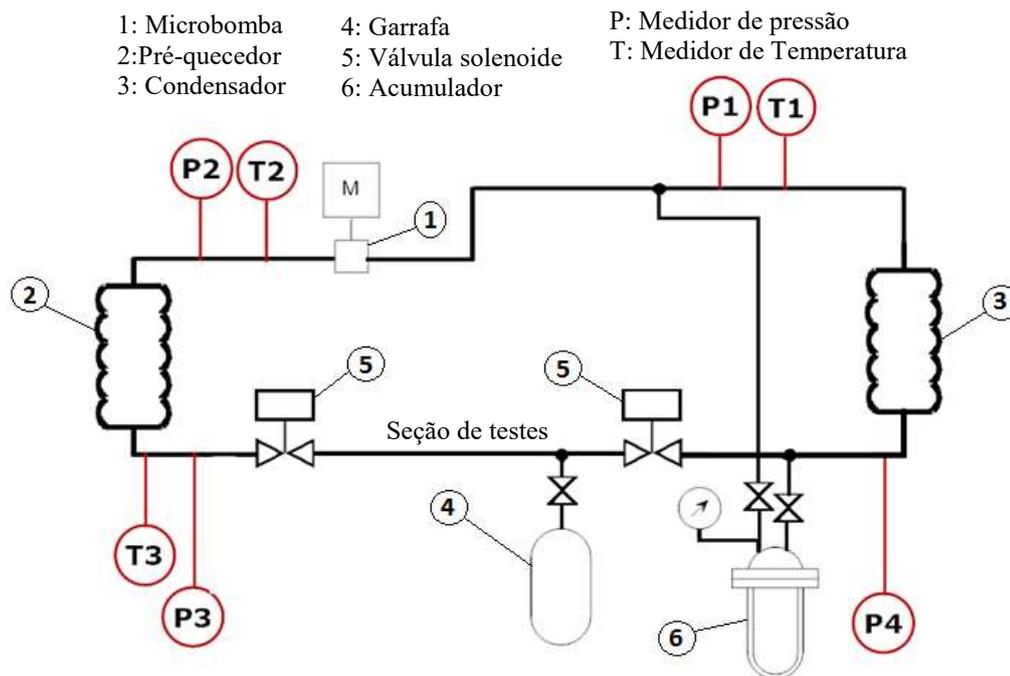


Figura 3.9: Esquema do banco de testes.

3.3. Medições e aquisição de dados

As grandezas usadas para a determinação da fração de vazio (pressões, temperaturas, vazões e massas) foram obtidas por meio de instrumentos, cujas marcas e precisões, entre outras características, são apresentadas nesta seção. O sistema de aquisição e tratamento dos dados (grandezas medidas) também é abordado nesta seção.

3.3.1. Medidor de vazão

Para a medição da vazão foi utilizado um medidor de deslocamento positivo do tipo turbina (Figura 3.10), do fabricante KOBOLD, modelo DPM 1130, com faixa de medição de 0,05 a 4,0 L/min e sinal de frequência de saída linear entre 0 a 372 Hz. O medidor foi montado no banco de testes entre a saída do condensador e a entrada da microbomba.



Figura 3.10: Medidor de vazão.

3.3.2. Medidor de pressão

Para obtenção das pressões ao longo do circuito do fluido R1234yf, foram utilizados quatro transdutores de pressão manométrica, montado em posições estratégicas: entrada e saída do pré-aquecedor e entrada e saída do condensador (Figura 3.9). Os transdutores são de fabricação da Novus, modelo NP430D, faixa de medição de 0 a 20 bars, incerteza de 2% do fundo de escala (FE) e para operação em uma faixa temperatura de -40°C a 100°C .

3.3.3. Medidor de Temperatura

Para medição das temperaturas foram instalados termopares no banco de testes, conforme mostrado na Figura 3.9. Os termopares são do tipo T (cobre-constantan), encapsulados, com isolamento mineral, diâmetros e comprimentos da bainha de 1,5 mm e 100 mm e com faixas de medições de -184°C a 270°C . As fixações dos termopares foram feitas por brasagem, com as pontas dos termopares ficando dentro das tubulações e em contracorrente com o

escoamento do fluido. O processo de calibração dos termopares foi realizado conforme descrito no Apêndice A.2.

3.3.4. Balanças

Para medir adequadamente a massa de fluido na seção de testes e a massa de fluido total dentro no sistema foram utilizadas duas balanças. Para a primeira medição, foi usada uma balança de precisão, fabricada pela Marte, modelo AC 10K, com uma resolução de 0,1g e tempo de estabilização de 3s e mostrador digital de cristal (Figura 3.11). A balança foi calibrada conforme procedimento apresentado no Apêndice A.7. Para medir a massa de fluido em todo o sistema foi usada uma balança simples com resolução de 1 g.



Figura 3.11: Balança de precisão Marte AC10K.

3.3.5. Sistema de aquisição de dados

O sistema de aquisição é composto por duas placas fabricadas pela National Instruments: NI 9213 para sinais dos termopares e NI USB 6211 para os sinais dos transdutores de pressão e de vazão. Estas placas foram ligadas a um desktop com vistas ao armazenamento dos dados. A interface gráfica de programação utilizada foi o *software* LabView, licenciado pela National Instruments, que permitiu a visualização em tempo real das medidas de temperatura, pressão e vazão realizadas nos ensaios. A Tabela 3.1 apresenta os instrumentos utilizados nas medições das grandezas envolvidas na determinação da fração de vazio, assim como as suas características, incluindo as incertezas.

Tabela 3.1: Instrumentos de medições e suas características.

Instrumentos	Faixas	Resoluções	Incertezas
Transdutores de pressão	0 a 20 bar	0,01 bar	$\pm 0,2$ bar
Manômetros de baixa	0 a 11 bar	0,05 bar	$\pm 0,5$ bar
Termopares	-184°C a 270°C	0,05	$\pm 0,5$ °C
Controlador do pré-aquecedor	700 a 2030 W	0,5 W	2,3%
Medidor de vazão	0 a 1 L/min	0,01 L/min	2,5%
Balança simples	0 a 20 kg	1 g	± 1 g
Balança de precisão	0 a 10 kg	0,1 g	$\pm 0,5$ g
Trena	0 a 3 m	2 mm	0,1%
Paquímetro	0 a 200 mm	0,02 mm	0,4%
Proveta	0 a 500 mL	1 mL	0,2%

3.4. Procedimento experimental

Para determinar experimentalmente a fração de vazão em diferentes condições de operação do banco de testes, várias grandezas foram medidas: temperaturas, pressões e vazão do fluido refrigerante R1234yf, assim como a massa desse fluido aprisionada na seção de testes. Posteriormente, usando esses valores, a fração de vazão pode ser calculada.

3.4.1. Ciclo termodinâmico

A Figura 3.12 mostra o ciclo termodinâmico do fluido R1234yf ao longo do banco de testes. O fluido na entrada da microbomba acha-se no estado 1, como líquido comprimido. Em seguida, ao passar pela bomba, a pressão do líquido é aumentada (estado 2), mas a temperatura praticamente não se altera. Nessas condições, o fluido entra no pré-aquecedor, onde é aquecido o suficiente para que parte do líquido se transforme em vapor (estado 3). A mistura bifásica sai do pré-aquecedor com uma pressão menor que a da entrada devido à perda de carga e com um título x_3 . Esse valor título, associado à temperatura e vazão do fluido, corresponde a uma de fração de vazão, cujo valor representa o objetivo do experimento. Na saída da seção de testes (estado 4), a temperatura e pressão do fluido praticamente não se alteram, uma vez que a seção de testes é isolada e o seu comprimento é pequeno. Assim, os estados 3 e 4 são praticamente idênticos. Por fim, ao passar pelo condensador, a mistura bifásica cede calor para a água de resfriamento, perde pressão devido à perda de carga nesse trocador de calor e

sofre condensação, de modo que, na saída do condensador (também entrada da microbomba), o fluido acha-se no estado 1. Então, o ciclo é reiniciado.

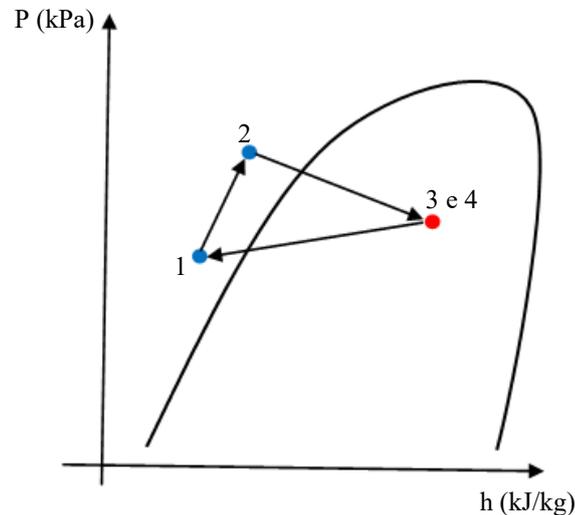


Figura 3.12: Ciclo termodinâmico do experimento realizado.

3.4.2. Fixação do ponto de operação

O ponto de operação da seção de testes é fixado por meio de três grandezas: velocidade mássica G (ou vazão mássica \dot{m}), temperatura de ebulição T_{eb} e título x_3 do fluido. Os testes experimentais foram conduzidos para diferentes conjuntos desse trio de grandezas. A fixação da velocidade mássica é realizada por meio de um conversor de frequência. Para isso é induzido um sinal, via labview. Esse sinal é enviado para o motor da microbomba, que ajusta sua rotação, adequando-a ao valor da velocidade mássica estabelecida para o teste.

A temperatura de ebulição é fixada com ajuda do banco de apoio, máquina de refrigeração que fabrica água gelada. O ajuste da temperatura dessa água é realizado por dois elementos: o evaporador do banco de apoio e uma resistência elétrica comandada por controlador PID. Enquanto o evaporador retira calor da água que passa por ele, a resistência elétrica fornece calor para água. A combinação dos dois efeitos permite ajustar a temperatura da água em certo valor e, por conseguinte, estabilizar a temperatura de ebulição do fluido R1234yf na seção de testes. De uma forma geral, a temperatura de ebulição apresenta um valor em torno de dez graus acima do valor da temperatura da água gelada.

O título é fixado com ajuda do pré-aquecedor. Por meio do balanço de energia nesse dispositivo, é possível impor o valor do título na saída do pré-aquecedor (entrada da seção de

testes) desejado no teste. O referido balanço de energia, representado pela Equação 3.1, permite achar a entalpia h_3 do fluido na saída do pré-aquecedor em função das seguintes grandezas: taxa de transferência de calor \dot{Q} dada ao fluido (potência elétrica do pré-aquecedor), vazão mássica \dot{m} do fluido e entalpia h_2 do fluido na entrada do pré-aquecedor. De posse da entalpia h_3 , e conhecendo-se a pressão do fluido na saída do pré-aquecedor, o título x_3 do fluido nesse ponto pode ser facilmente obtido por meio da Equação 3.2, na qual h_l é a entalpia da fase de líquido saturado e h_{lv} é o calor latente para a temperatura de ebulição fixada.

$$Q = m(h_2 - h_3) \quad (3.1)$$

$$x_3 = \frac{h_3 - h_l}{h_{lv}} \quad (3.2)$$

A Figura 3.13 mostra a interface do labView, na qual aparecem os controles da potência elétrica do pré-aquecedor e da vazão da microbomba, entre outras funções desta interface.

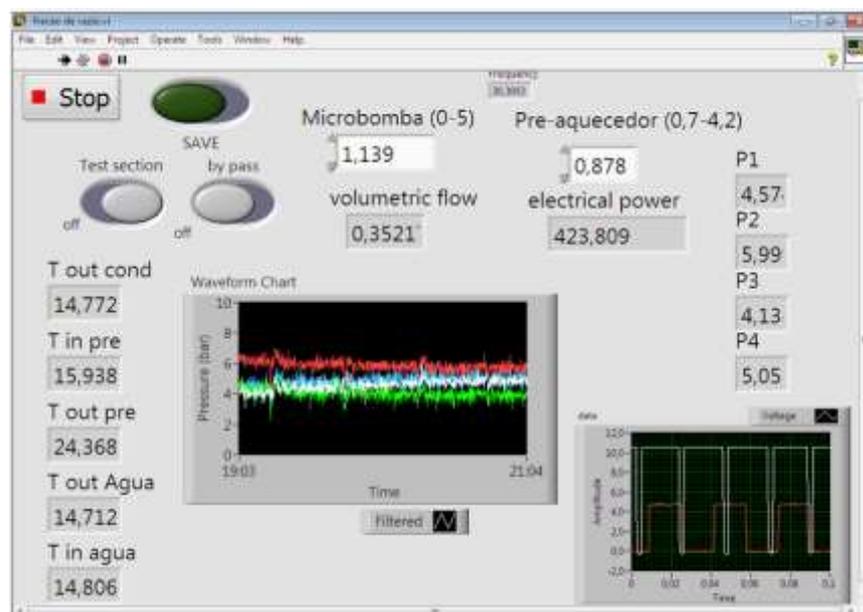


Figura 3.13: Interface LabView do banco de testes.

3.4.3. Variação do título

Para um par fixo T_{eb} e G (temperatura de ebulição e velocidade mássica do fluido), a fração de vazio α na entrada da seção de testes foi determinada para uma ampla faixa do título x na entrada dessa seção, variável de 0 a 100%. Cada valor de título foi ajustado conforme explicado no item anterior. Não obstante, cada novo ajuste do título implica uma perturbação na temperatura de ebulição e na velocidade mássica do fluido. Por exemplo, para aumentar o título na saída do pré-aquecedor, a potência elétrica desse equipamento deve ser ajustada para um valor maior, operação essa que produz aumento da pressão do fluido no trecho de líquido/vapor do sistema, que é a região a jusante da microbomba. Assim, com o aumento dessa pressão, a vazão imposta pela microbomba fica menor. Para corrigir a vazão, fazendo-a retornar ao valor pré-estabelecido no ensaio, basta atuar na rotação da microbomba, que deve ser aumentada. O ajuste na temperatura de ebulição é mais complexo. Para fazê-la retornar ao valor do ponto de operação do ensaio, é necessário retirar massa de fluido do sistema, o que é feito com ajuda do acumulador de fluido apresentado anteriormente. Operações inversas são realizadas quando o título é reduzido. Nesse caso, como a potência elétrica do pré-aquecedor é reduzida, implicando diminuição da temperatura de ebulição e aumento da vazão do fluido, as correções se dão, diminuindo-se a rotação da microbomba e adicionando-se massa de fluido no sistema. Maiores detalhes sobre esses ajustes podem ser obtidos em Pereira *et al* (2019), um trabalho no qual os autores estudaram o inventário no banco de testes em questão, determinando a influência que a distribuição de massa de R1234yf entre as partes do sistema exerce sobre seu ponto de operação.

3.4.4. Determinação da fração de vazio

O procedimento experimental para determinação da fração de vazio α na seção de testes consiste dos seguintes dez passos: (i) primeiramente, o sistema é colocado em um ponto de operação pré-definido pela tríade x , T_{eb} e G ; (ii) é feito vácuo na garrafa de pesagem do fluido, que acha-se sobre a balança previamente tarada; (iii) as válvulas solenoides montadas nas extremidades da seção de testes são fechadas, aprisionando-se o fluido dentro dessa região; (iv) a válvula que interliga a seção de testes à garrafa é aberta, induzindo o deslocamento do fluido da seção de testes para a garrafa; (v) a pesagem da garrafa é realizada, anotando-se um valor M_1 ; (vi) a massa M_2 de R1234yf residual e na forma de vapor que permanece na seção

de testes e nas linha de conexão dessa seção com a garrafa é calculada multiplicando-se o volume dessas regiões pela massa específica do vapor nas condições do ensaio; (viii) as massas M_1 e M_2 são somadas, achando-se a massa total M_T presente na seção de testes durante o ensaio; (ix) divide-se a massa total pelo volume da seção de testes (V_{st}), achando-se a massa específica ρ_{exp} bifásica do R1234yf nas condições de operação do ensaio; (x) por fim, substituindo-se ρ_{exp} na Equação 3.3 (uma combinação da Equações 2.33e 2.34), calcula-se a fração de vazio α_{exp} para a tríade x , T_{eb} e G .

$$\alpha_{exp} = (\rho_v - \rho_l)^{-1} \left(\frac{M_T}{V_{st}} - \rho_l \right) \quad (3.3)$$

3.4.5. Correção do título na entrada da seção de testes

O balanço de energia aplicado no pré-quecedor, e expresso pelas Equações 3.1 e 3.2, permite achar o título na saída desse trocador de calor, conforme discutido na seção 3.4.2. Não obstante, a perda de pressão do fluido ao longo da tubulação que liga a saída do pré-aquecedor com a entrada da seção de testes não é desprezível, uma vez o comprimento dessa tubulação é de 2,1 m e ainda apresenta uma curva de 180° (Figura 3.2). Como essa tubulação é isolada, a perda de pressão do fluido ocorre de forma isoentálpica. Conhecendo-se os valores da entalpia e da pressão do fluido na entrada da seção de testes, é possível calcular o verdadeiro título do fluido nessa posição. Como a tubulação é isolada, o escoamento do fluido ao longo dela é isoentálpico, de modo que a entalpia na saída do pré-aquecedor, fornecida pela Equação 3.1, é a mesma na entrada da seção de testes. Para levantar a pressão do fluido nesse ponto, a perda de pressão na tubulação foi estimada usando-se o conjunto de Equações 2.15 a 2.18 (a perda de pressão na curva de 180° é pequena e não foi considerada). Assim, a perda de pressão na entrada da seção de testes pode ser determinada e, por conseguinte, o valor do título nesse ponto.

3.4.6. Análise de erros

Os levantamentos dos erros envolvidos nos testes foram realizados com base nas incertezas de medições ligadas ao fluido R1234yf e seu escoamento (temperaturas, pressões, vazões e massas), assim como de parâmetros dimensionais (comprimento e diâmetros e tubulações,

volumes de espaços internos de tubos, mangueiras e válvulas, etc). Sobre as incertezas das temperaturas, os sinais foram calibrados mergulhando os correspondentes medidores (termopares tipo T) em água à temperatura ambiente, bem como água com gelo fundente, e posteriores registros das leituras dos termopares e da temperatura fornecida por um termômetro padrão, que também foi imerso na água (Apêndice A.2). Com respeito aos medidores de pressão, os sinais foram calibrados por meio de uma bomba hidráulica e um manômetro padrão (Apêndice A.3). Em relação à vazão volumétrica dada pelo medidor de vazão à turbina, sua leitura (em L/min) foi disponibilizada na tela do computador por meio do programa LabView. Esse sinal foi previamente calibrado fazendo-se passar água pelo medidor de vazão e medindo-se o volume coletado em uma proveta de vidro, bem como o tempo de enchimento desse recipiente com um cronômetro de precisão (Apêndice A.6). As massas foram medidas por leitura direta no visor da balança de precisão, que foi calibrada com a ajuda de pesos padrões (Apêndice A.7). Sobre as incertezas das grandezas dimensionais, essas foram levantadas com base nas precisões dos instrumentos de medições (paquímetro, trena e proveta). Por fim, outra medição associada aos testes foi a da potência elétrica no pré-aquecedor, obtida por leitura direta na tela do computador. O sinal da potência foi calibrado com ajuda de medidores elétricos (voltímetro, amperímetro e osciloscópio), conforme apresentado no Apêndice A.4.

A Figura 3.14 (diagrama de Ishikawa) mostra diversas fontes de erros associadas à incerteza final da fração de vazão. Uma das fontes mais importantes é aquela referente às grandezas medidas diretamente (destacado na figura), tais como, a temperatura e a pressão, cujas incertezas foram diminuídas e quantificadas conforme descrito no parágrafo anterior. As outras fontes de erros mostradas na figura também foram combatidas. Por exemplo, com respeito ao meio ambiente, foram tomados cuidados no sentido de se evitar correntes de ar que poderiam afetar a leitura da balança durante a medição da massa de fluido aprisionado na garrafa, fechando-se portas e janelas do laboratório e desligando-se ventiladores durante essa medição. Ainda com respeito ao meio ambiente, as medições com o paquímetro, a trena e a proveta foram realizadas quando o ambiente estava em torno de 20°C, uma vez que os instrumentos foram calibrados nessa condição pelos fabricantes correspondentes. Em relação à mão de obra e/ou estratégia de medição, vários cuidados foram tomados. Por exemplo, para se medir o volume de água coletado na proveta, o processo foi repetido três vezes, observando-se o nível inferior e central do menisco côncavo ao nível dos olhos com vistas a se evitar o erro de paralaxe. Para registros das temperaturas, pressões, vazões e massas, as respectivas medições foram realizadas após estabilização e funcionamento do banco de testes em regime permanente. Além disso, todas as pessoas envolvidas com as medições (o autor do trabalho, outros dois

estudantes de pós-graduação e um estudante de iniciação de científica) foram orientadas e treinadas para que os procedimentos fossem realizados com o máximo de cuidado. Sobre os fatores externos, dois merecem destaques: contaminação do R1234yf e perda de calor no pré-aquecedor. Para se evitar o primeiro, foi realizado vácuo não apenas no banco de testes, antes da colocação do fluido no sistema, como também no conjunto de pesagem (mangueiras, garrafa, válvulas, etc.), evitando-se, assim, a contágio do fluido com ar. Sobre a perda de calor no pré-aquecedor, essa foi minimizada por meio de isolamento do componente. Além disso, esse valor foi quantificado, conforme apresentado no Apêndice A. Por fim, sobre a fonte de erro denominada de modelo, no caso do presente experimento, foram identificadas duas causas: valores aleatórios das medições (por exemplo, repetindo-se a medida da massa de R1234yf aprisionada para as mesmas condições de ensaios, obtêm-se valores um pouco diferentes) e dúvida sobre o estado do fluido na válvula solenóide na entrada da seção de testes. A posição em que essa válvula foi montada (Figura 3.7) pode ter favorecido um pequeno acúmulo de fluido bifásico nesse espaço. Não obstante, após transferência do fluido da seção de testes para o conjunto de pesagem, a massa residual foi estimada considerando-se o fluido no estado de vapor em toda a seção de testes (tubo e espaços internos das válvulas e conexões). Por isso, sobre a incerteza da massa de refrigerante medida, apresentada na Tabela 3.2, ao invés de ela ter sido considerada igual a 0,1 g, que é a resolução da balança, o valor foi majorado para 0,5 g, de modo a contemplar a incerteza referente à eventual massa de fluido no estado bifásico presa no espaço da referida válvula.

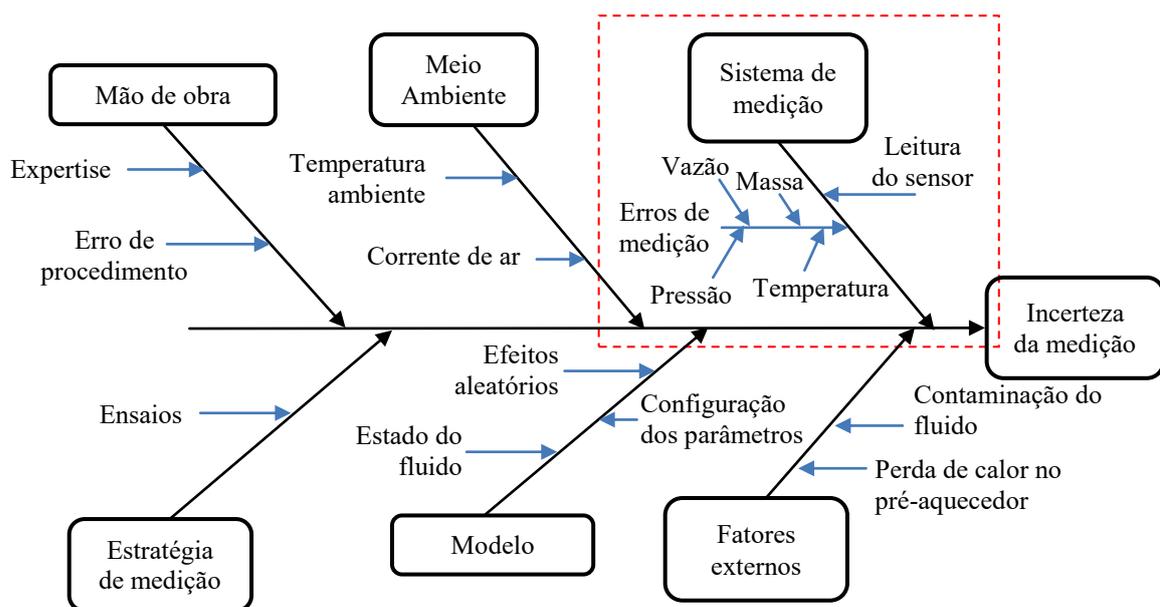


Figura 3.14: Influências nas incertezas da medição – adaptado de Schmitt et al (2016).

A Tabela 3.2, apresentada anteriormente, contém as incertezas de grandezas medidas diretamente: temperaturas, pressões, vazão e massa do R1234yf e potência elétrica do pré-aquecedor. Essas grandezas são usadas na determinação da fração de vazio associada a cada estado do fluido na seção de testes. Esse cálculo foi efetuado por meio do software EES (do inglês, *Engineering Equation Solver*), que também fornece o valor da incerteza expandida correspondente. O cálculo dessa incerteza é baseado no método clássico (JCGM 100, 2008), que é basicamente expresso pelas Equações 3.4 e 3.5. Nelas, u é a variável dependente a ser calculada, que, por sua vez, é função de várias variáveis independentes x, y, z , etc. No caso deste trabalho, a variável dependente é a fração de vazio, enquanto as variáveis independentes são as temperaturas, pressões, vazão e massa do fluido e a potência do pré-aquecedor.

$$\alpha = f(\rho_l, \rho_v, V_{st}, M_T) \quad (3.4)$$

$$u_\alpha^2 = \left[\left(\frac{\partial \alpha}{\partial \rho_l} \right) u_{\rho_l} \right]^2 + \left[\left(\frac{\partial \alpha}{\partial \rho_v} \right) u_{\rho_v} \right]^2 + \left[\left(\frac{\partial \alpha}{\partial V_{st}} \right) u_{V_{st}} \right]^2 + \left[\left(\frac{\partial \alpha}{\partial M_T} \right) u_{M_T} \right]^2 \quad (3.5)$$

O código computacional EES para calcular a fração de vazio está apresentado no Apêndice B.1. A figura que aparece no final desse apêndice mostra os resultados do cálculo da fração de vazio para um ponto de operação do banco de testes, incluindo a incerteza expandida.

3.5. Fechamento

Este capítulo foi dedicado à descrição do aparato experimental e apresentação da instrumentação usada para a determinação da fração de vazio em escoamentos bifásicos do fluido R1234yf. Também foi apresentada a metodologia experimental usada com base na técnica QCV, assim como as análises das incertezas das diversas variáveis envolvidas nos ensaios. No próximo capítulo são apresentados os resultados e análises desses ensaios e a seleção da melhor correlação de fração de vazio com vistas ao cálculo da massa e do inventário em sistemas operando com o fluido R1234yf.

4. Resultados e discussões

4.1. Introdução

Este capítulo apresenta os resultados dos testes experimentais referentes à investigação da fração de vazão para os refrigerantes R1234yf e R134a em condições adiabáticas escoando em uma seção de testes constituída por um tubo horizontal liso. Os testes foram conduzidos para duas velocidades mássicas ($180 \text{ kg s}^{-1} \text{ m}^{-2}$ e $280 \text{ kg s}^{-1} \text{ m}^{-2}$), duas temperaturas de saturação (15°C e 25°C) e para um título de vapor variando de 10% a 100%. Um total de 53 pontos experimentais foi levantado nos testes. As frações de vazios obtidas apresentaram uma incerteza expandida de 4,7%.

Na sequência, o capítulo acha-se dividido em três partes: Fração de vazio e título, influências das condições termohidráulicas e análise do desempenho do refrigerante R1234yf. Este último é avaliado comparando-se os fluidos estudados e seleção de correlações mais precisas para o cálculo da fração de vazio.

4.2. Relação da fração de vazio e título

A Figura 4.1 mostra valores experimentais da fração de vazio (α) em função do título (x) obtidos nos testes. Na figura, percebem-se seis evoluções da fração de vazio com o título para diferentes velocidades mássicas e temperaturas de saturação do refrigerante R1234yf: velocidade mássica baixa (em torno de $145 \text{ kg/m}^2\text{s}$), média (em torno de $180 \text{ kg/m}^2\text{s}$) e alta ($280 \text{ kg/m}^2\text{s}$) e temperaturas em torno de 15°C e 25°C . Todas as evoluções mostradas na figura são coerentes, pois, segundo os resultados, a fração de vazio aumenta de forma mais acentuada na faixa de títulos muito baixos ($x < 10\%$), enquanto, para títulos maiores, esse aumento se dá de modo mais abrandado. Esse comportamento é previsto por todas as correlações de fração de vazio, como, por exemplo, pela correlação de Zivi. A título de comparação, foi simulada a evolução da fração de vazio com o título para um escoamento de R1234yf à temperatura de saturação de 10°C (Figura 4.2). Como pode ser constada na primeira parte dessa evolução, a exceção do ponto $x = 0$ e $\alpha = 0$, a fração de vazio realmente aumenta significativamente mais que o título de $x = 0$ até $x = 10\%$. Essa majoração da fração de vazio em relação ao título decorre de a primeira ser uma razão entre o volume ocupado pelo vapor (V_v) e o volume total da mistura bifásica (V_t), conforme expresso pela Equação 4.1, enquanto a segunda

é uma razão entre as respectivas massas presentes nessas regiões (M_V e M_T), conforme expresso pela Equação 4.2. Obviamente, para títulos baixos, a massa específica da mistura (ρ_l) é definida predominantemente pela massa específica da fase líquida (ρ_l). Como essa é muito maior que a massa específica do vapor (ρ_v), não obstante o expressivo aumento do volume de vapor e, por conseguinte, também o da fração de vazio, o correspondente aumento do título é bem menor, uma vez que esse é limitado pelo valor elevado da massa específica de líquido, e que aparece no denominador da Equação 4.2. Por outro lado, na região com $x > 10\%$, a massa específica da mistura passa a ser governada cada vez mais pela massa específica do vapor à medida que o título aumenta, isto é, à medida que há formação de mais vapor. Por isso, a fração de vazio aumenta quase que linearmente com o título, conforme mostrado na segunda parte da curva da Figura 4.2. Naturalmente, ao final da curva, quando todo o líquido se transforma em vapor, verifica-se a igualdade entre as duas grandezas: $x = 100\%$ e $\alpha = 100\%$.

$$\alpha = \frac{V_V}{V_T} \quad (4.1)$$

$$x = \frac{M_V}{M_T} = \frac{\rho_V V_V}{\rho_T V_T} = \frac{\rho_V}{\rho_T} \alpha \quad (4.2)$$

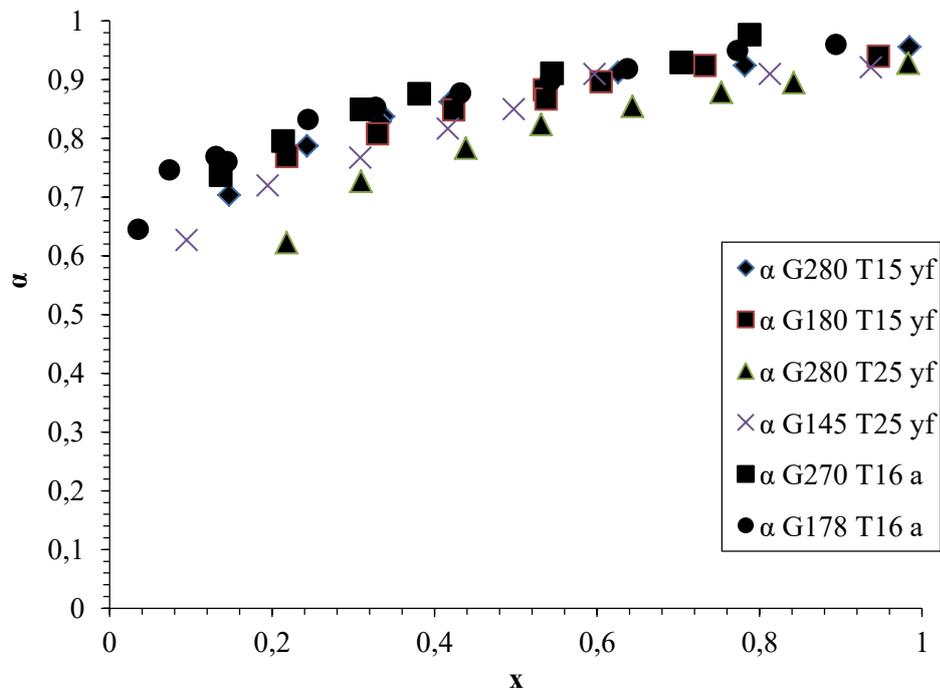


Figura 4.1: Fração de vazio experimental em função do título para diferentes velocidades mássicas e temperaturas de saturação do R1234yf.

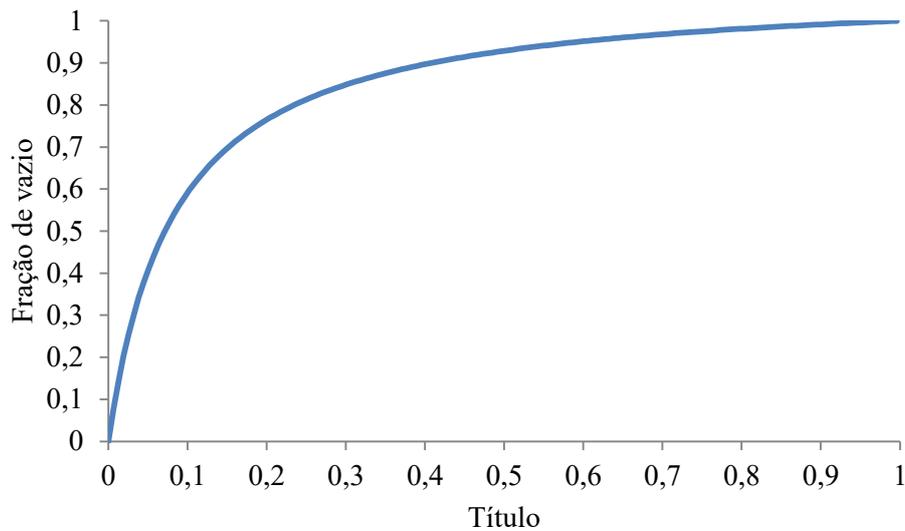


Figura 4.2: Fração de vazio dada pela correlação de Zivi (1964) em função do título para uma temperatura de saturação de 10°C do R1234yf.

4.3. Influência das condições termohidráulicas

4.3.1 Efeito da velocidade mássica

A velocidade mássica é um parâmetro importante para caracterizar o escoamento bifásico. Em especial, ela influencia a fração de vazio ao longo do escoamento do fluido e, por isso, alguns autores propuseram correlações para o cálculo da fração de vazio com base, entre outras grandezas, na vazão do fluido (Hughmark, 1962; Rouhani e Axelsson, 1970). Na presente pesquisa, testes conduzidos para o fluido R1234yf confirmaram essa influência. No entanto, os resultados revelaram que a vazão mássica afetou a fração de vazio de uma forma pouco significativa para a faixa de vazão ensaiada. Nas Figuras 4.3 e 4.4, observa-se uma influência pequena da velocidade mássica sobre a fração de vazio, tanto para a temperatura de saturação de 15°C, como para a temperatura de 25°C.

Tendo em vista a faixa de incerteza da fração de vazio indicada nas Figuras 4.3 e 4.4 (4,7%), não é possível afirmar se a velocidade mássica afeta ou não a fração de vazio, tampouco se a fração de vazio cresce ou decresce com o aumento dessa velocidade. Não obstante, sobretudo para valores mais baixos do título, pode-se vislumbrar nos gráficos, um pequeno aumento da fração de vazio com a velocidade mássica. De fato, esse comportamento é previsto pelas correlações de fração de vazio dependentes da vazão mássica, conforme revelado nas Figuras 4.5 e 4.6. Esses gráficos mostram evoluções da fração de vazio ao longo

do escoamento calculadas com ajuda da correlação de Rouhani e Axelsson (1970) modificada para as faixas de temperaturas e vazões estudadas no presente trabalho.

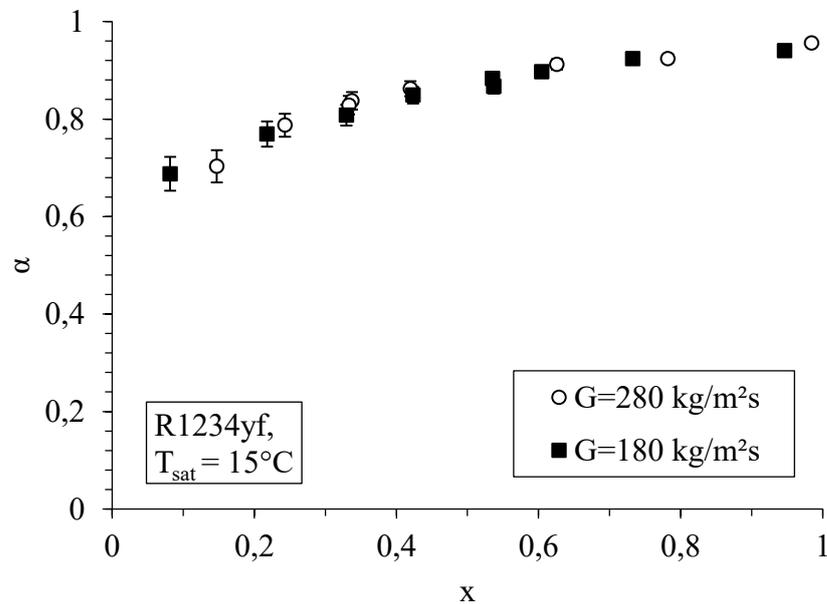


Figura 4.3: Resultados experimentais da fração de vazio para temperatura de saturação de 15°C e velocidades mássicas de 180 (kg/s)/m² e 280 (kg/s)/m².

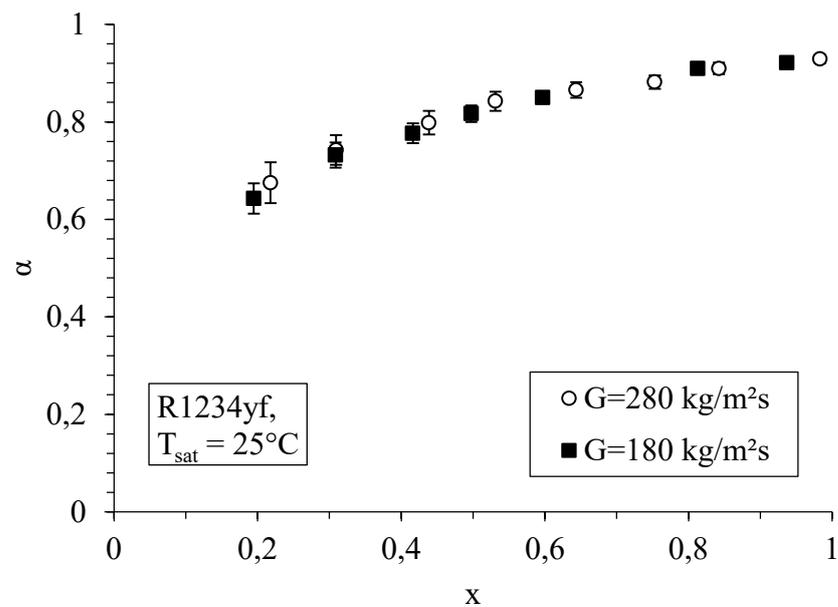


Figura 4.4: Resultados experimentais da fração de vazio para temperatura de saturação de 25°C e velocidades mássicas de 180 (kg/s)/m² e 280 (kg/s)/m².

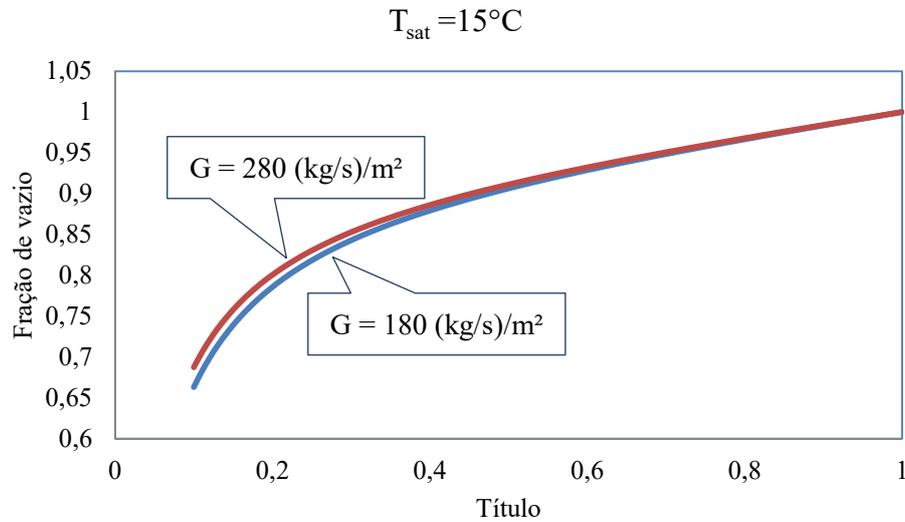


Figura 4.5: Simulação da fração de vazio para temperatura de saturação de 15°C e velocidades mássicas de 180 (kg/s)/m^2 e 280 (kg/s)/m^2 .

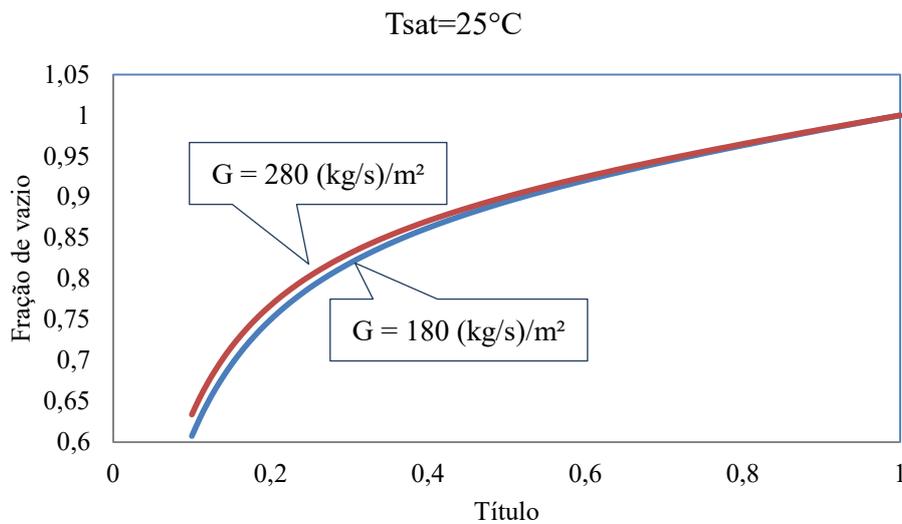


Figura 4.6: Simulação da fração de vazio para temperatura de saturação de 25°C e velocidades mássicas de 180 (kg/s)/m^2 e 280 (kg/s)/m^2 .

As análises desses gráficos confirmam que a fração de vazio aumenta com o aumento da velocidade mássica até títulos da ordem de 50%. Assim, a despeito das incertezas dos números nas Figuras 4.3 e 4.4, os resultados aparentam coerência, uma vez que, para $x < 50\%$, os valores da fração de vazio aparentam ser ligeiramente maiores para $G = 280 \text{ kg/(m}^2\cdot\text{s)}$ do que para $G = 180 \text{ kg/(m}^2\cdot\text{s)}$. Além disso, justamente para $x > 50\%$, como previsto, os resultados experimentais não revelam diferenças entre si para as duas vazões ensaiadas.

4.3.2 Efeito da Temperatura de saturação

As Figuras 4.7 e 4.8 apresentam a influência da temperatura de saturação sobre a fração de vazio para duas velocidades mássicas fixas. Das análises dos gráficos, constata-se que, independentemente da vazão do escoamento, a fração de vazio é maior na temperatura de saturação de 15°C do que para 25°C, para o mesmo valor do título, e notadamente na faixa $0\% < x \leq 80\%$. Esse comportamento da fração de vazio já era esperado, podendo ser entendido à luz da Equação 4.2. Para baixas temperaturas, a despeito do fenômeno da contração térmica, que produz um efeito no sentido de aumentar a massa específica do vapor, essa, no final das contas, diminui de valor em razão da forte redução da pressão de saturação. Nessas circunstâncias, e da Equação 4.3, conclui-se que o volume do vapor aumenta para compensar a redução da massa específica do vapor, de modo que os valores do título e da massa total mantêm-se os mesmos. Obviamente, com o aumento do volume do vapor em temperaturas mais baixas, a fração de vazio também aumenta de valor, fato observado tanto na Figura 4.7 quanto na 4.8.

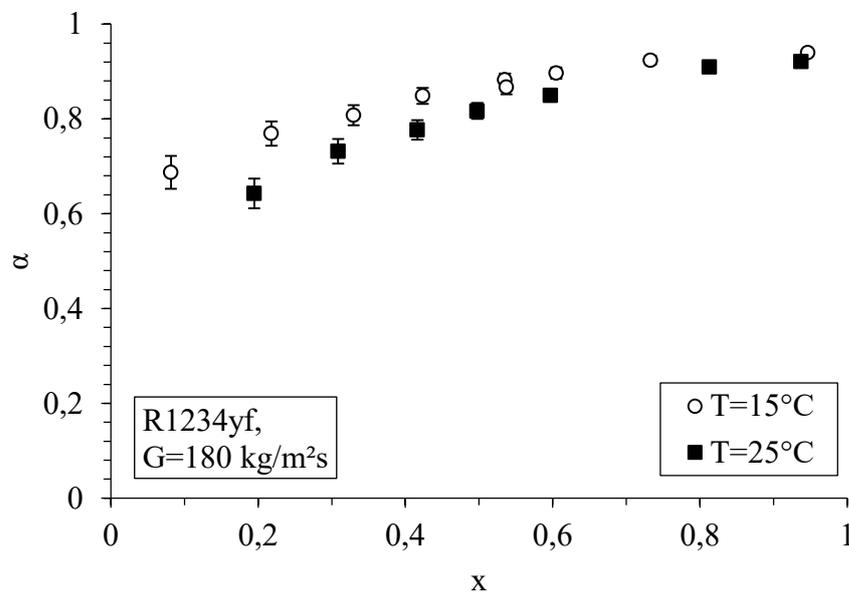


Figura 4.7: Efeito da temperatura de ebulição na fração de vazio ($G=180 \text{ kg/m.s}$)

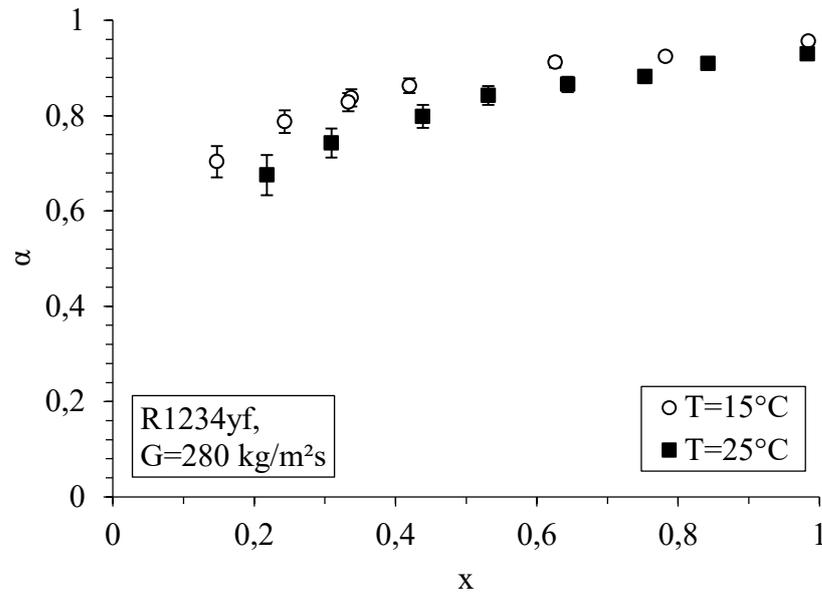


Figura 4.8: Efeito da temperatura de ebulição na fração de vazio ($G=280 \text{ kg/m}^2\cdot\text{s}$)

Para expandir a análise da influência da temperatura de saturação sobre a fração de vazio, duas evoluções da fração de vazio foram obtidas a partir do modelo homogêneo para escoamentos do R1234yf (Figura 4.9). A escolha desse modelo foi para restringir a análise apenas à temperatura, uma vez que esse método de cálculo da fração de vazio independe das velocidades do fluido. As simulações confirmam os resultados experimentais: para um mesmo título, a fração de vazio é maior para a temperatura de saturação mais baixa. Nesse exemplo, quando o fluido é resfriado de 30°C para 0°C , a massa específica do vapor diminui de $43,7 \text{ kg/m}^3$ para $17,7 \text{ kg/m}^3$. Para garantir a constância do título, o volume do vapor aumenta e, por conseguinte, a fração de vazio também.

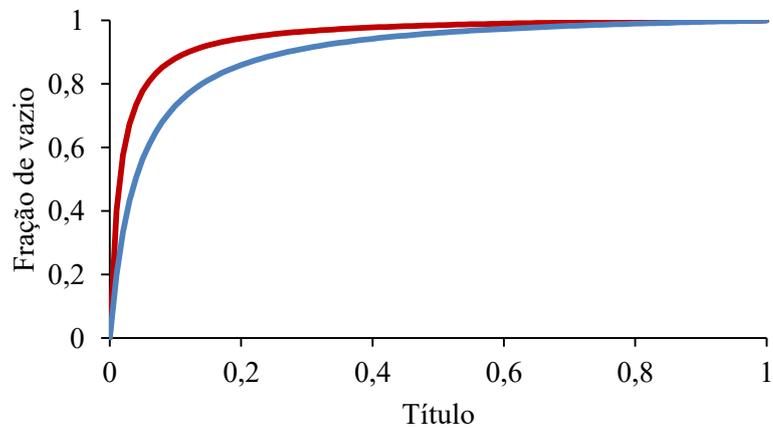


Figura 4.9: Efeito da temperatura de saturação sobre a fração de vazio calculada pelo modelo homogêneo para escoamentos do R1234yf nas temperaturas de saturação de 0°C e 30°C .

4.4. Comparação entre os fluidos R1234yf e R134a

As Figuras 4.10 e 4.11 apresentam evoluções da fração de vazio para os fluidos R1234yf e R134a para a mesma temperatura de saturação de 15°C e para as velocidades mássicas de 180 kg/(m².s) e 280 kg/(m².s).

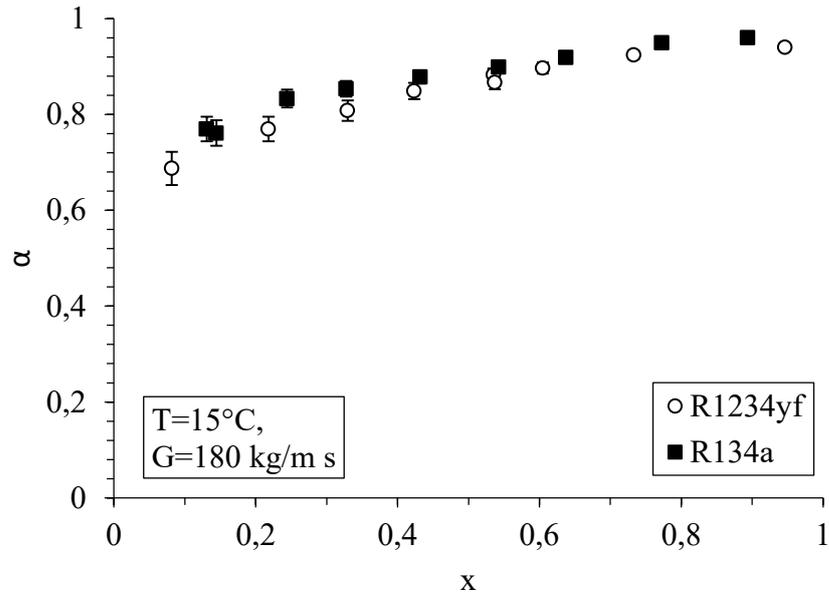


Figura 4.10: Comparação da fração de vazio entre os fluidos R134a e R1234yf para a temperatura de saturação de 15°C e a velocidade mássica de 180 kg/(m².s).

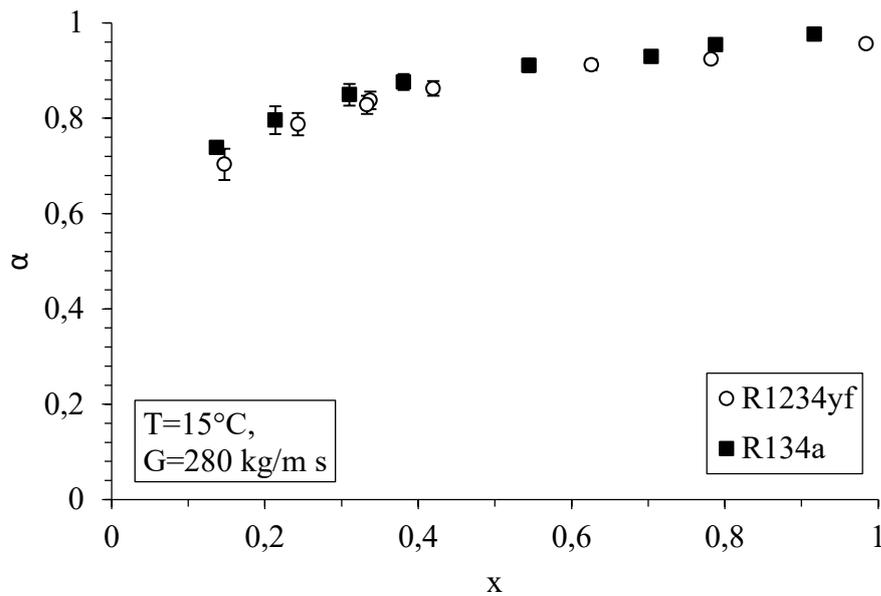


Figura 4.11: Comparação da fração de vazio entre os fluidos R134a e R1234yf para temperatura de saturação de 15°C e a velocidade mássica de 280 kg/(m².s).

Os resultados revelam que a fração de vazio para o R134a é ligeiramente maior que a do R1234yf. Esse resultado já era esperado, pois a massa específica de vapor do R134a é um pouco menor do que aquela do R134a para a mesma temperatura de saturação. Sendo assim, segundo análise apresentada no final da seção anterior, o fluido com a menor massa específica de vapor, caso do R134a, apresentará, para o mesmo valor do título, uma fração de vazio maior. Não obstante os valores serem próximos, a quantificação das frações de vazio dos fluidos R134a e R1234yf é essencial para o emprego da técnica do *retrofit*. Essa poderá ser usada, por exemplo, na troca do R134a pelo R1234yf em unidades de climatização veicular de carros antigos.

4.5. Fração de vazio experimental versus resultados de correlações

As Figuras de 4.12 a 4.15 mostram a fração de vazio medida experimentalmente e a fração de vazio prevista por correlações selecionadas para condições de testes com temperaturas de saturação de 15°C e 25°C, velocidades mássicas de 180 kg/(m².s) e 280 kg/(m².s) e a faixa de título entre 10% e 100%. As escolhas das correlações foram baseadas nas quatro categorias apresentadas e discutidas no Capítulo 2: modelo homogêneo; correlações em função do deslizamento (Baroczy; Zivi); correlação em função do parâmetro de Martinelli; correlações em função da vazão do fluido (Hughmark; Rhouany; Ribatsky).

A correlação de Barockzy (1965) apresentou boa predição no espectro geral de títulos, embora os desvios em relação aos resultados experimentais se mostraram um pouco elevados para títulos baixos. A precisão da correlação na região de título baixo é importante porque ali há uma maior presença de líquido e, portanto, grande parte da massa de fluido presente no escoamento bifásico concentra-se ali.

As correlações de Hugmark (1962) e Ribatsky (2017) apresentaram resultados muito próximos aos resultados experimentais. Em especial, a correlação de Ribatski (2017) apresentou boa preditividade para velocidades baixas. A correlação de Hughmark apresentou melhor preditividade ao longo de todas as faixas de operação do banco de testes.

As correlações de Martinelli (1983) e Zivi (1964) foram as que apresentaram uma menor preditividade. A correlação de Rouhani e Axelsson (1970), apesar de ser uma correlação em função da vazão mássica e, por isso, teria expectativa de boa precisão, também não apresentou boa preditividade.

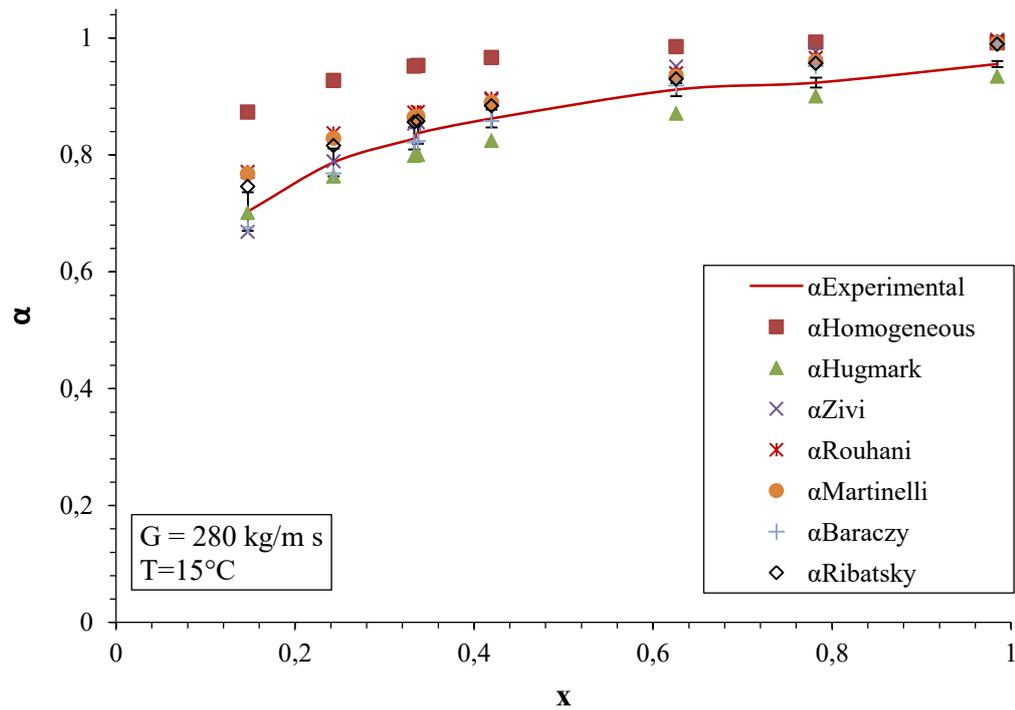


Figura 4.12: Comparação da fração de vazio experimental com resultados obtidos de correlações para as condições de $T_{\text{sat}}=15^\circ\text{C}$ e $G=280 \text{ kg}/(\text{m}^2.\text{s})$.

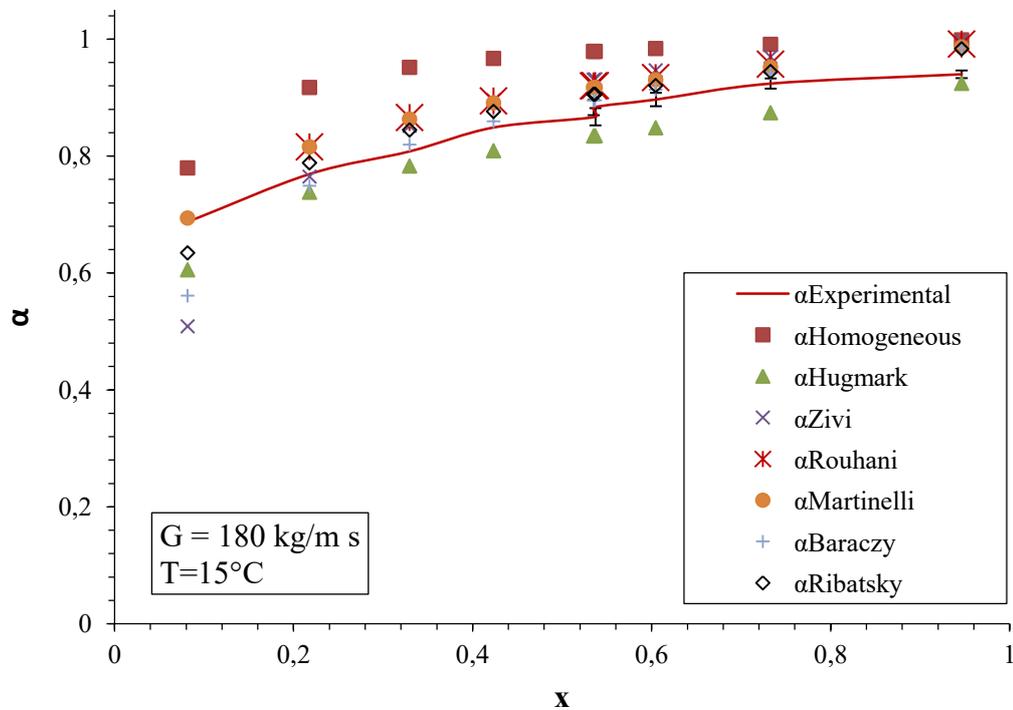


Figura 4.13: Comparação da fração de vazio experimental com resultados obtidos de correlações para as condições de $T_{\text{sat}}=15^\circ\text{C}$ e $G=180 \text{ kg}/(\text{m}^2.\text{s})$.

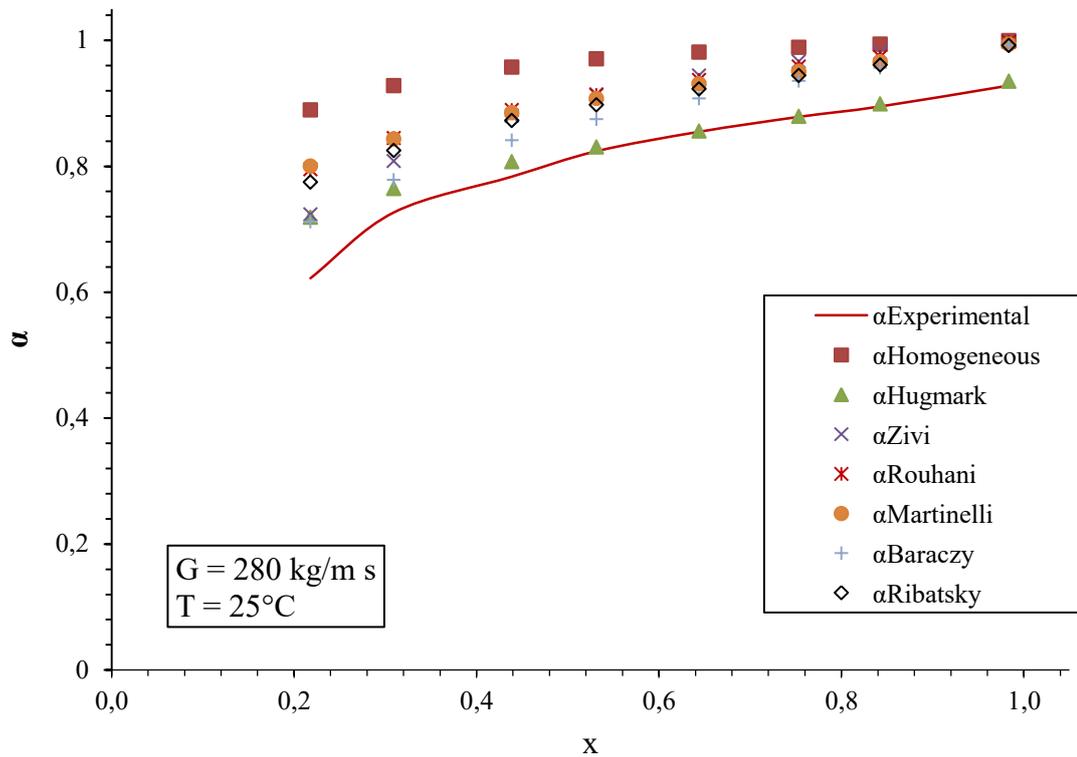


Figura 4.14: Comparação da fração de vazio experimental com resultados obtidos de correlações para as condições de $T_{\text{sat}}=25^\circ\text{C}$ e $G=280 \text{ kg}/(\text{m}^2.\text{s})$.

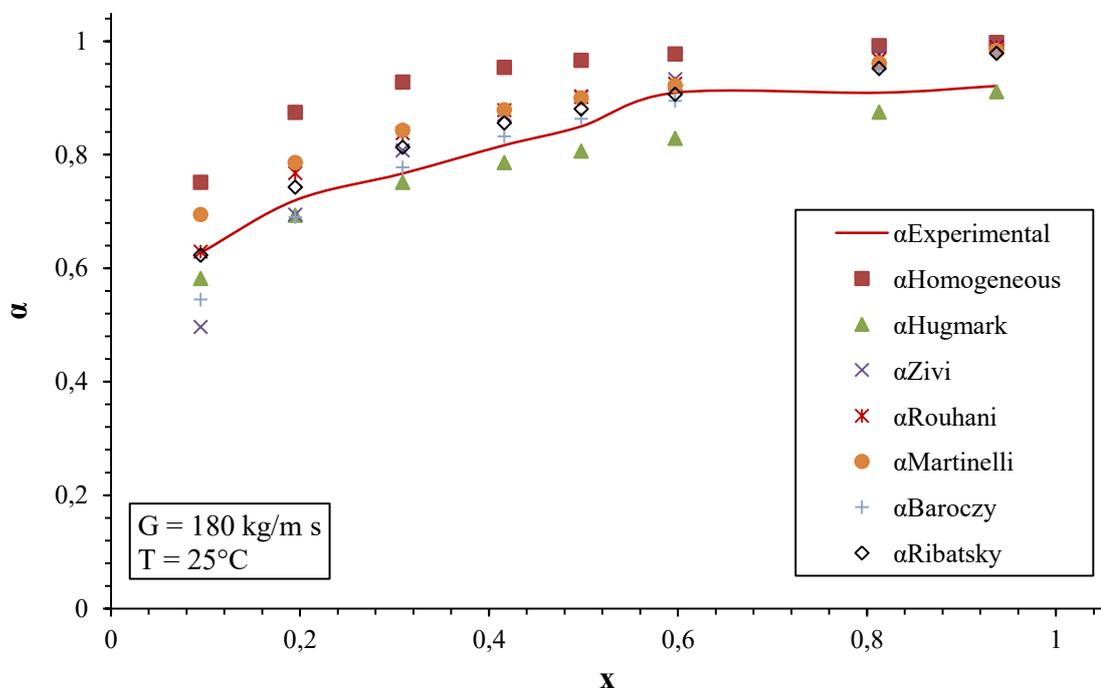


Figura 4.15: Comparação da fração de vazio experimental com resultados obtidos de correlações para as condições de $T_{\text{sat}}=25^\circ\text{C}$ e $G=180 \text{ kg}/(\text{m}^2.\text{s})$.

As Figuras 4.16 e 4.17 mostram o desvio dos resultados da fração de vazio obtidos com as correlações de Hugmark (1962) e Barockzy (1965). Ambas apresentaram desvios abaixo de 10% para todas as faixas de velocidades mássicas, temperaturas e títulos.

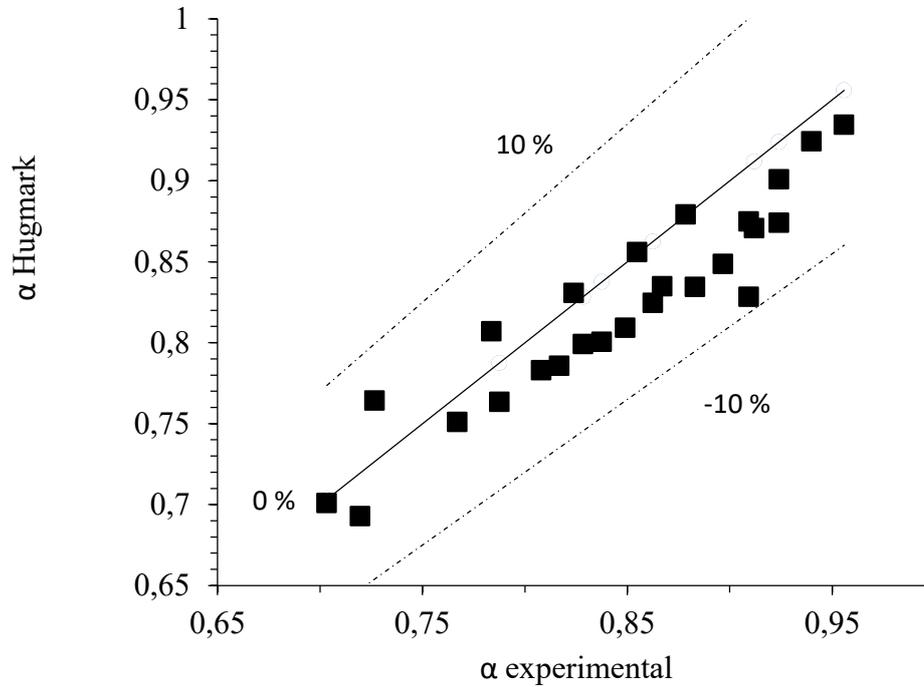


Figura 4.16: Desvio entre os resultados da fração de vazio experimental e aqueles obtidos com a correlação de Hugmark ($G=280 \text{ kg}/(\text{m}^2.\text{s})$ e $G=180 \text{ kg}/(\text{m}^2.\text{s})$, $T=15^\circ\text{C}$ e $T=25^\circ\text{C}$).

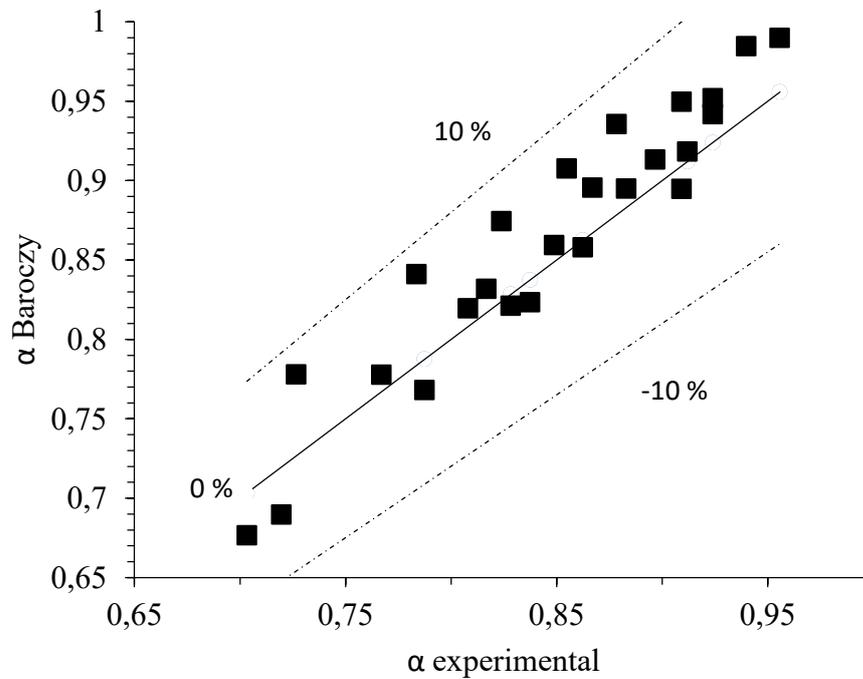


Figura 4.17: Desvio entre os resultados da fração de vazio experimental e aqueles obtidos com a correlação de Barockzy ($G=280 \text{ kg}/(\text{m}^2.\text{s})$ e $G=180 \text{ kg}/(\text{m}^2.\text{s})$, $T=15^\circ\text{C}$ e $T=25^\circ\text{C}$).

4.6. Fechamento

Os resultados experimentais sobre a fração de vazio obtidos no banco de testes foram coerentes em face de todas as análises feitas. Verificou-se que a velocidade mássica não afeta significativamente a fração de vazio e, em temperaturas mais baixas, a fração de vazio apresentou um acréscimo. As correlações que melhor predizem a fração de vazio são as correlações de Hugmark (1962) e de Barockzy (1965).

5. Conclusão

Uma bancada experimental foi projetada para a medição de fração de vazio. O método adotado foi o QCV (*Quick Closing Valves*, do inglês, válvula de fechamento rápido). Uma rotina de cálculo foi elaborada para obter a fração de vazio por meio de cálculos a partir dos dados coletados. Os ensaios foram realizados em condições induzidas de pressão e temperatura, assim como vazão. Foram estudadas a variação destes parâmetros e sua influência na fração de vazio. A temperatura de saturação foi de 15°C e 25°C, a vazão de 180 kg/(m².s) e 280 kg/(m².s). O título variou de 10% a 100%.

Foram levantados 53 pontos experimentais que permitiram obter valores para a fração de vazio do R1234yf. Os resultados revelaram-se coerentes diante de todas as análises feitas. Verificou-se que a velocidade mássica não afeta significativamente a fração de vazio e que essa é mais sensível à temperatura de saturação do fluido.

A correlação de Barockzy (1965) e Hugmark (1962) foram aquelas que apresentaram a melhor preditividade. A correlação de Ribatsky (2017), em segundo lugar, também apresentou boa preditividade. A correlação de Rouhani (1970) não apresentou boa preditividade, a despeito de ela ser apontada por muitos pesquisadores como sendo uma boa correlação para predição da fração de vazio.

Trabalhos futuros:

- Implantar o método óptico de medição da fração de vazio utilizando-se de um sistema de laser com varredura bi-dimensional.
- Com base em uma nuvem de pontos para a fração de vazio, propor uma correlação o cálculo e predição dessa grandeza.

6. Referência Bibliográfica

ABDUL-MAJEED, G. H., Liquid holdup in horizontal two-phase gas-liquid flow. *J. Petrol. Sci. Eng.* 15, p. 271-280, 1996.

ABNT, INMETRO, Guia para a expressão da Incerteza de medição (GUM), terceira edição brasileira em língua portuguesa. 3. Ed., Rio de Janeiro, 2003.

AKASAKA, R., TANAKA, K. and HIGASHI, Y., Thermodynamic property modeling for 2, 3, 3, 3-tetrafluoropropene (hfo-1234yf). *International Journal of Refrigeration*, Vol. 33, No. 1, p. 52–60, 2010.

AKRAM, M.W., POLYCHRONOPOULOU, K. and POLYCARPOUPOU, A. A., Lubricity of environmentally friendly hfo-1234yf refrigerant. *Tribology International*, Vol. 57, p. 92–100, 2013.

AN, Z., NINGDE, J., LUSHENG, Z., ZHONGKE, G., Liquid holdup measurement in horizontal oil-water two-phase flow by using concave capacitance sensor. *Measurement*, vol. 49, pp. 153 – 166, 2014.

ANDRASZEWICZ, S., RIESKAMP, J., A measure of similarity and co-riskiness between choice options. *Journal of Mathematical Psychology* 61, p. 25–37, 2014.

ANDRASZEWICZ, S., RIESKAMP, J., Response to “A note on the standardized covariance”. *Journal of Mathematical Psychology*, v77, p.185–186, 2017.

ANSI/ASME PTC 19.1, Instruments and Apparatus, Part 1 – Measurement Uncertainty, American society of mechanical engineers, New York, NY, 1985.

ARENCEBIA, R. V.; NOVASKI, O.; SATO, D. P. V., Estimativa da incerteza usando o método de monte carlo; In: *V Congresso Brasileiro de Metrologia*; 9 – 13 de Novembro de 2008, Salvador, Brasil.

BACKER, O., Simultaneous flow oil and gas. *Oil and Gas Journal*, v.53, p.185 – 195, 1954.

BARBIERI, P. E. L., Estudo teórico-experimental da ebulição convectiva do refrigerante R-134a em tubos lisos. 142 pp., Tese (doutorado), Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2005.

BARBIERI, P. E. L., JABARDO, J. M. S., BANDARRA FILHO, E. P., Flow patterns in convective boiling of refrigerant R-134a in smooth tubes of several diameters . In: *5th Euro-pen thermal-sciences conference*, Netherlands, 2008.

BAROCZY, C. J., Correlation of liquid fraction in two-phase flow with applications to liquid metals, *Chem. Eng. Prog.*, v61, p.179 – 191, 1965.

BEGSS, H. D., An experimental study of two phase flow in inclined pipes. Phd Dissertation, The University of Tulsa, Tulsa, OK, Department of Petroleum Engineering. 1972.

BELMAN-FLORES, J.M., RODRÍGUEZ-UMÑOZ, A.P., PÉREZ-REGUERA, C.G., MOTA-BABILONI, A., 2017. Experimental study of R1234yf as a drop-in replacement for R134a in a domestic refrigerator. *Int. J. Refrig.* 81, 1–11, 2017.

BJORK, E., A simple technique for refrigerant mass measurement, *Appl. Therm. Eng.*, v25, p. 1115 – 1125, 2005.

BOBBO, S., ZILIO, C., SCATTOLINI, M., FEDELE, L., R1234yf as a substitute of R134a in automotive air conditioning solubility measurements in two commercial neural networks. *Applied Thermal Engineering*, vol. 82, pp. 8 – 17, 2014.

Botticella, F., de Rossi, F., Mauro, A.W., Vanoli, G.P., Viscito, L., 2017. Multi-criteria (thermodynamic, economic and environmental) analysis of possible design options for residential heating split systems working with low GWP refrigerants. *Int. J. Refrig.* 87, 131–153, 2017.

BUDESCU, V. D., BO, Y. E., A note on the standardized covariance. *Journal of Mathematical Psychology*, v.77, p.180-184, 2017.

CAREY, V. *Liquid-vapor phase-change phenomena: an introduction to the thermophysics of vaporization and condensation process in heat transfer equipment.* London: Taylor and Francis, 1956.

CHISHOLM, D., Void Fraction During Two-Phase Flow. *J. Mech. Eng. Sci.*, Vol. 15, p. 235 – 236, 1973.

CHISHOLM, D.; Pressure gradients due to friction during the flow of evaporating two-phase mixtures in smooth tubes and channels, *Int. J. Heat Mass Transfer*, v.16, p. 347 – 358, 1973.

CODDINGTON, P., MACIAN, R., 2002. A study of the performance of void fraction correlations used in the context of drift-flux two-phase flow models. *Nuclear Eng. Design* 215, p.323 – 333, 2002.

COLLIER, J. G.; THOME, J. R.; *Convective Boiling and Condensation.* 3 ed. Oxford: Clarendon Press, 1996.

DALKILIC, A. S.; WONGWISES, S., New experimental approach on the determination of condensation heat transfer coefficient using frictional pressure drop and void fraction models in a vertical tube, *Energy Convers. Managem.*, v. 51, p. 2535 – 2547, 2010.

DARROW, J. B., LOVATT, S. J., CLELAND, A. C., Assessment of a simple mathematical model for predicting the transient behavior of a refrigeration system. In: *XVIII th Cong. Int. Refrigeration*, Montreal, Août 1991, p. 1189 – 1192.

DEL COL, D., TORRESIN, D., CAVALLINI, A., Heat transfer and pressure drop during condensation of the low GWP refrigerant R1234yf. *Int. J. Refrig.* 33, pp. 1307–1318, 2010.

DEL COL, D., BORTOLIN, S., TORRESIN, D., CAVALLINI, A., Flow boiling of R1234yf in a 1 mm diameter channel. *Int. J. Refrig.* 36, 353–362, 2013.

DELHAYE, J. M., GIOT, M., RIETHMULLER, M. L., Thermohydraulics of two-phase systems for industrial design and nuclear engineering (Series in thermal and fluids engineering), McGraw-Hill, 1981.

DE KERPEL, K.; AMEEL, B.; T'JOEN, C.; CARNIERE, H.; DE PARPE, M., Flow regime based calibration of a capacitive void fraction sensor for small diameter tubes, *Int. J. Refrig.*, v. 36, p. 390 – 401, 2013.

DHAR, M., SOEDEL, W. Transient analysis of a vapor compression refrigeration system. Part II: computer simulation and results. In: *XV th cong. Int. Refrigeration*, Venise, 1979, Vol. II, p. 1049 – 1067.

DOMANSKI, P., DIDON, D., Computer modeling of the vapor compression cycle with constant flow area expansion device. Final Report National Bureau of Standards, Washington, DC. National Engineering Lab, 1983.

DOMENEGHETTI, G. A expressão da incerteza de medição em ensaios mecânicos: ISO GUM e Monte Carlo aplicados no ensaios de tração. Dissertação — Sociedade Educacional de Santa Catarina, Joinville, 2011

DONATELLI, G. D., KONRATH, A. C., Simulação de monte carlo na avaliação de incertezas de medição. *Revista Ciência e Tecnologia*, vol. 13, Nr. 25/26, p.5 – 15, 2005.

DUKLER, A. E., WICKS III, M., CLEVELAND, R. G. Frictional pressure drop in two phase flow: a comparison of existing correlations for pressure loss and holdup. *AIChE J.* 10, 38 – 43, 1964.

ECKELS, S. J., In-tube evaporation and condensation of HFC-134a and CFC-12 with various lubricant mixtures, 348 p., PhD dissertation, Iowa state university, Ames, 1993.

EU, 2006. Directive 2006/40/ec of the european parliament and of the council of 17 may 2006 relating to emissions from air conditioning systems in motor vehicles and amending council directive 70/156/ecl. Official J. of the European Union

FIGLIOLA, RICHARD S. AND BEASLEY, DONALD E. Theory and design for mechanical measurements. 5ed. John Wiley & Sons, New York, 2010.

FILIMONOV, A. I., PRZHIZHALOVSKI, M. M., DIK, E.P., PETROVA, J. N., The driving head in pipes with a free interface in the pressure range from 17 to 180 atm. Teploenergetika 4, 22 – 26, 1957.

GARCIA, J., ALL, T., DUARTE, W.M., KHOSRAVI, A., MACHADO, L., Comparison of transient response of an evaporator model for water refrigeration system working with R1234yf as a drop-in replacement for R134a. Int. J. Refrig. 91, 211–222, 2018.

GRAHAM, D. M.; NEWELL, T. A.; CHATO, J. C.; Experimental investigation of void fraction during refrigerant condensation, ACRC TR-135, University of Illinois at Urbana-Champaign, USA, 1997.

HASHIZUME, K.; Flow pattern, void fraction and pressure drop of refrigerant two-phase flow in a horizontal pipe – I experimental data, Int. J. Multiphase Flow, v. 9, p. 399 – 410, 1983.

HASTINGS, W. K., Monte carlo sampling methods using markov chains and their applications. Biometrika 57, p. 97, 1970.

HETSRONI, G., Handbook of multiphase system. Hemisphere Publishing Corporation, New York, 1982.

HEWITT, G. F., Measurement of two-phase flow parameters. Academic Press (Pergamon Press), London (Oxford), 1978.

HEWITT, G. F., DELHAYE, J. M. ZUBER, N. Multiphase Science and Technology, USA: Hemisphere publishing corporation. 1986.

HONEYWELL, Toxicogenomic assessment of the carcinogenic potential of 2,3,3,3- tetrafluoropropene, 2007.

HUGHMARK, G. A. An improved void fraction model for two-phase cross-flow in horizontal tube bundless. Chem. Eng. Prog., v. 58, p. 62 – 65, 1962

HUMIA, G. M., Estudo experimental e modelo de simulação para a determinação do inventário em sistemas de refrigeração carregados com os fluidos R-134a e HFO-1234yf. 122p., dissertação de mestrado. Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2017.

ILLÁN-GÓMEZ, F., LÓPEZ-BELCHÍ, A., GARCÍA-CASCALES, J.R., VERA-GARCÍA, F., Experimental two-phase heat transfer coefficient and frictional pressure drop inside mini-channels during condensation with R1234yf and R134a. *Int. J. Refrig.* 51, 12–23, 2015.

INOUE, A., KUROSU, T., YAGI, M., MOROOKA, S., HOSHIDE, A., ISHIZUKA, T., YOSHIMURA, K., In-bundle void measurement of a BWR fuel assembly by an X-ray CT scanner: Assessment of BWR design void correlation and development of new void correlation. In: *Proceedings of the 2nd ASME/JSME Nuclear engineering Conference*, Part 1, March 21 – 24, 1993, San Francisco, California, pp. 39 – 45.

JAMES, R. W., MARSHALL, S. A. Dynamic analysis of a refrigeration system. *Proc. Inst. Refrigeration*, v. 70, p. 13 – 24, 1973.

JANNUZZI, G. de M., SCHIPPER, L., The structure of electricity demand in the Brazilian household sector, *Energy policy*, p. 879 – 891, 1991.

JARAHNEJAD, M., New low GWP synthetic refrigerants. MsC Thesis, KTH school of Industrial Engineering and Management, Stockholm, 2012.

JASSIM, E. W.; NEWELL, T. A; Prediction of two-phase pressure drop and void fraction in microchannels using probabilistic flow regime mapping, *Int. J. Heat Mass Transfer*, v. 49, 2446 – 2457, 2006.

JCGM 100. Avaliação de dados de medição – Guia para a expressão da Incerteza de medição (GUM), 1^o Edição, 2008.

JCGM 101. Evaluation of measurement data - Supplement 1 to the “Guide to the expression of uncertainty in measurement” - Propagation of distributions using a Monte Carlo method. JCGM member organizations (BIPM, IEC, IFCC, ILAC, ISO, IUPAC, IUPAP and OIML), 1^o Edição, 2008.

KANIZAWA, F. T., RIBATSKI, G., Void fraction and pressure drop during external upward two-phase cross flow in tube bundles – part II: Predictive methods. *International journal of heat and fluid flow*, vol. 65, pp. 210 – 219, 2017.

KATAOKA, I., ISHII, M., Drift flux model for large diameter pipe and new correlation for pool void fraction. *Int. J. Heat Mass Transfer*, v. 30, 1927–1939, 1987.

KATTAN, N.; THOME, J.; FAVRAT, D. Flow boiling in horizontal tubes. Part 1: Development of a diabatic two phase flow pattern map. *J. Heat Transfer*, v. 120, p. 140–147, 1998.

KATTAN, N.; THOME, J.; FAVRAT, D. Flow boiling in horizontal tubes. Part 3: Development of a New Heat Transfer Model Based on Flow Pattern. *J. Heat Transfer*, v. 120, p. 156 – 165, 1998.

KAYS, W.M. and CRAWFORD, M.E., *Convective Heat and Mass Transfer*. McGraw-Hill Book Company, New York, 1966.

KLINE, S. J., McCLINTOK, F. A., Describing uncertainties in single-sample experiments, *Mechanical Engineering*, p.1 – 8, 1953.

KONDO, S., TAKIZAWA, K., TOKUHASHI, K., Effects of temperature and humidity on the flammability limits of several 2l refrigerants. *Journal of Fluorine Chemistry*, v. 144, p. 130–136, 2012.

KONDO, S., TAKIZAWA, K., TOKUHASHI, K., Effects of high humidity on flammability property of a few nonflammable refrigerants. *Journal of Fluorine Chemistry*, v. 161, p. 29–33, 2014.

KOPKE, H. R.; NEWELL, T. A.; CHATO, J. C.; Experimental Investigation of void Fraction during Refrigerant Condensation in Horizontal Tubes, ACRC TR-142, University of Illinois at Urbana-Champaign, USA, 1998.

KOYAMA, S., LEE, J., YONEMOTO, R., An investigation on void fraction of vapor-liquid two-phase flow for smooth and microfin tubes with R134a at adiabatic conditing, *Int. J. Multiphase Flow*, v. 30, p. 291 – 310, 2004.

LATINI, G.; COCCI, G. R.; PASSERINI, G. *Transport properties of organic liquids*. England: Wit Press, Boston, 2006.

LEE, Y., KANG, D. G., JUNG, D., Performance of virtually non-flammable azeotropic HFO-1234yf/HFC-134a mixture for HFC-134a applications. *International Journal of Refrigeration*, vol. 36, n° 4, pp. 1203 – 1207, 2013.

LECK, T., Evaluation of hfo-1234yf as a replacement for r-134a in refrigeration and air conditioning applications. In: *Proc. 3rd IIR Conference on Thermophysical Properties and Transfer Processes of Refrigerants*, Boulder, CO, USA, 2009, Paper No. 155.

LI, C., TSE, P. W., Fabrication and Testing of an energy-haversting hydraulic damper, *Smart Materials and Structures*, v. 22, p. 1 – 11, 2013

LIMA, C., Convective boiling of refrigerants flowing in copper horizontal tubes. Tese (Doutorado). University of São Paulo, São Carlos School of Engineering, São Paulo, Brazil, 2000.

LU, M.C., TONG, J.R., WANG, C.C., Investigation of the two-phase convective boiling of HFO-1234yf in a 3.9 mm diameter tube. *Int. J. Heat Mass Transf.* 65, 545–551, 2013.

LOCKHART, R.W., MARTINELLI, R.C., Proposed correlation of data for isothermal two-phase, two component flow in pipes. *Chem. Eng. Progr.*, v. 45, p. 39 – 48, 1949.

MACHADO, L., *Modèle de Simulation et Étude Expérimentale d'un Évaporateur de Machine Frigorifique en Régime Transitoire*. Thèse doctorat. Institut National Des Sciences Appliquées de Lyon, INSA, France, 1996.

MARVILLET, C.; Evaluatinetminimalisation de la charge dans les évaporateurs et condenseurs de fluides frigorigènes. *Rev. Gen. Froid*, p. 27 – 32, juin 1995.

MASTRULLO, R., MAURO, A.W., THOME, J.R., VANOLI, G.P., VISCITO, L., Critical heat flux: Performance of R1234yf, R1234ze and R134a in an aluminum multi-minichannel heat sink at high saturation temperatures. *Int. J. Therm. Sci.* 106, 1–17, 2016.

METROPOLIS, N., ULAM, S., The monte carlo method. *Journal of the American statistical association*, vol. 44, Nr. 247, 1949, p.335 – 341.

METROPOLIS, N., ROSENBLUTH, A. W., ROSENBLUTH, M. N., TELLER, A. H., Equation of state calculations by fast computing machines. *The journal of chemical physics*, v. 21, Nr. 6, p. 1087 – 1092, 1953.

MOFFAT, R. J., Describing the uncertainties in experimental results. *Experimental Thermal and Fluid Science*, v. 1, p. 3 – 17, 1988.

MINOR, B., SPATZ, M., HFO-1234yf low GWP Refrigerant update. In: *International Refrigeration and Air Conditioning Conference*. Purdue University, 2008.

MINOR, B.H., HERMANN, D. and GRAVELL, R., Flammability characteristics of hfo-1234yf. *Process Safety Progress*, v. 29, No. 2, p. 150–154, 2010.

NAWAZ, K., SHEN, B.B., ELATAR, A., BAXTER, V., ABDELAZIZ, O., 2017. R1234yf and R1234ze(E) as low-GWP refrigerants for residential heat pump water heaters. *Int. J. Refrig.* 82, 348–365. 2017.

NETO, M.A.M., FRANÇA, R.M. and BARBOSA, J.R., Convection-driven absorption of r-1234yf in lubricating oil. *International Journal of Refrigeration*, v. 44, p. 151–160, 2014.

NICKLIN, D. J., WILKES, J. O., DAVISON, J. F., Two-phase flow in vertical tubes, *Transactions of the Institution of Chemical Engineers*, v. 40, p. 61 – 68, 1962.

NINO, V. G., Characterization of two-phase flow in microchannels, PhD dissertation, University of Illinois at Urbana-Champaign, USA, 2002.

OTAKI, T. Holding refrigerant in refrigeration unit . In: *Proceedings of the 13 International Congress of Refrigeration*. [S.l.: s.n.], 1984. p. 535–544.

PABON, J. J. G., Refrigerante com baixo GWP para sistemas de condicionamento de ar automotivo: R-1234yf, Revisão da literatura, In: *Congresso Nacional de Engenharia Mecânica*, 21 – 25 de Agosto, 2016, Fortaleza – CE.

PABON, J. J. G., Estudo experimental da perda de pressão em canais convencionais com o refrigerante R1234yf em ebulição convectiva. 83 pp., Tese (doutorado), Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2018.

PABON, J. J. G., PEREIRA, L. C., HUMIA, G., KHORSRAVI, A., REVELLIN, R., BOUJOUR, J., MACHADO, L., Experimental study on the void fraction during two-phase flow of R1234yf in smooth horizontal tubes. *International Journal of Refrigeration*, vol. 104, pp. 102 – 112, 2019.

PAMITRAN, A. S., CHOI, K.-I., OH, J.-T., NASRUDDIN, Evaporation heat transfer coefficient in single circular small tubes for flow natural refrigerants of C₃H₈, NH₃, and CO₂. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 37, p. 794 – 801, 2011.

PEREIRA, L. C. O, HUMIA, G., KHOSRAVI, A., REVELLIN, R., BONJOUR, J., MACHADO, L., GARCIA PABON, J. J., A Study on the fluid refrigerante charge in a two-phase mechanically pumped loop system using R134a e R1234yf. *Applied Thermal Engineering*, v.185, p 113727, 2019.

PADILHA, M., REVELLIN, R., HABERSCHILL, P., BENSAFI, A., BOUJOUR, J., Flow regimes and two-phase pressure gradient in horizontal straight tubes: Experimental results for HFO-1234yf, R134a and R410A. *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 35, n° 6, pp. 1113 – 1126, 2011.

PREMOLI, A., FRANCESCO, D., PRINA, A., A dimensionless correlation for determining the density of two-phase mixtures, *La Termotecnica*, v. 25, p. 17 – 26, 1971.

RAHMAN, M. A., HEIDRICK, T., FLECK, B. A., A critical review of advanced experimental techniques to measure two-phase gas/liquid flow. *Open Fuels Energy Sci. J.*, v. 2, p. 54 – 70, 2009.

REASOR, P., AUTE, V., RADERMACHER, R., Refrigerant R1234yf performance comparison investigation. In: *International Refrigeration and Air Conditioning Conference – School of mechanical engineering*, July 12 – 15, 2010.

RICE, C. K., The effect of void fraction correlation and heat flux assumption on refrigerant charge inventory prediction, Part. 1, ASHRAE Transactions, v. 93, p. 341 – 367, 1987.

RICHTER, S., ARITOMI, M., PRASSER, H.-M., HAMPEL, R., Approach towards spatial phase reconstruction in transient bubbly flow using a wire-mesh sensor. International Journal of Heat and Mass Transfer, v. 45, p.1063 – 1075, 2002.

ROCHA, M.S., SIMÕES-MOREIRA, J.R., Void Fraction Measurement and Signal Analysis from Multiple-Electrode Impedance Sensors. Heat Transf. Eng. 29, p. 924–935. 2008.

ROUHANI, Z.; AXELSSON, E.; Calculation of void fraction in the subcooled and quality boiling regions, Int. J. Heat Mass Transfer, v. 13, p. 383 – 393, 1970.

RUSSELL, M. H., HOOGEWEG, G., WEBSTER, E. M., ELLIS, D. A., WATERLAND, R. L., HOKE, R. A., Tfa from hfo-1234yf: Accumulation and aquatic risk in terminal water bodies. Environmental Toxicology and Chemistry, v. 31, n 9, p. 1957 – 1965, 2012.

SCHMITT, R. H., Advances in large-scale metrology – Review and future trends. Manufacturing Technology, v.65, p. 643 – 665, 2016.

SEMPÉRTEGUI-TAPIA, D.F.D.F., RIBATSKI, G., 2017. Flow boiling heat transfer of R134a and low GWP refrigerants in a horizontal micro-scale channel. Int. J. Heat Mass Transf. 108, 2417–2432, 2017.

SHAH, M. Chart Correlation for Saturated Boiling Heat Transfer: Equations and Further Study. ASHRAE Transactions, v. 88, p. 302 – 310, 1982.

SHEDD, T. A., Void Fraction and Pressure drop measurements for refrigerant R410a flows in small diameter Tubes. Final Report to AHRI, University of Wisconsin-Madison, USA, 2010.

STEINER, D., Heat Transfer to Boiling Saturated Liquids, VDI Heat Atlas (Verein Deutscher Ingenieure) - Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen, Düsseldorf. 1993.

STEPHAN, K. Heat transfer in condensation and boiling. Berlin: Springer, 1992.

STRAZZA, D., DEMORI, M., FERRARI, V., POESIO, P., Capacitance sensor for hold-up measurement in high-viscous-oil/conductive-water core-annular flows. Flow Measurement and Instrumentation, vol. 22, pp. 360 – 369, 2011.

SUJUMMONG, M., Heat transfer, pressure drop and void fraction in two-phase, two component flow in a vertical tube. Phd Dissertation, The university of Manitoba, Department of Mechanical and Industrial engineering. Winnipeg, Manitoba, Canada, 1997.

TAITEL, Y. and DUCKLER, A. E., A Model for Predicting Flow Regime Transitions in Horizontal And Near Horizontal Gas-Liquid Flow. *AIChE Journal*, v. 22, p.47 – 55, 1976.

TAYLOR, B. N., KUYATT, C.E., Guidelines for Evaluating and Expressing the Uncertainty of NIST Measurement Results, National Institute of Standards and Technology Technical Note 1297, 1994.

THOME, J. R., Nucleate pool boiling of hydrocarbon mixtures on a gewa-tx tube. *Heat Transfer Eng.*, v. 1, p. 37 – 44, 1989.

THOME, J. R. Latent and sensible heat transfer rates in the boiling of binary mixtures. *Journal Heat Transfer*, v. 104, p. 474 – 478, 1982.

THOMPSON, M., Advancing ozone and climate protection Technologies: next steps. In: *Policy and technology challenges with HFC regulation –Second International Conference*; June 9, 2013, Bangkok, Thailand.

TINO. Bacterial reverse mutation test with hfo-1234yf.tno study 6202/09. 2007.

TOVAR, C.M., BLANCO, M.B., BARNERS, I., WIESEN, P., TERUEL, M.A., Gas-phase reactivity study of a series of hydrofluoroolefins (hfos) toward oh radicals and cl atoms at atmospheric pressure and 298 k. *Atmospheric Environment*, v.88, p. 107 – 114, 2014.

TOUBER, S., Principles and methods for mathematical modeling.The steady-state and dynamic behavior of refrigeration components and installations.Sciences et Techniques du Froid, IIF-Commission B2, Dresden, p. 163 – 175, 1984.

TRAN, C. C., GUPTA, S., NEWELL, T. A., CHATO, J. C., A study of refrigerant void fraction and pressure drop in return bends and development of a new two-phase experimental apparatus. ACRC TR-167.University of Illinois at Urbana Champaign, USA, 2000.

VENTER, J., The Experimental Determination of the Forced Convective Boiling Heat Transfer Coefficients of the Non-azeotropic Refrigerant Mixture R407C.PhD dissetation — Potchefstroom University for Christian Higher Education, 2000.

VIJAYAN, P.K., PATIL, A.P., PILKHAWAL, D.S., SAHA, D., VENKAT RAJ, V., An assessment of pressure drop and void fraction correlations with data from two-phase natural circulation loops. *Heat and Mass Transfer*, v. 36, p. 541 – 548, 2000.

WALLINGTON, T., ANDERSEN, M. S., NIELSEN, O. J., Estimated photochemical ozone creation potentials (pocps) of cf 3 cf ch 2 (hfo-1234yf) and related hydrofluoroolefins (hfos).*Atmospheric Environment*, v. 44, n. 11, p. 1478 – 1481, 2010.

WALLINGTON, T., ANDERSEN, M. S., NIELSEN, O. J., Atmospheric chemistry of short-chain haloolefins: Photochemical ozone creation potentials (pocps), global warming potentials (gwps), and ozone depletion potentials (odps). *Chemosphere*, v. 129, p. 135 – 141, 2015.

WEDEKIND, G. L., STOECKER, W. F., Theoretical model for predicting the transient response of the mixture-vapor transition point in horizontal evaporating flow. *Journal of Heat Transfer*, p. 165 – 174, 1968.

WILLIAMS, H. P., BRIAN, P. F., SAUL, A. T., WILLIAMS, T. V. BRIAN, P. F., Numerical recipes in fortran. The art of scientific computing.964p., New-york: Cambridge University Press, 1992.

WILSON, J. F., GREYDA, R. J., PATTERSON, J. F., Steam volume fraction in bubbling two-phase mixture. *Trans. Am. Nucl. Soc.*, v. 4, p. 356 – 357, 1961.

WILSON, M. J., A study of two-phase refrigerant behavior in flattened tubes, Ph.D. dissertation, University of Illinois at Urbana-Champaign, USA, 2002.

WOLDESEMAYAT, M. A., GHAJAR, A. J., Comparison of void fraction correlations for different flow patterns in horizontal and upward inclined pipes, *Int. J. Multiphase Flow*, v. 33, p. 843 – 860, 2007.

WOJTAN, L., Experimental and analytical investigation of void fraction and heat transfer during evaporation in horizontal tubes. Ph.D. dissertation — École Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2005.

WOJTAN, L., URSNBACHER, T., THOME, J. R., Interfacial measurements in stratified types of flow. Part II: measurement for R22 and R410a, *Int. J. Multiphase flow*, v. 30, p. 125 – 137, 2004.

WOJTAN, L., URSNBACHER, T., THOME, J. R., Measurement of dynamic void fractions in stratified types of flow. *Therm. Fluid Science*, v. 29, p. 383 – 392, 2005.

XU, Y., FANG, X., Correlations of void fraction for two- phase refrigerant flow in pipes. *Applied Thermal Engineering*, v. 64, p. 242 – 251, 2014.

YASHAR, D. A., GRAHAM, D. M., WILSON, M. J., CHATO, J. C., KOPKE, H. R., NEWELL, T. A., Investigation of refrigerant void fraction in horizontal, microfin tubes. *HVAC&R Res.*, v. 7, p. 67 – 82, 2001.

YANG, H. C., KIM, D. K., KIM, M. H., Void fraction measurement using impedance method, *Flow Meas. Instrum.*, v. 14, p. 151 – 160, 2003.

YASHAR, D. A., NEWELL, T. A., CHATO, J. C., Experimental Investigation of Void Fraction during Horizontal Flow in Smaller Diameter Refrigeration Applications. ACRC TR-141, University of Illinois at Urbana-Champaign, USA, 1998.

ZIVI, S. M., Estimation of steady state steam void fraction by means of the principle of minimum entropy production. *J. Heat Transfer*, v. 86, p. 247 – 252, 1984.

ZOGHBI FILHO, J., Theoretical and Experimental evaluation of the Air-side thermo-hydraulic performance in heat exchangers air coils type. 320p. PhD dissertation. Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de São Carlos, São Carlos, 2004.

ZUBER, N., FINDLAY, J. A., 1965. Average volumetric concentration in two-phase flow systems. *J. Heat Transfer*, v. 87, p. 435 – 468, 1965.

Apêndice A: Medições e Calibrações

Este apêndice aborda a sistemática de calibração dos instrumentos utilizados na pesquisa. A calibração é fundamental para estabelecer uma confiabilidade dos testes e uma correta análise dos resultados. Sem ela o trabalho experimental fica comprometido.

A.1 Procedimento de calibração

Adotou-se o procedimento sugerido por Abernethy e Thompson apudi Zoghbi Filho (2004). Este consiste em levantar pontos experimentais aumentando os valores até o valor máximo, depois de estabelecer a faixa de valores. Logo em seguida, reduz-se a temperatura de forma análoga com intuito de se verificar o fenômeno de histerese.

Este fenômeno é avaliado a partir dos valores obtidos, aplica-se o método dos mínimos quadrados. Com isso, pode-se calcular a medida através da curva de calibração (Figura A.1).

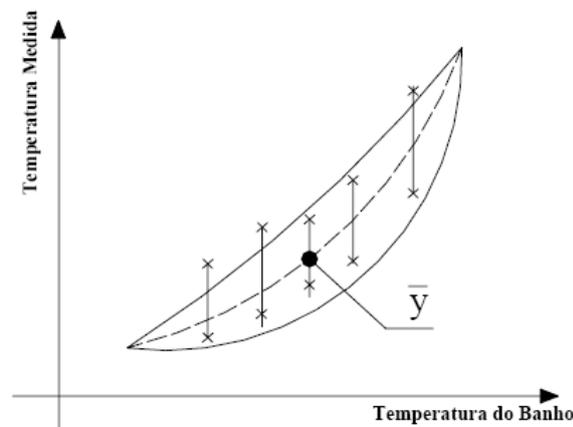


Figura A.1: Gráfico da calibração

Repete-se o procedimento três vezes e calcula-se o desvio padrão (Eq. A.1). A repetição do procedimento de calibração visa aumentar o que chamamos de grau de liberdade (Eq. A.2).

$$S_i = \sqrt{\frac{\sum_{j=1}^n (T_j - \bar{T})^2}{N-1}} \quad (\text{A.1})$$

onde: \bar{T} , é a média dos pontos obtidos em cada nível de calibração; T_j , é o valor obtido pela curva de cada calibração; i , o número de pontos de cada calibração; j , ordem de calibração.

$$Gl = \frac{(s_1^2 + s_2^2 + \dots + s_n^2)}{\frac{s_1^4}{N-1} + \frac{s_2^4}{N-1} + \dots + \frac{s_n^4}{N-1}} \quad (\text{A.2})$$

Feito isto, calcula-se a rastreabilidade de todos os desvios padrão, conforme equação A.3.

$$S_i = \sqrt{\sum_i S_i^2} \quad (\text{A.3})$$

Para calcular a incerteza de medição, adotou-se uma confiabilidade de 95% e $t=2$, quando o número de graus de liberdade é superior a 30. Inferior a 30 é utilizado o t da curva de distribuição de t-student.

$$\mu_l = \pm t_{95} S \quad (\text{A.4})$$

Este método é adotado na calibração dos instrumentos deste trabalho. Com a introdução do cálculo da rastreabilidade, também denominada traceabilidade, reduziu-se os erros surgidos no processo de medição, aumentando a confiabilidade das medidas.

A.2 Calibração diferencial dos termopares

A calibração dos termopares T_2 e T_3 foi feita por diferença, ou seja, calibração diferencial. Este parâmetro é utilizado para o cálculo do fluxo de calor no pré-aquecedor, que é obtido por uma diferença de temperatura da entrada (T_2) e saída (T_3). A figura A.3 mostra o aparato utilizado para fazer a calibração diferencial.



Figura A.2: Aparato para calibração diferencial dos termopares.

A Tabela A.1 mostra os dados utilizados para calcular a incerteza da medição dos termopares, assim como os resultados dos cálculos. O erro aleatório não foi considerado nesta análise.

Tabela A.1: Cálculo da incerteza de medida da temperatura.

Termopares									
N	C1	C2	T	D1	D2	S	Si ²	Si ⁴ /N=1	DT
1	0,2	1,1	0,65	0,2025	0,2025	0,19188	0,03682	0,00012	-0,9
2	1,9	2,5	2,2	0,09	0,09	0,12792	0,01636	0,00002	-0,6
3	3	3,8	3,4	0,16	0,16	0,17056	0,02909	0,00008	-0,8
4	7,4	8	7,7	0,09	0,09	0,12792	0,01636	0,00002	-0,6
5	12,3	12,7	12,5	0,04	0,04	0,08528	0,00727	0,00000	-0,4
6	16,1	16,4	16,25	0,0225	0,0225	0,06396	0,00409	0,00000	-0,3
7	18,6	18,8	18,7	0,01	0,01	0,04264	0,00182	0,00000	-0,2
8	27,4	27,4	27,4	0	0	0,00000	0,00000	0,00000	0
9	35,3	35,1	35,2	0,01	0,01	0,04264	0,00182	0,00000	0,2
10	44,9	44,5	44,7	0,04	0,04	0,08528	0,00727	0,00000	0,4
11	53,3	53	53,15	0,0225	0,0225	0,06396	0,00409	0,00000	0,3
12	52,8	52,4	52,6	0,04	0,04	0,08528	0,00727	0,00000	0,4

Traceabilidade	Graus de Liberdade	t ₉₅	Erro aleatório	Erro sistemático
0	65,5	2		-0,25

O resultado da medição fica caracterizado pela equação A.5, que representa a medição da temperatura diferencial no pré-aquecedor.

$$RM = (T_3 - T_2) - 0,25 \quad (\text{A.5})$$

A.3 Calibração dos manômetros

Foi utilizada a bomba hidráulica para calibração em conjunto com o manômetro padrão (figura A.4) com leitura eletrônica. A parametrização é feita com a leitura no mostrador do manômetro e a leitura de saída dos transdutores.



Figura A.3: Aparato para calibração de manômetros.

Seguindo a metodologia de calibração definida no item A.1, foi feita uma curva para relacionar este fenômeno, de tal forma que não afete o processo de medição. A figura A.4 apresenta a respectiva curva para o manômetro P2, que mede a pressão a jusante da bomba, e a figura A.5 que apresenta a curva para o manômetro P3, que mede a pressão a montante da bomba, ou na entrada do pré-aquecedor.

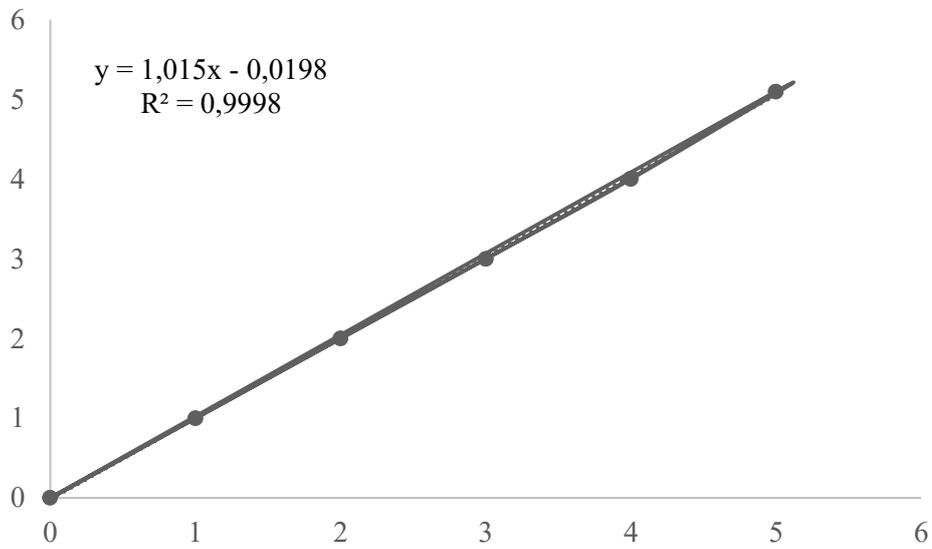


Figura A.4: Curva de histeresse do manômetro P2

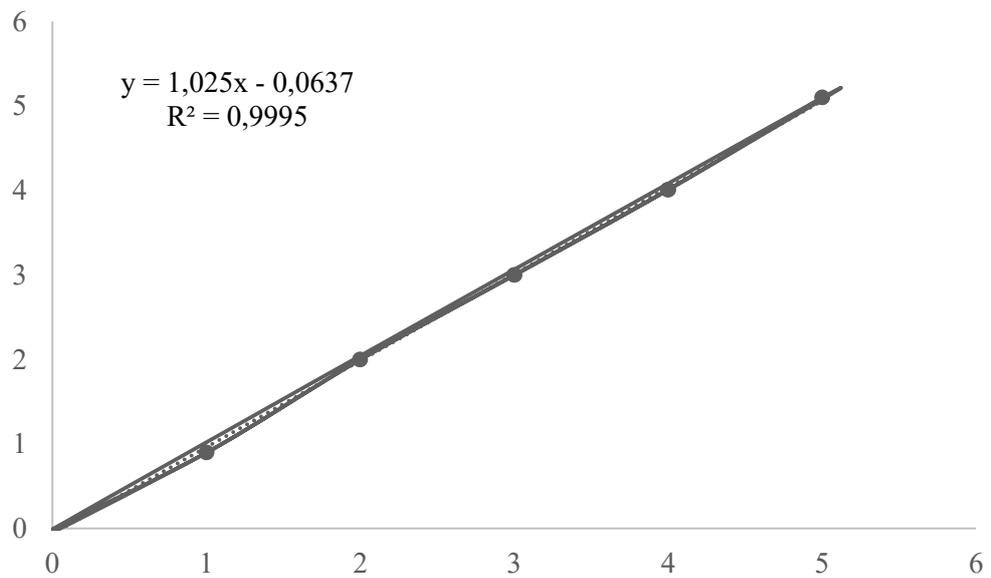


Figura A.5: Curva de histerese do manômetro P3.

Os resultados da calibração para o manômetro P2 são apresentados na tabela A.2 e a tabela A.3 para o manômetro P3, onde determinamos os erros de medição para a medida da pressão no banco de testes.

Tabela A.2: Cálculo da incerteza da medida de pressão P2.

Manômetro P2										
N	padrão	T1	T2	T	D1	D2	S	Si ²	Si ⁴ /N=1	TD
1	0,000	0,019	0,019	0,0193	0	0	0	0	0	0,0193
2	1,000	1,034	1,034	1,0342	0	0	0	0	0	0,0342
3	1,999	2,049	2,049	2,0491	0	0	0	0	0	0,0501
4	3,000	3,064	3,064	3,064	0	0	0	0	0	0,064
5	3,999	4,079	4,089	4,083975	0,0000	0,0000	0,0029	0,0000	0,0000	0,0850
7	4,999	5,195	5,195	5,19529	0	0	0	0	0	0,19629
Traceabilidade		GL		t95		Erro aleatório		Erro sistêmico		
0,0029298		6		2,447		0,007		0,057		

Tabela A.3: Cálculo da incerteza da medida de pressão P3

Manômetro P3										
N	padrão	T1	T2	T	D1	D2	S	Si ²	Si ⁴ /N=1	TD
1	0,000	-0,074	-0,074	-0,07395	0	0	0	0	0	-0,07395
2	1,003	0,859	0,859	0,8588	0	0	0	0	0	-0,1442
3	1,999	1,986	1,986	1,9863	0	0	0	0	0	-0,0127
4	2,999	3,011	3,011	3,0113	0	0	0	0	0	0,0123
5	3,998	4,047	4,047	4,04655	0	0	0	0	0	0,04855
7	5,002	5,164	5,164	5,1638	0	0	0	0	0	0,1618
Traceabilidade		GL		t95		Erro aleatório		Erro sistêmico		
0		####		2,45		0		0,162		

O resultado da medição representa a medição da pressão nos respectivos pontos em bar e é caracterizado pela equação A.6 para o parâmetro P2 e equação A.7 para o parâmetro P3. O erro aleatório foi descartado na equação A.7 devido ao valor baixo.

$$RM = P_2 + 0,057 \pm 0,007 \quad (\text{A.6})$$

$$RM = P_3 + 0,162 \quad (\text{A.7})$$

A.4 Aferição do sinal do controlador

Foi feita uma parametrização do ruído no sistema de aquisição e controlador. Para isso, um osciloscópio de referência foi utilizado (figura A.6) a fim de garantir a confiabilidade do sinal no sistema de medição.

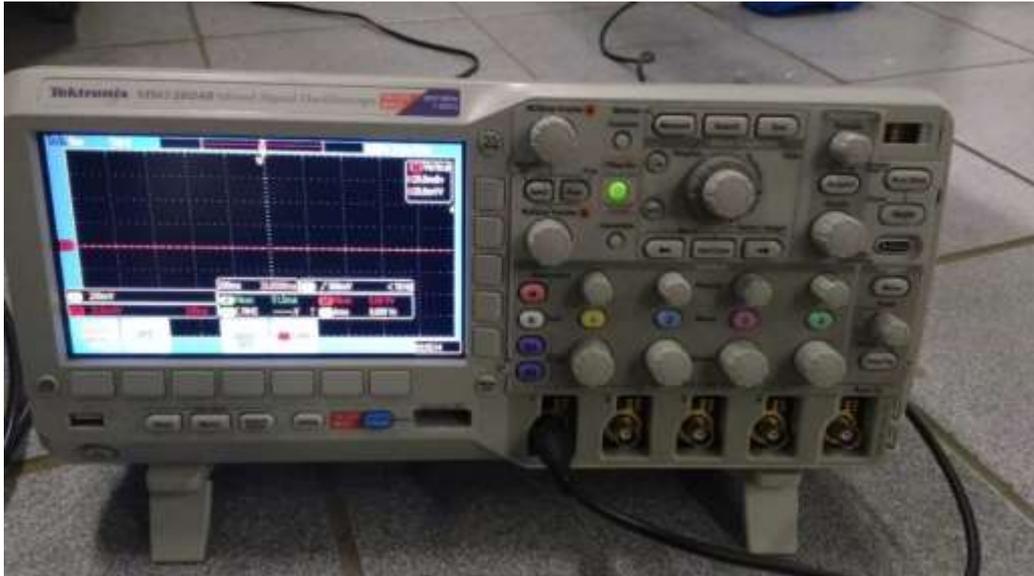


Figura A.6: Osciloscópio de referência.

Os sinais de entrada, que são os termopares, foram atestados e calibrados e os sinais dos transdutores de pressão. A figura A.7 mostra as placas utilizadas no sistema de aquisição e a interface do programa Labview, utilizado nos ensaios.

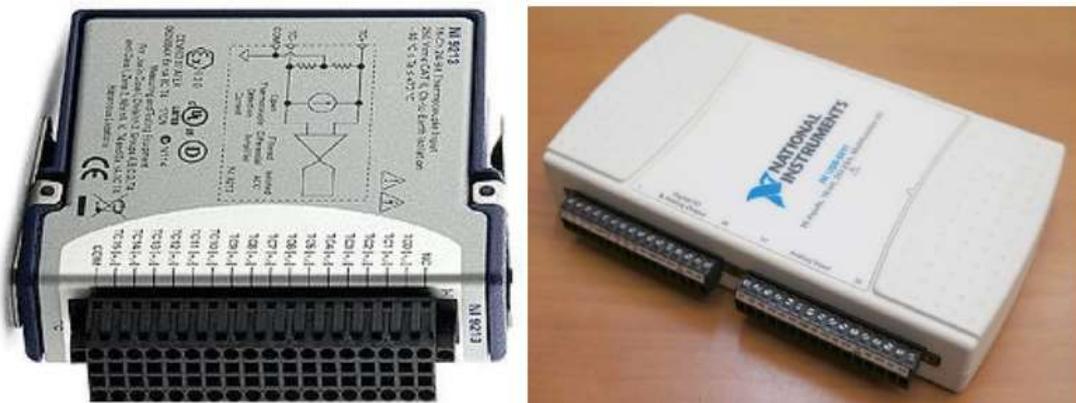


Figura A.7: Placa de entrada de sinais: a) placa de medição de temperatura e b) placa de entrada de sinais e saída de sinais de controle (Humia, 2017).

A.5 Aferição da potência do pré-aquecedor



Figura A.8: Procedimento de aferição da potência elétrica (Humia, 2017).

O procedimento adotado foi de ajustar a potência no pré-aquecedor. Esse procedimento, denominado de aferição, foi necessário para garantir a confiabilidade do valor da potência que o pré-aquecedor produz. Este valor é fundamental para garantir o título na saída do pré-aquecedor e conseqüentemente na seção de testes. Para isso, foram utilizados os seguintes equipamentos de precisão: voltímetro, amperímetro e um osciloscópio. Na saída do conversor é medido pelo osciloscópio a amplitude e frequência em formas de ondas de tensão e corrente geradas.

A figura A.9 apresenta a parametrização da tensão ajustada no conversor de tensão que aciona a resistência do pré-aquecedor e a potência que realmente chega no pré-aquecedor.

Também foi verificada a perda de potência no pré-aquecedor, ou seja, a relação entre a potência que chega e a potência que realmente foi absorvida pelo fluido. As perdas ocorrem no isolamento, na fiação elétrica e em virtude do efeito joule.

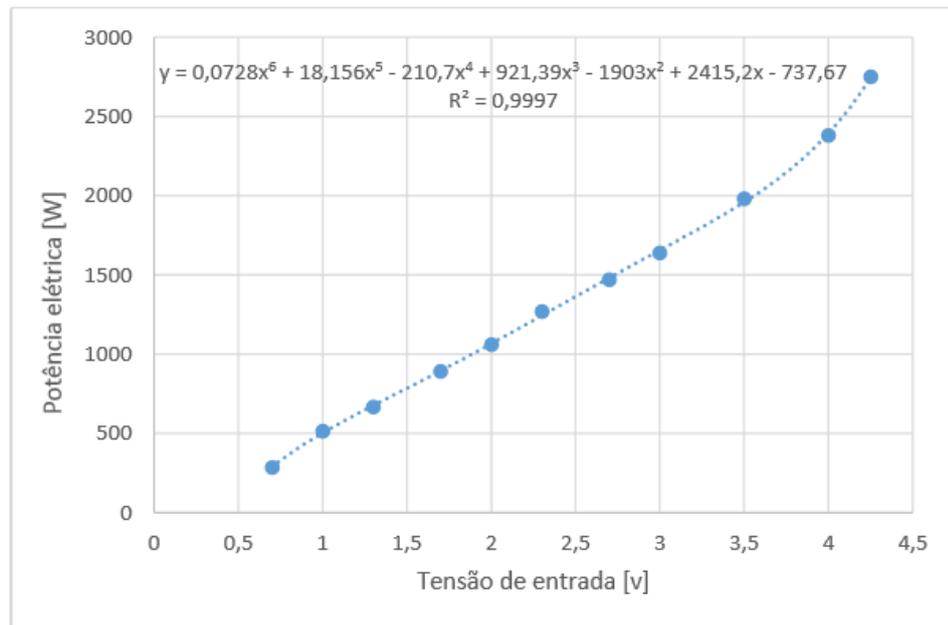


Figura A.9: Curva de parametrização da tensão do controlador e potência no pré-aquecedor (Humia, 2017).

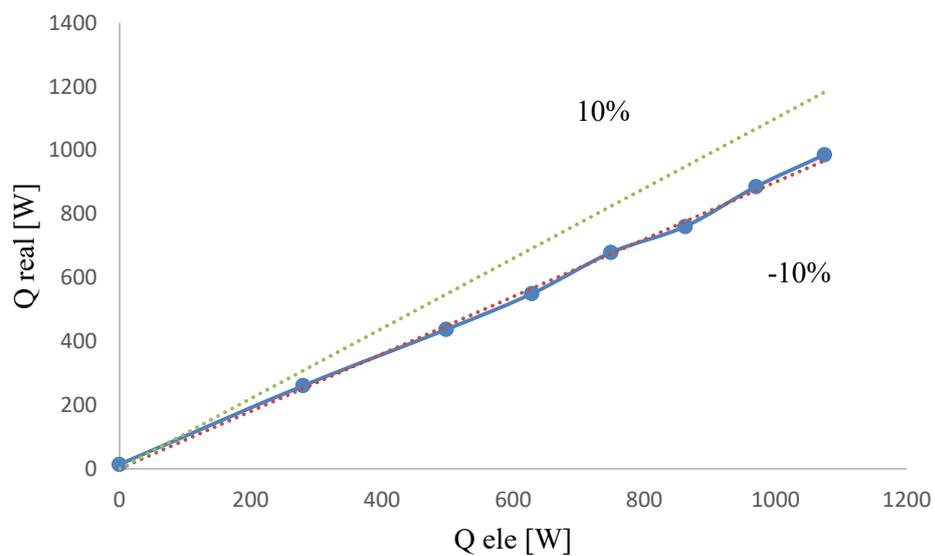


Figura A.10: Curva de parametrização da potência do pré-aquecedor.

Os testes foram realizados mediante a circulação de água em estado líquido pelo circuito do pré-aquecedor, aumenta-se a potência escalonadamente, mede-se as temperaturas de entrada e saída do pré-aquecedor, e mede-se também a vazão volumétrica da água. Como a massa específica e o calor específico são conhecidos nas condições de teste, calculamos Q . O ponto de título igual a 1 permite calibrar a potência do pré-aquecedor (Humia, 2017), e neste

ponto notamos qual potência está relacionada com o título de 100%. Com isso podemos estabelecer as perdas de potência no pré-aquecedor para o fluido que está sendo testado.

$$Q = m \cdot c_p \cdot \Delta T \quad (\text{A.8})$$

A figura A.10 apresenta a relação entre a potência de entrada e a potência de saída, ou seja, a potência real que o fluido absorveu devido às perdas. Nota-se, que a perda da potência real fica em torno de 10% para potências maiores. Resultado aceitável que mostra a eficiência na montagem do isolamento.

Uma observação importante nesta aferição foi a o tempo de resposta do pré-aquecedor, ou seja, o tempo de estabilização do sistema, que fica em torno de dez minutos, como atesta Humia (2017). Esta observação permite estabelecer o tempo de espera para passar de um estado para o outro nos ensaios.

Com esta aferição definimos uma equação (A.9) que relaciona a voltagem indicada no sistema de aquisição e a potência real. Esta equação foi utilizada no programa de aquisição de dados, assim coletamos o dado real e facilitamos o controle do experimento. Onde v é a tensão colocada no indicador do controlador e P a potência real.

$$P = -86,258(v)^3 + 324,25(v)^2 + 181,03(v) + 12,478 \quad (\text{A.9})$$

A.6 Aferição do medidor de vazão

A aferição do medidor de vazão foi realizada mediante a medição direta da vazão. Foi medido o volume de um recipiente em relação ao tempo e a leitura do sinal no sistema de aquisição. O sinal do medidor fica no rotor, onde a uma volta completa envia dois pulsos.

A figura A.11 mostra os resultados e a parametrização que relaciona a vazão volumétrica medida experimentalmente e o sinal de frequência do medidor. A margem de erro da medição de vazão fica em torno de 2% (Humia,2017).



Figura A.11: Processo de calibração do medidor de vazão

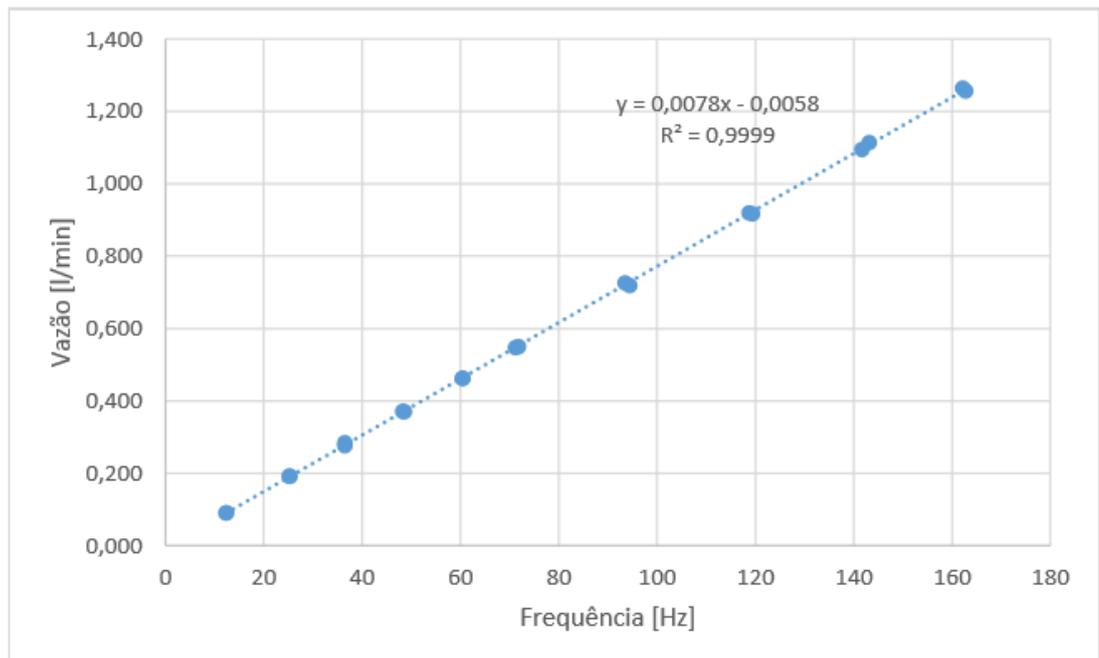


Figura A.12: Calibração do medidor de vazão (Humia, 2017).

A.7 Calibração da balança de precisão

A calibração da balança foi realizada por Humia (2017) na qual foi utilizada uma balança de referência calibrada. Ele utilizou pesos livres sobre a balança em uma sequência de três medições para cada faixa de medição. A figura A.13 apresenta os resultados desta calibração.

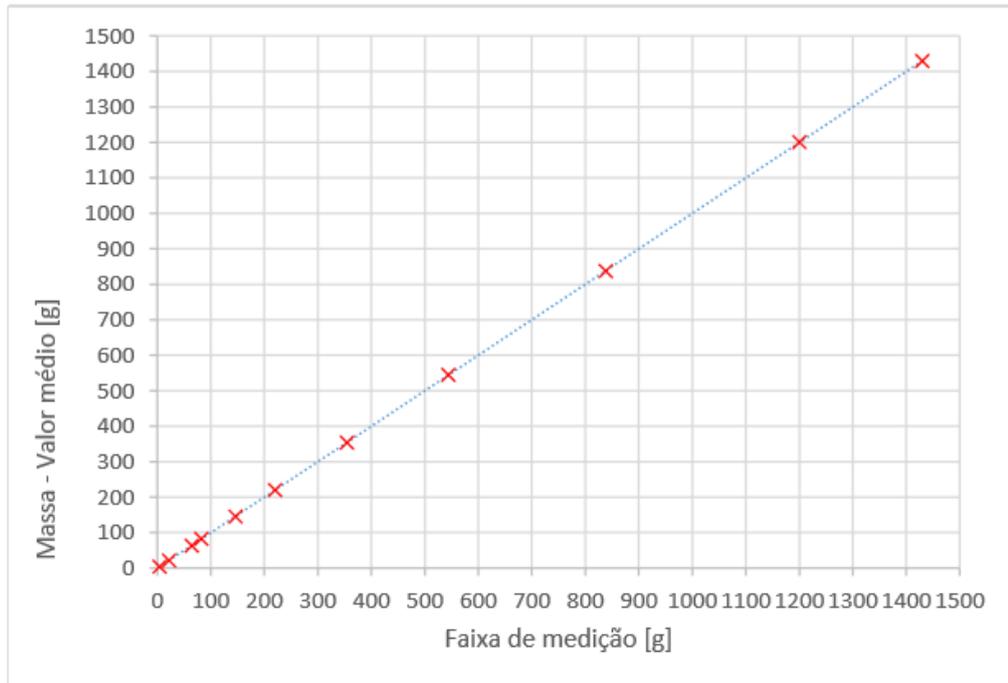


Figura A.13: Calibração da balança de precisão (Humia, 2017).

O maior problema para a utilização da balança é detectar a interferência das mangueiras utilizadas no acumulador e no processo de medição de vazio. O acumulador possui três mangueiras, a mangueira de fluido refrigerante que comunica com a bancada de testes e a mangueira de água que passa pelo acumulador. No entanto, na extensão da faixa de trabalho as mangueiras não interferem no resultado. Ainda segundo Humia (2017) há uma dispersão dos dados, mas restrita a uma faixa de amplitude máxima de 1,4g. A tabela A.4 mostra os dados desta tendência e a figura A.14 representa a tendência graficamente.

Tabela A.4: Cálculo da incerteza da massa

	Massa											
VVC	4	22	64	82	146	220	354	544	838	1200	1430	
Tendência	0,3	0	-0,3	0,3	-0,7	0,7	-0,1	1,4	-0,5	0,9	0,2	

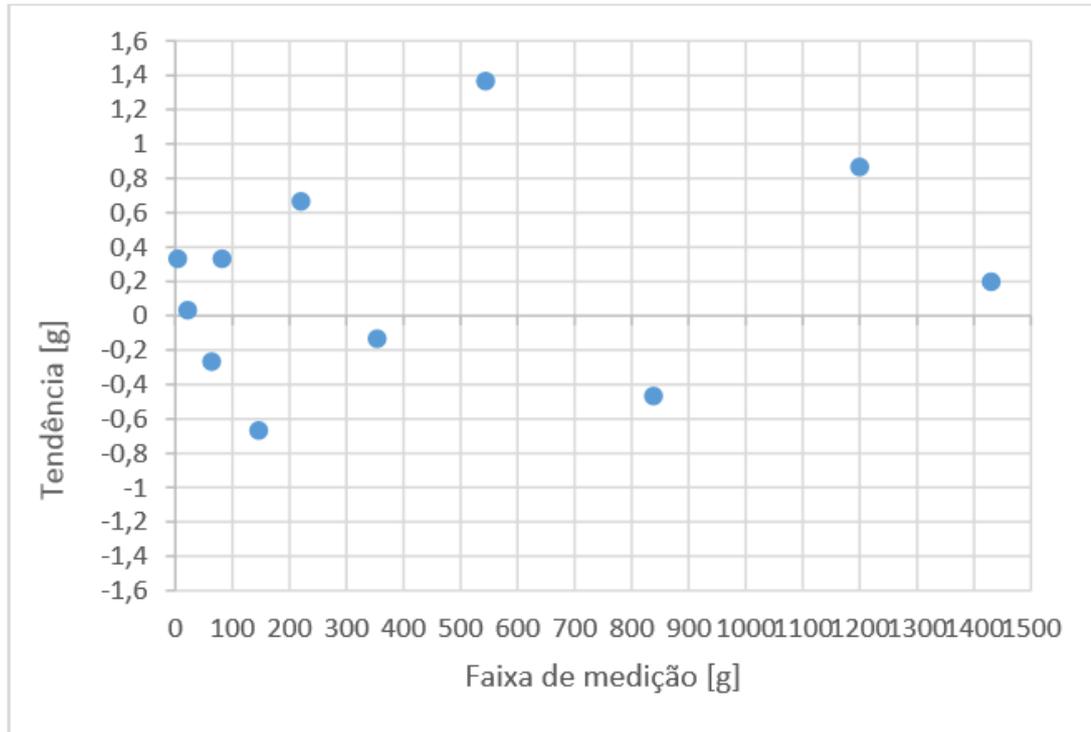


Figura A.14: Calibração da balança – curva de tendência (Humia, 2017).

No processo de carga e descarga de fluido na máquina há uma incerteza em relação a quantidade de massa que fica na mangueira devido a distância da válvula de entrada e o acumulador. A solução para reduzir esta incerteza foi fazer o carregamento sempre pela linha de gás, com isso sabe-se com certeza que o fluido que passa pela mangueira é sempre gás.

Apêndice B: Programas

Seguem os códigos dos programas para às rotinas de cálculos realizados e tratamento dos resultados. Os cálculos foram realizados no programa EES (*Equation Engineering Solver*), os comentários para melhorar a compreensão do roteiro de cálculo são apresentados entre chaves.

B.1 Cálculo da fração de vazio experimental

O programa apresenta o tratamento dos resultados para a fração de vazio calculada através da massa medida na balança. Este programa é uma adaptação do programa desenvolvido por Rafael Taboja.

```

*****
Cálculo da Fração de vazio
*****
"-----"
funções
-----"

"função Hugmark"

Functionalalpha_h (alpha_homogeneo; D; G_m; mu_l; mu_v; g; Nx_c2; rho_v)

NH=50

alpha_H1=alpha_homogeneo

Repeat

    Z=((D*G_m)/(mu_l+(alpha_H1)*(mu_v-
mu_l)))^(1/6)*(1/(g*D)*((G_m*Nx_c2)/(rho_v*alpha_homogeneo*(1-alpha_homogeneo)))^2)^(1/8)

If (z<8) Then k_h=(0,0017*z^3)-(0,0393*z^2)+(0,3258*z)-0,1792
If (z>=8) Then k_h=(0,0000002*z^3)-(0,00006*z^2)+(0,0061*z)+0,7257

alpha_H1=k_h*alpha_homogeneo

NH=NH-1

Until (NH=0)

alpha_h=alpha_H1

End

"função Domanski"

```

Function domanski (chi)

If (chi<=10) **Then** ALFAM=(1+chi^0,8)^(-0,378)
If (chi>10) **Then** ALFAM=0,823-0,157*ln(chi)

domanski=ALFAM

End

"Procedimento de interação da perda de carga"

Functionperdadecarga (fluido\$; P_3abs; h_3; h_2; h_v; h_l; G_m; dz; vol_v; vol_l; FVE; x_3; D; mu_l; mu_v; chi; rho_v; rho_l; g; theta; Rc)

{ NR=15 }

x_c=x_3-0,1 {"gatilho"}
P_Exp=P_3abs {"gatilho"}

Repeat

Re_l=(G_m*(1-x_c)*D)/mu_l

Re_v=(G_m*x_c*D)/mu_v

"Trecho reto"

DP_A=-((G_m^2)*(1/dz)*(((x_c^2*vol_v)/FVE)+(((1-x_c)^2*vol_l)/(1-FVE))))
(((x_3^2*vol_v)/FVE)+(((1-x_3)^2*vol_l)/(1-FVE)))) { termo aceleracional}

If (Re_l<=2300) **Then** flo=64/Re_l

If (Re_l>2300) **Then** flo=0,316/(Re_l^0,25)

{ **If** (Re_l>2300) **Then** flo=((1,82*log10(Re_l))^(-2))-1,64 }

If (Re_l>2300) and (Re_v>2300) **Then** constantec=20

If (Re_l<=2300) and (Re_v>2300) **Then** constantec=12

If (Re_l>2300) and (Re_v<=2300) **Then** constantec=10

If (Re_l<=2300) and (Re_v<=2300) **Then** constantec=5

psi_lo=1+constantec/chi+1/chi^2

DP_F=flo*(Dz/D)*((vol_l*(G_m*(1-x_c))^2)/2)*psi_lo { termo friccional }

{ DP_F=flo*(dz/D)*((vol_l*(G_m^2)*(1-x_c)^2)/2)*psi_lo }

DP_G=(FVE*rho_v+(1-FVE)*rho_l)*g*sin(theta)*dz { termo gravitacional }

DP_R=(DP_A/1000)+(DP_F/1000)+(DP_G/1000)

" Trecho curvo"

$$f = ((8,03E-4) * Re_v^{0,5}) / (\exp(0,215 * (2 * R_c) / D) * x_3^{1,25})$$

$$DP_C = f * ((\pi * R_c) / D) * (vol_v * ((G_m * x_c)^2)) / 2 \quad \text{\{atenção para a constante pi\}}$$

"perda de carga total"

$$DP_t = DP_R + (DP_C / 1000)$$

$$P_{Exp} = P_{3abs} - DP_t$$

" Nx "

$$h_{v_loop} = \text{enthalpy}(\text{fluido}; P = P_{Exp}; x = 1)$$

$$h_{l_loop} = \text{enthalpy}(\text{fluido}; P = P_{Exp}; x = 0)$$

$$Nx_c = (h_3 - h_2) / (h_{v_loop} - h_{l_loop})$$

{ sera necessário recalcular todas as propriedades e atrelar ao original}

$$\mu_{v_loop} = \text{viscosity}(\text{fluido}; P = P_{Exp}; x = 1)$$

$$\mu_{l_loop} = \text{viscosity}(\text{fluido}; P = P_{Exp}; x = 0)$$

$$vol_{v_loop} = \text{volume}(\text{fluido}; P = P_{Exp}; x = 1)$$

$$vol_{l_loop} = \text{volume}(\text{fluido}; P = P_{Exp}; x = 0)$$

$$\rho_{v_loop} = \text{density}(\text{fluido}; P = P_{Exp}; x = 1)$$

$$\rho_{l_loop} = \text{density}(\text{fluido}; P = P_{Exp}; x = 0)$$

$$diff = x_c - Nx_c$$

{atribuição das propriedades novas}

$$x_c = Nx_c$$

$$\mu_v = \mu_{v_loop}$$

$$\mu_l = \mu_{l_loop}$$

$$vol_v = vol_{v_loop}$$

$$vol_l = vol_{l_loop}$$

$$\rho_v = \rho_{v_loop}$$

$$\rho_l = \rho_{l_loop}$$

{NR=NR-1 }

{Until (NR=0)}

Until (diff <= 0,001)

$$\text{perdadecarga} = DP_t$$

End

"-----
 Dados
 -----"

"dados de entrada"

P_atm=90,6 {Pressão atmosférica}
 P_2=406 "#mudar" {Pressão na entrada do preaquecedor}
 T_2=10,78 "#mudar" {Temperatura de entrada do preaquecedor}
 fluido\$='R1234yf' "#mudar" {fluido de trabalho}
 g=9,81 {aceleração da gravidade}
 D=4,77/1000 {diâmetro convertido}

"Dados para perda de pressão"

dz=0,86 { comprimento do trecho reto[m]}
 Lc=1,0 { comprimento do trecho curvo [m]}
 theta=0,001 {inclinação do tubo [graus]}
 Rc=0,050 {Raio da curvatura [m]}

"propriedades"

{rho_2=density(fluido\$;T=T_2;x=0) } { considerando líquido na entrada do PA funciona também }

rho_2=**density**(fluido\$;T=T_2;P=P_2abs)

rho_v=**density**(fluido\$;T=T_3;x=1) {densidade vapor}
 rho_l=**density**(fluido\$;T=T_3;x=0) {densidade líquido}

mu_v=**viscosity**(fluido\$;T=T_3;x=1) {viscosidade vapor}
 mu_l=**viscosity**(fluido\$;T=T_3;x=0) {viscosidade líquido}

vol_v=**volume**(fluido\$;T=T_3;x=1) {volume específico vapor do fluido}
 vol_l=**volume**(fluido\$;T=T_3;x=0) {volume específico líquido do fluido}

sigma=(**surfacetension**(fluido\$;T=T_3))*0,1 {tensão superficial, convertida para kg}

"cálculos básicos"

P_3abs=P_3+P_atm
 P_2abs=P_2+P_atm

A=(pi#*D^2)/4 {Área da seção do tubo}

"cálculo dos volumes"

V_st=38/1000000 {volume da seção de testes convertido em m³}
 V_v=2/1000000 {volume da válvula convertido em m³}
 V_m=30/1000000 {volume da mangueira convertido em m³}
 V_cg=132/1000000 {volume do conjunto da garrafa convertido em m³}

VT_1=V_st+V_v {volume total 1 - somente a seção de testes}

$VT_2=V_{st}+(2*V_v)+V_m+V_{cg}$
conjunto da garrafa}

{volume tota 2 - seção de testes + mangueira +

"cálculo do escoamento"

$m_{dot}=G_m*A$

{vazão mássica}

"definição do título"

$Q_{dot}=m_{dot}*(h_3-h_2)$

{Calor fornecido no preaquecedor [W]}

$h_2=\text{enthalpy}(\text{fluido}; T=T_2; P=P_{2abs})$

{entalpia de entrada no preaquecedor}

$h_v=\text{enthalpy}(\text{fluido}; T=T_3; x=1)$

{entalpia do vapor para a temperatura de entrada [kJ/kg]}

$h_l=\text{enthalpy}(\text{fluido}; T=T_3; x=0)$

{entalpia do líquido para a temperatura de entrada}

$x_3=(h_3-h_2)/(h_v-h_l)$

{com o fornecimento de calor, o título diminui}

{ $h_3=\text{enthalpy}(\text{fluido}; T=T_3; x=x_3)$ } {modificação do programa original desenvolvido pelo Rafael, que não rodou}

{ $x_3=\text{quality}(\text{fluido}; T=T_3; h=h_3)$ } {pela propriedade, programa do gleberon, também não rodou}

{ $x_3=(h_3-h_2)/(h_v-h_2)$ } }

{ $x_3=(h_3-h_l)/(h_v-h_l)$ } }

"parâmetro de Martinelli"

$\chi = (((1-x_3)/x_3)^{0,9}) * ((\rho_v/\rho_l)^{0,5}) * ((\mu_l/\mu_v)^{0,1})$

{Não foi alterado para Nx_{c2} }

"

Fração de vazio experimental

"

$MT_1=M_2+\rho_v*V_{st}$
mangueira (incerteza) }

{ Massa total com a parcela de vapor. Não está incluso a

$\rho_v*FVE+\rho_l*(1-FVE)=MT_1/VT_1$

{ Fração de vazio experimental }

$\rho_{Exp}=\rho_l*(1-FVE)+\rho_v*FVE$

{densidade}

"

Correlações

"

"modelo Homogeneo"

$\alpha_{homogeneo}=1/(1+(1-Nx_{c2})/x_3*(\rho_v/\rho_l))$

{Fração de vazio}

$\rho_{\text{homogeneo}} = \rho_{\text{l}}(1 - \alpha_{\text{homogeneo}}) + \rho_{\text{v}} \alpha_{\text{homogeneo}}$ {densidade}

"correlação de Hugmark"

$\alpha_{\text{Hug}} = \alpha_{\text{h}}(\alpha_{\text{homogeneo}}; D; G_{\text{m}}; \mu_{\text{l}}; \mu_{\text{v}}; g; N_{\text{x}_c2}; \rho_{\text{v}})$ {fração de vazio}

$\rho_{\text{Hug}} = \rho_{\text{l}}(1 - \alpha_{\text{Hug}}) + \rho_{\text{v}} \alpha_{\text{Hug}}$ {densidade}

$m_{\text{st_Hug}} = \rho_{\text{Hug}} V_{\text{st}}$

"correlação de Rouhani"

$\alpha_{\text{R}} = (N_{\text{x}_c2} / \rho_{\text{v}})^{((1 + (0,12 * (1 - N_{\text{x}_c2}))) * ((N_{\text{x}_c2} / \rho_{\text{v}}) + ((1 - N_{\text{x}_c2}) / \rho_{\text{l}})) + ((1,18 * (1 - N_{\text{x}_c2})) * (g * \sigma * (\rho_{\text{l}} - \rho_{\text{v}}))^{0,25} / (G_{\text{m}} * (\rho_{\text{l}}^{0,5}))))^{(-1)}$

$\rho_{\text{R}} = \rho_{\text{l}}(1 - \alpha_{\text{R}}) + \rho_{\text{v}} \alpha_{\text{R}}$

$m_{\text{st_R}} = \rho_{\text{R}} V_{\text{st}}$

"correlação de Zivi"

$\alpha_{\text{Z}} = 1 / (1 + (\rho_{\text{v}} / \rho_{\text{l}})^{(1 - N_{\text{x}_c2}) / x_3 * (\rho_{\text{l}} / \rho_{\text{v}})^{(1/3)})$
 $\rho_{\text{Z}} = \rho_{\text{l}}(1 - \alpha_{\text{Z}}) + \rho_{\text{v}} \alpha_{\text{Z}}$

$m_{\text{st_Z}} = \rho_{\text{Z}} V_{\text{st}}$

"correlação de Martinelli adaptada por Domanski e Didon"

$\alpha_{\text{M}} = \text{Domanski}(\chi)$

$\rho_{\text{M}} = \rho_{\text{l}}(1 - \alpha_{\text{M}}) + \rho_{\text{v}} \alpha_{\text{M}}$

$m_{\text{st_M}} = \rho_{\text{M}} V_{\text{st}}$

"correlação de Baroczy"

$\alpha_{\text{B}} = (1 + ((1 - N_{\text{x}_c2}) / N_{\text{x}_c2})^{0,74} * ((\rho_{\text{v}} / \rho_{\text{l}})^{0,65} * ((\mu_{\text{l}} / \mu_{\text{v}})^{0,13}))^{(-1)}$

$\rho_{\text{B}} = \rho_{\text{l}}(1 - \alpha_{\text{B}}) + \rho_{\text{v}} \alpha_{\text{B}}$

$m_{\text{st_B}} = \rho_{\text{B}} V_{\text{st}}$

"correlação de Kanizawa e Ribatski"

$\alpha_{\text{KR}} = (1 + 1,021 * (Fr^{(-0,092)}) * ((\mu_{\text{l}} / \mu_{\text{v}})^{(-0,368)}) * ((\rho_{\text{v}} / \rho_{\text{l}})^{(1/3)}) * (((1 - N_{\text{x}_c2}) / N_{\text{x}_c2})^{(2/3)}))^{(-1)}$

$Fr = G_{\text{m}}^2 / (g * D * (\rho_{\text{l}} - \rho_{\text{v}})^2)$

{ As propriedades das correlações não foram alteradas também }

"-----
 Perda de pressão
 -----"

DP_t2=perdadecarga (fluido\$, P_3abs; h_3; h_2; h_v; h_l; G_m; dz; vol_v; vol_l; FVE; x_3; D; mu_l;
 mu_v; chi; rho_v; rho_l; g; theta; Rc)

P_Exp2=P_3abs-DP_t2

"correção do título"

h_vc2=enthalpy(fluido\$,P=P_Exp2;x=1)

h_lc2=enthalpy(fluido\$,P=P_Exp2;x=0)

Nx_c2=(h_3-h_2)/(h_vc2-h_lc2)

"-----"

G	P_2T_2	Q	m_2
258,4	423	16,85	0,72010,0022
275,4	406	15,75	0,53650,0034
280,5	406	15,660,4179	0,0044
286,8	404	15,51	0,35 0,0061
281,7	406	15,59	0,276 0,0072
285,8	401	15,22	0,276 0,0076
289	403	15,34	0,20340,0094
286,5	406	15,48	0,12380,0131

B.2 Programa para avaliar os efeitos da temperatura e vazão do fluido sobre a fração de vazio

Este método também foi implantado no EES para manter as características mais próximas possíveis, uma vez que, os dados e sub rotinas utilizadas são do mesmo programa. Isto facilita na análise comparativa dos dois métodos.

"Programa EES para avaliar os efeitos da temperatura e vazão do fluido sobre a fração de vazio"

grav=9,87 "aceleração da gravidade em BH em m/s²"

T_sat[1]=15 "1ª temperatura de saturação em °C"

T_sat[2]=25 "2ª temperatura de saturação em °C"

G[1]=180 "1ª velocidade mássica em (kg/s)/m²"

G[2]=280 "2ª velocidade mássica em (kg/s)/m²"

Duplicate i=1;2

$\rho_{l[i]} = \text{density}(R1234yf, T=T_sat[i], x=0)$ "massa específica do líquido saturado em kg/m³"

$\rho_{v[i]} = \text{density}(R1234yf, T=T_sat[i], x=1)$ "massa específica do vapor saturado em kg/m³"

$\sigma[i] = \text{surfacetension}(R1234yf, T=T_sat[i])$ "tensão superficial em N/m"

Duplicate j=1;2

Duplicate k=1;101

$x[k] = (k-1)/100$

$\alpha[k; i; j] = x[k]/\rho_{v[i]} * ((1 + 0,12 * (1 - x[k])) * ((x[k]/\rho_{v[i]} + ((1 - x[k])/ \rho_{l[i]})) + ((1,18 * (1 - x[k]) * (\text{grav} * \sigma[i] * (\rho_{l[i]} - \rho_{v[i]})^{0,25}) / (G[j] * \rho_{l[i]}^{0,5})))^{-1})$ "fração de vazio"

End

End

End

Apêndice C: Resultados

Com intuito de apresentar os resultados obtidos nos ensaios, apresento as tabelas C.1 à C.4 que reproduzem os valores dos experimentos realizados no banco de testes para os ensaios com massa total como fluido R-134a. As tabelas C.5 a C.10 apresentam os resultados envolvendo o fluido R-1234yf.

Os ensaios foram realizados para temperaturas de 25°C e 30°C. As velocidades mássicas foram de 300 kg/sm² e 400 kg/sm², conforme descrito no capítulo 6. Foram alternadas as velocidades para cada temperatura. Outro parâmetro de estudo foi o título, que variou de 1 até o mínimo possível, que chegou em torno de 0,16. Foi feito uma bateria de ensaio para o fluido R-134a e outra para o fluido R-1234yf, porém este último foi realizado somente a uma faixa de temperatura.

O procedimento de ensaio foi realizado conforme descrito no capítulo 3. Um roteiro mais detalhado foi descrito no Apêndice F. Os valores reproduzidos na tabela correspondem a média aritmética dos dados coletados pelo sistema de aquisição. Para avaliação da pressão atmosférica utilizamos como referência os dados do Instituto Nacional de Meteorologia – INMET, através de sua estação Belo Horizonte – Pampulha - A521, com sede dentro do campus da UFMG.

Tabela C.1: Resultado do ensaio para $T = 25^{\circ}\text{C}$ e $G = 300\text{kg/s}\cdot\text{m}^2$ (Humia, 2017)Data: 06/04/2017; temperatura ambiente média: 27°C ; pressão atmosférica: $91,84\text{kPa}$; temperatura de ebulição: 25°C ; velocidade mássica: $300\text{kg/s}\cdot\text{m}^2$

Ens.	Hora	x	Leituras														Massa			
			Q_pre		Vazão	P_baixa [P_1]		P_alta [P_2]		P_pre [P_3]		Cond.	Cond.	Pré	água	água	Inicial	Acréscimo	Final	
			x3	Elétrico	Corrigido	bomba	Leitura	Corrigido	Leitura	Corrigido	P3	Corrigido	T1	T2	T3	-	-	-	-	-
			[%]	[W]	[W]	[l/min]	[bar]	[bar]	[bar]	[bar]	[bar]	[bar]	[°C]	[°C]	[°C]	[°C]	[°C]	[g]	[g]	[g]
1	17:44	100,0	1125,050	1001,3	0,246	4,7	4,73	6,6	6,72	5,7	5,77	15,0	17,0	24,4	14,90	17,0	782,0		782,0	
2	18:08	93,0	1019,840	917,9	0,259	4,8	4,83	6,5	6,62	5,7	5,77	15,0	17,0	24,4	14,90	16,7	782,0	48,0	830,0	
3	19:06	78,0	856,251	804,9	0,264	4,9	4,94	6,4	6,52	5,7	5,77	15,0	16,9	24,4	14,95	16,4	830,0	106,0	936,0	
4	19:21	69,0	757,936	720,0	0,261	5,0	5,04	6,3	6,41	5,7	5,77	15,0	16,9	24,4	14,98	16,1	936,0	104,0	1040,0	
5	19:35	53,0	592,582	568,9	0,256	5,1	5,14	6,2	6,31	5,7	5,77	15,0	16,8	24,4	14,99	15,7	1040,0	122,0	1162,0	
6	20:06	35,0	407,805	391,5	0,261	5,3	5,34	6,0	6,10	5,7	5,77	15,0	16,8	24,5	14,99	15,3	1162,0	92,0	1254,0	
7	20:33	22,0	289,008	277,4	0,261	5,4	5,44	5,9	6,00	5,7	5,77	15,0	16,7	24,4	14,99	15,0	1254,0	18,0	1272,0	

Tabela C.2: Resultado do ensaio para $T = 25^{\circ}\text{C}$ e $G = 400\text{kg/s}\cdot\text{m}^2$. (Humia, 2017)Data: 29/03/2017; temperatura ambiente média: $26,4^{\circ}\text{C}$; pressão atmosférica: $91,64\text{kPa}$; temperatura de ebulição: 25°C ; velocidade mássica: $400\text{kg/s}\cdot\text{m}^2$

Ens.	Hora	x	Leituras														Massa			
			Q_pre		Vazão	P_baixa [P_1]		P_alta [P_2]		P_pre [P_3]		Cond.	Cond.	Pré	água	água	Inicial	Acréscimo	Final	
			x3	Elétrico	Corrigido	bomba	Leitura	Corrigido	Leitura	Corrigido	P3	Corrigido	T1	T2	T3	-	-	-	-	-
			[%]	[W]	[W]	[l/min]	[bar]	[bar]	[bar]	[bar]	[bar]	[bar]	[°C]	[°C]	[°C]	[°C]	[°C]	[g]	[g]	[g]
1	15:30	100,0	1600,000	1392,0	0,345	4,2	4,23	6,9	7,03	5,9	5,97	14,8	16,7	24,4	13,00	14,7	400,0		400,0	
2	16:03	73,0	1184,380	1042,3	0,351	4,2	4,23	6,8	6,93	5,8	5,87	14,8	16,7	24,4	13,00	14,9	400,0	52,0	452,0	
3	18:00	63,0	996,823	907,1	0,356	4,3	4,33	6,6	6,72	5,8	5,87	14,8	16,4	24,4	14,40	15,6	452,0	214,0	666,0	
4	19:15	54,0	839,741	789,4	0,355	4,6	4,63	6,5	6,62	5,8	5,87	14,8	16,3	24,4	14,78	15,4	666,0	358,0	1024,0	
5	19:45	40,0	637,664	612,2	0,356	4,9	4,94	6,3	6,41	5,8	5,87	14,8	16,0	24,4	14,79	15,1	1024,0	196,0	1220,0	
6	20:15	35,0	543,004	521,3	0,360	5,0	5,04	6,2	6,31	5,8	5,87	14,8	16,0	24,5	14,79	15,0	1220,0	52,0	1272,0	
7	20:45	25,0	423,809	406,9	0,357	5,3	5,34	6,0	6,10	5,8	5,87	14,8	15,9	24,5	14,79	14,8	1272,0	50,0	1322,0	
8	21:45	15,0	297,338	285,4	0,356	5,4	5,44	5,9	6,00	5,8	5,87	14,8	15,8	24,4	14,79	14,6	1322,0	54,0	1376,0	

Tabela C.3: Resultado do ensaio para $T = 30^{\circ}\text{C}$ e $G = 300\text{kg/s}\cdot\text{m}^2$. (Humia, 2017)Data:08/04/2017; temperatura ambiente média:27,8°C; pressão atmosférica: 92,7kPa; temperatura de ebulição: 30°C; velocidade mássica: 300kg/s.m²

Ens.	Hora	x	Leituras														Massa			
			Q_pre		Vazão	P_baixa [P_1]		P_alta [P_2]		P_pre [P_3]		Cond.	Cond.	Pré	água	água	Inicial	Acréscimo	Final	
			x3	Elétrico	Corrigido	bomba	Leitura	Corrigido	Leitura	Corrigido	P3	Corrigido	T1	T2	T3	-	-	-	-	-
			[%]	[W]	[W]	[l/min]	[bar]	[bar]	[bar]	[bar]	[bar]	[bar]	[°C]	[°C]	[°C]	[°C]	[°C]	[g]	[g]	[g]
1	11:00	100,0	1107,360	985,6	0,263	5,8	5,84	7,4	7,55	6,7	6,78	19,9	21,0	28,9	19,89	20,5	1054,0		1054,0	
2	11:13	89,0	951,218	884,6	0,262	5,9	5,95	7,3	7,45	6,7	6,78	19,9	21,0	28,9	19,89	20,3	1054,0	50,0	1104,0	
3	11:53	76,0	804,169	755,9	0,259	6,0	6,05	7,2	7,34	6,7	6,78	19,9	21,1	28,9	19,89	21,1	1104,0	46,0	1150,0	
4	12:06	67,0	717,212	681,4	0,266	6,0	6,05	7,2	7,34	6,7	6,78	19,9	21,1	28,9	19,89	20,0	1150,0	48,0	1198,0	
5	12:26	58,0	620,900	596,1	0,260	6,1	6,15	7,0	7,14	6,7	6,78	19,9	21,0	28,9	19,89	19,9	1198,0	52,0	1250,0	
6	12:53	46,0	515,789	495,2	0,263	6,2	6,25	6,9	7,03	6,7	6,78	19,9	20,9	28,9	19,89	19,8	1250,0	60,0	1310,0	
7	13:15	35,0	404,278	388,1	0,263	6,4	6,45	6,8	6,93	6,7	6,78	19,9	20,9	28,9	19,89	19,6	1310,0	54,0	1364,0	
8	13:33	23,0	309,642	297,3	0,263	6,5	6,55	6,8	6,93	6,7	6,78	19,9	20,9	28,9	19,89	19,5	1364,0	52,0	1416,0	

Tabela C.4: Resultado de ensaio para $T = 30^{\circ}\text{C}$ e $G = 400\text{kg/s}\cdot\text{m}^2$. (Humia, 2017)Data:30/03/2017; temperatura ambiente média:26,3°C; pressão atmosférica: 91,69kPa; temperatura de ebulição: 26°C; velocidade mássica: 400kg/s.m²

Ens.	Hora	x	Leituras														Massa			
			Q_pre		Vazão	P_baixa [P_1]		P_alta [P_2]		P_pre [P_3]		Cond.	Cond.	Pré	água	água	Inicial	Acréscimo	Final	
			x3	Elétrico	Corrigido	bomba	Leitura	Corrigido	Leitura	Corrigido	P3	Corrigido	T1	T2	T3	-	-	-	-	-
			[%]	[W]	[W]	[l/min]	[bar]	[bar]	[bar]	[bar]	[bar]	[bar]	[°C]	[°C]	[°C]	[°C]	[°C]	[g]	[g]	[g]
1	16:00	100,0	1564,020	1354,4	0,357	5,2	5,24	7,8	7,97	6,7	6,78	19,9	21,1	28,9	18,50	20,2	424,0		424,0	
2	16:45	85,0	1345,750	1170,8	0,359	5,2	5,24	7,7	7,86	6,7	6,78	19,9	21,1	28,9	18,70	20,3	424,0	50,0	474,0	
3	17:49	78,0	1223,160	1076,4	0,360	5,3	5,34	7,7	7,86	6,7	6,78	19,9	21,1	28,9	18,90	20,7	474,0	100,0	574,0	
4	18:15	67,0	1066,000	948,7	0,357	5,4	5,44	7,6	7,76	6,7	6,78	19,9	21,0	28,9	19,70	20,7	574,0	272,0	846,0	
5	18:55	52,0	817,821	760,6	0,356	5,7	5,74	7,4	7,55	6,7	6,78	19,9	20,8	28,9	19,88	20,3	846,0	310,0	1156,0	
6	19:20	45,0	700,885	665,8	0,355	5,8	5,84	7,2	7,34	6,7	6,78	19,9	20,7	28,9	19,89	20,2	1156,0	106,0	1262,0	
7	19:40	36,0	563,000	540,5	0,361	6,0	6,05	7,1	7,24	6,7	6,78	19,9	20,6	28,9	19,89	20,0	1262,0	64,0	1326,0	
8	20:15	26,0	438,793	421,2	0,357	6,2	6,25	7,0	7,14	6,7	6,78	19,9	20,6	28,9	19,89	19,9	1326,0	42,0	1368,0	
9	21:15	16,0	289,008	277,4	0,352	6,4	6,45	6,8	6,93	6,7	6,78	19,9	20,5	28,9	19,89	19,6	1368,0	48,0	1416,0	

Tabela C.7: Resultados do ensaio (Fluido = R-1234yf; $T = 25^{\circ}\text{C}$; $G = 145 \text{ kg/s-m}^2$)

Dados medidos										Fração de vazio										Incertezas		
Teste	G[kg/m ² s]	P1[bar]	P2[bar]	P4[bar]	T2[°C]	T3[°C]	x	Pot[W]	mE[g]	x_4	rE[kg/m ³]	αFVE	α0	αH	αZivi	αRouhani	αMartinelli	αBaroczy	αRibatsky	Clássica	MMC	
1	145,2	6,0	5,9	5,9	22,6	25,3	0,99	382,5	3,4													
2	146,3	6,0	5,9	5,9	22,8	25,4	0,81	316,3	3,9	0,813	133,9	0,91	0,99	0,87	0,98	0,97	0,96	0,95	0,95	0,00892	0,01324	
3	143,9	6,0	5,9	5,9	22,9	25,3	0,82	316,3	3,9	0,597	133,7	0,91	0,98	0,82	0,93	0,92	0,92	0,89	0,90	0,01023	0,01361	
5	143,2	6,1	5,9	6,0	23,4	25,4	0,50	191,5	6,4	0,498	196,4	0,85	0,97	0,80	0,90	0,90	0,90	0,86	0,88	0,01682	0,01381	
6	143,2	6,1	5,9	6,0	23,2	25,3	0,41	160,3	7,8	0,416	231,3	0,82	0,95	0,78	0,87	0,87	0,88	0,83	0,85	0,0205	0,02608	
7	145,3	6,2	5,9	6,1	23,5	25,4	0,30	121,5	9,9	0,309	284	0,77	0,93	0,74	0,81	0,83	0,84	0,78	0,81	0,02605	0,04428	
8	146,6	6,2	5,9	6,1	23,9	25,3	0,19	77,97	11,9	0,195	333,9	0,72	0,87	0,69	0,69	0,76	0,78	0,69	0,74	0,03131	0,04534	
9	144,8	6,2	5,9	6,1	23,9	25,3	0,09	39,55	15,8	0,095	431,3	0,63	0,75	0,59	0,49	0,62	0,69	0,54	0,61	0,04157	0,05331	

Tabela C.8: Resultados do ensaio (Fluido = R-1234yf; $T = 25^{\circ}\text{C}$; $G = 280 \text{ kg/s-m}^2$)

Dados medidos										Fração de vazio										Incertezas	
Teste	G[kg/m ² s]	P1[bar]	P2[bar]	P4[bar]	T2[°C]	T3[°C]	x	Pot[W]	mE[g]	x_4	rE[kg/m ³]	αFVE	α0	αH	αZivi	αRouhani	αMartinelli	αBaroczy	αRibatsky	Clássica	MMC
1	274,5	5,4	5,9	5,4	19,0	25,4	0,97	734,9	3,1	0,983	113,9	0,93	1,00	0,93	1,00	1,00	0,99	0,99	0,99	0,00813	0,01271
3	275,4	5,5	5,8	5,5	20,1	25,1	0,75	569,3	4,5	0,753	148,7	0,90	0,99	0,88	0,97	0,96	0,95	0,94	0,94	0,0118	0,01838
4	275,1	5,7	5,9	5,6	21,1	25,4	0,64	482,5	5,2	0,644	1667	0,88	0,98	0,86	0,94	0,94	0,93	0,91	0,92	0,01366	0,01914
5	279,6	5,8	6,0	5,8	21,9	25,7	0,53	404,3	6,2	0,531	191,7	0,85	0,97	0,83	0,91	0,91	0,90	0,87	0,90	0,01632	0,02316
6	271,5	5,8	5,9	5,8	22,4	25,3	0,43	322,4	7,5	0,439	223,9	0,82	0,96	0,81	0,88	0,89	0,88	0,84	0,87	0,01972	0,0296
7	272,5	6,0	5,9	5,9	23,2	25,3	0,30	227,5	9,2	0,309	266,4	0,78	0,93	0,76	0,81	0,84	0,84	0,78	0,82	0,02419	0,03669
8	277,8	6,0	5,9	6,0	23,6	25,3	0,21	163,9	11,6	0,218	326,4	0,73	0,89	0,72	0,72	0,79	0,80	0,71	0,77	0,03051	0,0527
9	279,8	6,1	5,9	6,0	24,0	25,2	0,11	90,79	16	0,118	436,3	0,62	0,79	0,63	0,56	0,69	0,72	0,59	0,68	0,04208	0,06161

Tabela C.9: Resultados do ensaio (Fluido = R-1234yf; $T = 15^{\circ}\text{C}$; $G = 180 \text{ kg/s-m}^2$)

Dados medidos										Fração de vazio										Incertezas	
Teste	G[kg/m ² s]	P1[bar]	P2[bar]	P4 [bar]	T2 [°C]	T3[°C]	x	Pot[W]	mE[g]	x_4	rE[kg/m ³]	αFVE	α0	αH	αZivi	αRouhani	αMartinelli	αBaroczy	αRibatsky	Clássica	MMC
1	179,2	3,9	4,0	3,9	12,0	15,3	0,94	471,7	2,7	0,946	94,69	0,94	1,00	0,93	0,99	0,99	0,98	0,98	0,98	0,006787	0,009807
2	185,3	4,0	4,1	4,0	12,5	15,7	0,72	379,5	3,4	0,733	112,5	0,92	0,99	0,87	0,97	0,96	0,95	0,94	0,94	0,008564	0,01292
3	180,6	4,1	4,1	4,1	13,4	15,7	0,59	302,5	4,6	0,605	142,5	0,89	0,98	0,85	0,95	0,93	0,93	0,91	0,92	0,0116	0,01515
4	174,2	4,1	4,0	4,1	13,4	15,4	0,52	256,8	5,2	0,535	157,2	0,88	0,98	0,83	0,93	0,92	0,91	0,89	0,90	0,0131	0,02043
5	174,1	4,1	4,0	4,1	13,7	15,5	0,52	256,8	5,9	0,537	194,8	0,88	0,97	0,83	0,93	0,92	0,91	0,89	0,90	0,01487	0,02129
6	175,1	4,2	4,1	4,2	14,0	15,8	0,41	203,6	6,7	0,424	195	0,85	0,96	0,81	0,89	0,89	0,89	0,86	0,87		
7	176,2	4,2	4,1	4,2	14,0	15,5	0,32	158,5	8,5	0,33	239,8	0,81	0,95	0,78	0,85	0,86	0,86	0,82	0,84		
8	179,2	4,2	4,0	4,2	14,6	15,4	0,23	115,9	10,2												
17	183,0	4,3	4,1	4,3	14,4	15,3	0,09	51,65	13,8												

Tabela C.10: Resultados do ensaio (Fluido = R-1234yf; $T = 15^{\circ}\text{C}$; $G = 280 \text{ kg/s-m}^2$)

Dados medidos										Fração de vazio										Incertezas	
Teste	G[kg/m ² s]	P1[bar]	P2[bar]	P4 [bar]	T2 [°C]	T3[°C]	x	Pot[W]	mE[g]	x_4	rE[kg/m ³]	αFVE	α0	αH	αZivi	αRouhani	αMartinelli	αBaroczy	αRibatsky	Clássica	MMC
12	258,4	3,6	4,2	3,6	10,7	16,8	1,03	720,1	2,2	0,995	83,43	0,95	1,00	0,96	1,00	1,00	0,99	1,00	1,00		
10	275,4	3,5	4,1	3,6	10,1	15,8	0,73	536,5	3,4	0,682	112,5	0,92	0,99	0,88	0,96	0,95	0,94	0,93	0,94	0,008567	0,01022
1	280,5	3,7	4,1	3,7	9,8	15,7	0,49	417,9	4,4	0,667	137,4	0,90	0,99	0,88	0,96	0,95	0,94	0,93	0,94	0,01109	0,01609
2	286,8	3,8	4,0	3,8	10,2	15,5	0,40	350	6,1	0,42	179,8	0,86	0,97	0,83	0,89	0,90	0,88	0,86	0,88	0,01538	0,02375
3	281,7	3,9	4,1	4,0	11,0	15,6	0,32	276	7,2	0,337	207,4	0,84	0,95	0,80	0,85	0,87	0,86	0,82	0,86	0,01816	0,02947
4	285,8	3,9	4,0	3,9	10,8	15,2	0,32	276	7,6	0,333	217,1	0,83	0,95	0,80	0,85	0,87	0,86	0,82	0,86	0,01914	0,03423
7	288,9	4,0	4,0	4,0	11,7	15,3	0,22	203,4	9,4	0,243	262,2	0,79	0,93	0,76	0,79	0,84	0,82	0,77	0,82	0,02369	0,03423
9	286,5	4,2	4,1	4,2	12,4	15,5	0,13	123,8	13,1	0,147	354,8	0,70	0,87	0,70	0,67	0,77	0,75	0,67	0,75	0,03305	0,04098

Uncertainty Results	Solution
---------------------	----------

Unit Settings: SI C kPa kJ mass deg

(Table 1, Run 8)

Variable±Uncertainty	Partial derivative	% of uncertainty
$x_2 = 0,3282 \pm 0,0266$		
$M_{L2} = 0,008 \pm 0,003824$	$\partial x_2 / \partial M_{L2} = 0$	0,00 %
$P_{21} = 770 \pm 539$	$\partial x_2 / \partial P_{21} = 4,792E-20$	0,00 %
$P_{eb} = 680 \pm 476$	$\partial x_2 / \partial P_{eb} = 2,826E-18$	0,00 %
$\dot{Q} = 297,3 \pm 0$	$\partial x_2 / \partial \dot{Q} = 0$	0,00 %
$T_{31} = 27,9 \pm 6,975$	$\partial x_2 / \partial T_{31} = 0,003814$	100,00 %
$V_{cg} = 0,000132 \pm 3,960E-11$	$\partial x_2 / \partial V_{cg} = 3,190E-07$	0,00 %
$V_{st} = 0,000022 \pm 6,600E-12$	$\partial x_2 / \partial V_{st} = 0$	0,00 %
$V_T = 0,00003 \pm 9,000E-12$	$\partial x_2 / \partial V_T = 0$	0,00 %
$V_v = 0,000002 \pm 6,000E-13$	$\partial x_2 / \partial V_v = 0$	0,00 %

(Table 1, Run 8)

Variable±Uncertainty	Partial derivative	% of uncertainty
$FVE_2 = 0,6866 \pm 0,1501$		
$M_{L2} = 0,008 \pm 0,003824$	$\partial FVE_2 / \partial M_{L2} = -39,17$	99,62 %
$P_{21} = 770 \pm 539$	$\partial FVE_2 / \partial P_{21} = 0$	0,00 %
$P_{eb} = 680 \pm 476$	$\partial FVE_2 / \partial P_{eb} = 0$	0,00 %
$\dot{Q} = 297,3 \pm 0$	$\partial FVE_2 / \partial \dot{Q} = 0$	0,00 %
$T_{31} = 27,9 \pm 6,975$	$\partial FVE_2 / \partial T_{31} = -0,001327$	0,38 %
$V_{cg} = 0,000132 \pm 3,960E-11$	$\partial FVE_2 / \partial V_{cg} = 0$	0,00 %
$V_{st} = 0,000022 \pm 6,600E-12$	$\partial FVE_2 / \partial V_{st} = 14245$	0,00 %
$V_T = 0,00003 \pm 9,000E-12$	$\partial FVE_2 / \partial V_T = 0$	0,00 %
$V_v = 0,000002 \pm 6,000E-13$	$\partial FVE_2 / \partial V_v = 0$	0,00 %

Figura E.1: Resultado do cálculo de Incertezas via EES.

Leandro Cristino Oliveira Pereira

e-mail: leandrocristino@cefetmg.br

1995: Mecânico de manutenção de máquinas operatrizes – SENAI-MG

2001: Técnico Mecânico – CEFET-MG

2008: Engenharia Mecânica – PUC-MG

2012: Mestre em Engenharia de Energia – Sistemas térmicos – CEFET-MG

2019: Doutor em Engenharia Mecânica – Energia e Sustentabilidade – UFMG