

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
MECÂNICA**

Daniel Garcia Schlickmann

**APRIMORAMENTO E CARACTERIZAÇÃO DO
COMPORTAMENTO METROLÓGICO DE UMA BANCADA DE
ENSAIOS DE PARTIDA E DE TOMBAMENTO DE
COMPRESSORES DE REFRIGERAÇÃO**

Florianópolis

2012

Daniel Garcia Schlickmann

**APRIMORAMENTO E CARACTERIZAÇÃO DO
COMPORTAMENTO METROLÓGICO DE UMA BANCADA DE
ENSAIOS DE PARTIDA E DE TOMBAMENTO DE
COMPRESSORES DE REFRIGERAÇÃO**

Dissertação submetida ao
Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica da
Universidade Federal de Santa
Catarina para a obtenção do Grau
de Mestre em Engenharia
Mecânica
Orientador: Prof. Carlos Alberto
Flesch, Dr. Eng.

Florianópolis

2012

Catálogo na fonte pela Biblioteca Universitária
da
Universidade Federal de Santa Catarina

S344a Schlickmann, Daniel Garcia

Aprimoramento e caracterização do comportamento metrológico de uma bancada de ensaios de partida e de tombamento de compressores de refrigeração [dissertação] / Daniel Garcia Schlickmann ; orientador, Carlos Alberto Flesch. - Florianópolis, SC, 2012.

135 p.: il., grafs., tabs.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Inclui referências

1. Engenharia mecânica. 2. Compressores. 3. Monte Carlo, Método de. I. Flesch, Carlos Alberto. II. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU 621

Daniel Garcia Schlickmann

**APRIMORAMENTO E CARACTERIZAÇÃO DO
COMPORTAMENTO METROLÓGICO DE UMA BANCADA DE
ENSAIOS DE PARTIDA E DE TOMBAMENTO DE
COMPRESSORES DE REFRIGERAÇÃO**

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de “Mestre em Engenharia Mecânica”, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica.

Florianópolis, 02 de março de 2012.

Prof. Júlio César Passos, Dr.
Coordenador do Curso

Banca Examinadora:

Prof. Carlos Alberto Flesch, Dr. Eng. (Presidente)
Orientador

Prof. Hari Bruno Mohr, Dr. Eng. (PGEEL-UFSC)

Prof. César José Deschamps, Ph.D.

Prof. Marco Antônio Martins Cavavo, Ph.D.

Dedico este trabalho a todos
aqueles que contribuíram de alguma
forma para sua realização.

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais Adir e Fredemar pela educação, amor, cuidado e apoio que sempre me proporcionaram.

Aos meus tios Aidê e Roberto Ferreira por apoiarem meus estudos e por sua imensa vontade de ajudar.

Ao Arantes Scarpari pelos últimos dez anos de convivência, apoio e superação.

À Iara Pereira, por ter me incentivado a encarar novos desafios e buscar novos conhecimentos. Este trabalho só foi possível graças ao seu apoio.

Ao Prof. Flesch, que me conduziu sabiamente rumo à finalização do trabalho; é impossível expressar todo meu respeito e admiração em poucas linhas. Meus sinceros agradecimentos.

Ao Cesar Penz pelo comprometimento que possui com o laboratório e com os projetos e por todo apoio que me proporcionou durante a realização do trabalho. Sua presença foi fundamental.

Ao Rodolfo Flesch pela presença e boa vontade em ajudar; suas ideias brilhantes fizeram a diferença neste trabalho, que só foi possível graças ao seu auxílio.

Aos professores do IFSC André Sousa e Nelso Bonacorso pelo apoio no processo seletivo do mestrado.

Ao João Gabriel por ter repassado a mim toda sua experiência e conhecimento acerca da bancada.

Ao Júlio Scussel por contribuir no desenvolvimento do projeto com seu conhecimento e extremo talento.

Ao Filipe Schmitz por sua grande contribuição, força de vontade e disposição em auxiliar nos assuntos da bancada.

Ao Carlos da Luz por ter auxiliado nas questões técnicas da bancada.

Ao André Rosa e Maikon Ronsani da Embraco, pela parceria com o Labmetro e pela condução do projeto.

À Kamila Lins pelos momentos de descontração e pelo auxílio na documentação do trabalho

Ao Júlio Thomazini pela parceria no desenvolvimento das atividades do projeto e pelos momentos de descontração.

Por fim, a todos os colegas de turma, colegas do laboratório, funcionários do Labmetro e do POSMEC por sua contribuição.

“O impossível, em geral, é o que não se tentou.”

Jim Goodwin

RESUMO

Ensaio de partida e de tombamento de compressores de refrigeração têm como objetivo estabelecer os limites nos quais ele pode operar, determinando a adequação ou não a certa aplicação. Tais ensaios são realizados atualmente em bancadas manuais, não tendo sido encontrado na literatura nenhum relato de bancada automatizada. Trabalho de mestrado que antecedeu este desenvolveu uma bancada protótipo automatizada que, embora tenha permitido grande avanço à forma como os ensaios são realizados atualmente, ainda necessitava de aprimoramentos no método de medição de temperatura do enrolamento do compressor e da caracterização metrológica dos resultados. O sistema existente de medição de temperatura possui incerteza de ± 10 °C, enquanto a tolerância dos ensaios é de ± 4 °C. As melhorias propostas nesta dissertação permitiram a redução da incerteza para menos de ± 2 °C, adequando o equipamento existente à tolerância exigida pelos ensaios. O resultado dos ensaios de tombamento é uma curva que relaciona a pressão de sucção e a pressão de descarga do compressor que está sendo testado, não sendo caso típico da aplicação direta do ISO GUM para avaliação de sua incerteza. Neste trabalho foi proposto um método alternativo que utiliza os princípios da Simulação de Monte Carlo para análise de incertezas. Tal método permitiu determinar a incerteza da curva de tombamento com nível de confiança de 95%, permitindo uma análise mais segura da adequação de determinado compressor a uma dada aplicação.

Palavras-chave: ensaios de compressores, medição de temperatura de enrolamentos energizados, avaliação de incertezas, método de Monte Carlo.

ABSTRACT

Start and stalling tests of refrigeration compressors aims to establish the limits under which they can operate, determining if a certain compressor is suitable or not to a certain application. Actually, these tests are performed using manual panels and reports of automated panels have not been found in the literature. A previous work has developed a prototype of an automated test panel. Though this panel has brought great progress in the way the tests are performed nowadays, it still needed improvements in the method for measuring the winding temperature of the compressor under test and the metrological characterization of the results. The existing system has temperature measurement uncertainty of ± 10 °C, while the tolerance admitted by the test is ± 4 °C. The improvements proposed in this dissertation allowed the reduction of uncertainty to less than ± 2 °C, adapting the existing equipment to the tolerance required for the tests. The result of the stalling test is a plot that relates the suction and discharge pressures of the compressor, thus this is not a typical case of direct application of the ISO GUM for evaluation of measurement uncertainty. This work has proposed an alternative method that uses the principles of Monte Carlo simulation for uncertainty analysis. This method has allowed the determination of the uncertainty of the stalling curve with a confidence level of 95%, what provides a more secure analysis of the suitability of a compressor to an application.

Keywords: compressors tests, energized winding temperature measurement, uncertainty evaluation, Monte Carlo method.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Elementos básicos dos sistemas de refrigeração [10]	30
Figura 2: Ciclo de refrigeração por compressão de vapor [7]	31
Figura 3: Curva característica do conjugado (torque) versus frequência rotacional síncrona de um motor de indução [15].	33
Figura 4: Regiões de operação do motor de indução [16].	33
Figura 5: Curva de tombamento e curva característica de um sistema de refrigeração com utilização dos fluidos refrigerantes R-12 e R-134a. Adaptado de [21].	38
Figura 6: Painel frontal de duas bancadas geminadas para ensaios de partida e de tombamento [5].	40
Figura 7: Interior da bancada de ensaios de partida e de tombamento [5]	41
Figura 8: Diagrama do circuito de refrigeração da bancada de ensaios de partida e de tombamento [5].	43
Figura 9: Transmissores de pressão utilizados na bancada protótipo [5]	45
Figura 10: Sinal de pressão de descarga. (a) Sinal não filtrado. (b) Sinal filtrado e amplificado. (c) Espectro de frequências do sinal tratado [5]	48
Figura 11: Circuito da bancada protótipo automatizada [5]	52
Figura 12: Painel frontal da bancada protótipo automatizada sem válvulas manuais [5].	53
Figura 13: Válvulas e acionamentos instalados na bancada protótipo [5]	53
Figura 14: Curva da resistividade do cobre em função da temperatura [17].	55

Figura 15: Circuito de medição de tensão [22]	61
Figura 16: Circuito de medição de corrente [22]	62
Figura 17: Incerteza na medição de temperatura em relação à resistência do enrolamento do compressor (adaptado de [22]).....	64
Figura 18: Contribuição das fontes de incerteza na medição de resistência do sistema existente.....	69
Figura 19: Contribuição das fontes de incerteza na medição de resistência do sistema existente.....	70
Figura 20: Erro de linearidade \pm repetitividade do circuito de medição de tensão	77
Figura 21: Erro de linearidade \pm repetitividade do circuito de medição de corrente de 0 a 1 A	81
Figura 22: Erro de linearidade \pm repetitividade do circuito de medição de corrente faixa de (1 a 18) A	85
Figura 23: Incerteza na medição de temperatura para resistências de bobina de (1 a 4) Ω	90
Figura 24: Incerteza na medição de temperatura para resistências de bobina de (5 a 60) Ω	91
Figura 25: Comparação da incerteza de medição de temperatura entre os sistemas	96
Figura 26: Comparação da incerteza de medição de temperatura entre os sistemas	97
Figura 27: Propagação de distribuições do método de Monte Carlo (adaptado de [64]).....	103
Figura 28: Curva de tombamento de um compressor	105
Figura 29: Módulos do sistema de medição da pressão de sucção	106
Figura 30: Módulos do sistema de medição da pressão de descarga ..	107

Figura 31: Painel frontal do programa desenvolvido em <i>Labview</i>	113
Figura 32: Código do programa desenvolvido em <i>Labview</i>	114
Figura 33: Curva de tombamento do compressor 1.....	117
Figura 34: Histograma compressor 1 - Sucção 5,63 bar	118
Figura 35: Histograma compressor 1 - Sucção 6,71bar	119
Figura 36: Histograma compressor 1 - Sucção 7,91 bar	120
Figura 37: Curva de tombamento do compressor 2.....	122
Figura 38: Histograma compressor 2 - Sucção 5,63 bar	123
Figura 39: Histograma compressor 2 - Sucção 6,73 bar	124
Figura 40: Histograma compressor 2 - Sucção 7,91 bar	125
Figura 41: Histograma compressor 2 - Sucção 9,24 bar	126

LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Dados dos transmissores de pressão WIKA instalados na bancada (adaptado de [5])	46
Tabela 2: Características das válvulas selecionadas [27]	48
Tabela 3: Placas de aquisição utilizadas [5]	50
Tabela 4: Ensaio realizado com um condutor de cobre.....	59
Tabela 5: Diferença de temperatura entre os dados experimentais e comportamento linear.....	60
Tabela 6: Incertezas dos circuitos de medição de tensão e corrente desenvolvidos por [22].....	64
Tabela 7: Contribuição da incerteza da tensão e corrente na incerteza da temperatura.....	67
Tabela 8: Calibração do circuito de medição de tensão	75
Tabela 9: Análise do erro máximo na medição de tensão	78
Tabela 10: Calibração do circuito de medição de corrente de 0 a 1 A ..	79
Tabela 11: Análise do erro máximo do circuito de medição de corrente de 0 a 1 A	82
Tabela 12: Calibração do circuito de medição de corrente de (1 a 18) A	83
Tabela 13: Análise do erro máximo do circuito de medição de corrente de (1 a 18) A.....	86
Tabela 14: Incerteza na medição de tensão e corrente	87
Tabela 15: Incerteza na medição de resistência	88
Tabela 16: Incerteza na medição de temperatura	89
Tabela 17: Comparação das incertezas entre os sistemas.....	93

Tabela 18: Comparação entre as incertezas na medição de temperatura	94
Tabela 19: Dados dos compressores utilizados.....	110
Tabela 20: Resultado do ensaio de tombamento para do compressor 1	111
Tabela 21: Resultado do ensaio de tombamento para do compressor 2	112
Tabela 22: Dados para simulação dos resultados do compressor 1	115
Tabela 23: Resultado da análise para o compressor 1	116
Tabela 24: Dados para simulação dos resultados do compressor 2	121
Tabela 25: Resultado da análise para o compressor 2.....	121

LISTA DE ABREVIATURAS

BIMP	<i>Bureau Internacional des Poids et Mesures</i>
CA	Compressor auxiliar
CAN	<i>Controller Area Network</i>
CT	Compressor em teste
DAQ	<i>Data Acquisition</i>
GPIB	<i>General Purpose Interface Bus</i>
IFSC	Instituto Federal de Santa Catarina
JCGM	<i>Joint Committee for Guides in Metrology</i>
LABMETRO	Laboratório de Metrologia e Automação
LIAE	Laboratório de Instrumentação e Automação de Ensaio Aplicados à Refrigeração
MRO	Medidor de resistência ôhmica
PCI	<i>Peripheral Component Interconnect</i>
POSMEC	Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica
RS232	<i>Recommended Standard 232</i>
USB	<i>Universal Serial Bus</i>
VCC	<i>Variable Capacity Compressor</i>
VIM	Vocabulário Internacional de Termos Fundamentais e Gerais em Metrologia

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	25
1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO.....	25
1.2 OBJETIVOS DO TRABALHO	26
1.3 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO.....	26
2. ENSAIOS DE PARTIDA E DE TOMBAMENTO DE COMPRESSORES DE REFRIGERAÇÃO.....	29
2.1 FUNÇÃO DO COMPRESSOR NUM SISTEMA DE REFRIGERAÇÃO... 29	
2.2 ENSAIO DE PARTIDA.....	35
2.3 ENSAIO DE TOMBAMENTO.....	36
2.4 BANCADA DE ENSAIOS	38
2.4.1 Bancada manual	38
2.4.2 Bancada automatizada	44
3. AVALIAÇÃO E APRIMORAMENTO DO SISTEMA DE MEDICÃO DE TEMPERATURA	54
3.1 SISTEMAS EXISTENTES	54
3.2 APRIMORAMENTOS REALIZADOS NO ÂMBITO DESTA DISSERTAÇÃO	66
4. AVALIAÇÃO METROLÓGICA DA BANCADA PROTÓTIPO.....	99
4.1 MÉTODOS DE AVALIAÇÃO DE INCERTEZAS	99
4.2 INCERTEZA DE MEDIÇÃO DAS PRESSÕES DE SUCCÃO E DESCARGA	106
4.2.1 Incerteza da pressão de sucção	106
4.2.2 Incerteza da pressão de descarga.....	107
4.3 MÉTODO PROPOSTO PARA DETERMINAR INCERTEZA DA CURVA DE TOMBAMENTO	109
5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	129

5.1	CONCLUSÕES	129
5.1.1	<i>Quanto à medição de temperatura</i>	<i>129</i>
5.1.2	<i>Quanto à avaliação da incerteza de medição.....</i>	<i>130</i>
5.1.3	<i>Quanto ao alcance dos objetivos e ganhos adicionais..</i>	<i>131</i>
5.2	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	131
ANEXO A – COEFICIENTES DE TEMPERATURA DO		
COBRE		141

1. INTRODUÇÃO

1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO

Sistemas de refrigeração são utilizados largamente em todo o mundo [1]. Dentre as diversas aplicações desses equipamentos, podem-se citar conservação de alimentos, climatização de ambientes, estocagem de medicamentos e, mais recentemente, resfriamento de dispositivos eletrônicos que dissipam muita potência [2] [3].

Pode-se estimar o tamanho do mercado observando que praticamente todas as residências e estabelecimentos comerciais estão equipados com ao menos um equipamento destinado à produção de frio, tais como refrigeradores, freezers e condicionadores de ar. Todos esses equipamentos possuem pelo menos um compressor de refrigeração [2]. Afirma-se ainda que não haja atividade industrial, comercial, agrícola, de produção ou manufatura, de serviço ou utilidade, que não dependa, direta ou indiretamente, do uso da refrigeração [4].

A crescente demanda por produtos cada vez mais eficientes faz com que as empresas invistam quantias significativas nos testes de seus produtos. Fatores como adequação do produto a determinada aplicação, eficiência e baixo custo de produção são determinantes para o sucesso de um produto em um determinado segmento do mercado.

O LIAE¹ é um laboratório que tem como parceiro o maior fabricante mundial de compressores herméticos de refrigeração, sendo que diversos projetos têm sido desenvolvidos nos últimos anos na área de metrologia aplicada a sistemas de refrigeração. Um dos projetos que está em andamento – e ao qual esta dissertação está integrada – trata de ensaios de compressores operando em condições extremas. O conhecimento de tais condições, que determinam os limites de operação do compressor, é de grande importância tanto em seu desenvolvimento quanto para a adequação desse compressor a um dado produto.

Costa [5] realizou um trabalho sobre a automatização de ensaios de compressores herméticos de refrigeração operando em condições extremas. Uma bancada protótipo para ensaios de partida e de

¹ O LIAE – Laboratório de Instrumentação e Automação de Ensaios Aplicados à Refrigeração – é setor do Laboratório de Metrologia e Automação do Departamento de Engenharia Mecânica da UFSC.

tombamento de compressores foi implementada parcialmente. Duas questões importantes ficaram em aberto: a forma de medição da temperatura do enrolamento do motor do compressor e a análise de incerteza de medição da curva de tombamento.

Atualmente há duas formas de se medir a temperatura do enrolamento: utilizando um ohmímetro, através do qual se mede a temperatura do enrolamento indiretamente através de sua resistência elétrica e que exige a medição com o compressor desligado; através de termopares, o que exige que o compressor seja instrumentado. Equipamentos foram desenvolvidos para medição de temperatura – com o compressor energizado ou não – sem necessitar instrumentá-lo, no entanto tais equipamentos não atendem aos requisitos da aplicação no que diz respeito a robustez, tempo de resposta e incerteza de medição.

O resultado dos ensaios de tombamento é uma curva que relaciona a pressão de sucção e a pressão de descarga do compressor que está sendo testado. Como as pressões são obtidas por sistemas de medição distintos e não é possível determinar uma função de medição que as relacione, a análise da incerteza da curva de tombamento não é caso de aplicação direta do método de avaliação de incertezas do ISO GUM [6].

1.2 OBJETIVOS DO TRABALHO

Os objetivos deste trabalho de dissertação são descritos conforme segue:

- a) Avaliar e aprimorar o sistema de medição de temperatura do enrolamento do motor do compressor de forma a adequá-lo aos requisitos dos ensaios de partida e de tombamento;
- b) Realizar a análise metrológica da curva de tombamento de compressores de refrigeração.

1.3 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

Esta dissertação foi estruturada em cinco capítulos.

O capítulo 2 apresenta a função do compressor em um sistema de refrigeração à compressão de vapor, caracteriza os ensaios de partida e

de tombamento de compressores de refrigeração e apresenta a bancada de ensaios protótipo que serviu como ponto de partida deste trabalho.

O capítulo 3 apresenta a avaliação e o aprimoramento do sistema de medição de temperatura do enrolamento do compressor.

O capítulo 4 apresenta a avaliação metrológica da curva de tombamento de compressores de refrigeração utilizando o método de Monte Carlo.

O capítulo 5 apresenta as conclusões da dissertação tendo em vista os objetivos previamente definidos e os resultados alcançados, assim como sugestões para uma futura continuação do presente trabalho.

2. ENSAIOS DE PARTIDA E DE TOMBAMENTO DE COMPRESSORES DE REFRIGERAÇÃO

2.1 FUNÇÃO DO COMPRESSOR NUM SISTEMA DE REFRIGERAÇÃO

Os sistemas de refrigeração têm se mostrado, ao longo do tempo, imprescindíveis em diversas atividades humanas [4]. O campo de aplicação dos sistemas de refrigeração é vasto. São usados no condicionamento de ar (visando conforto), no armazenamento de alimentos (congelados ou não), no processamento de alimentos, na indústria química, na construção civil, no controle de processos, entre outros. Devido a essa diversidade de aplicações para os sistemas de refrigeração, diversas são suas configurações, cada qual apresentando características capazes de suprir os requisitos dos fins a que se destinam [7].

A refrigeração industrial tornou-se comercialmente importante durante o século XVIII. Antes disso, durante muito tempo, a necessidade de refrigeração era suprida com a utilização de gelo produzido pela natureza [8]. Blocos de gelo eram colocados na parte superior de uma caixa dotada de isolamento térmico, na qual era possível armazenar e manter alimentos resfriados em sua parte inferior. Dessa forma o calor era transferido dos alimentos para o gelo e o efeito de abaixamento de temperatura era obtido no interior da caixa enquanto o gelo durasse [5]. Contudo para manter o efeito de resfriamento era necessário repor gelo continuamente [9].

Atualmente a maior parte dos sistemas de refrigeração tem como princípio básico a compressão mecânica de vapor. Os elementos básicos de um sistema de refrigeração por compressão de vapor são: compressor, condensador, dispositivo de expansão, evaporador e dutos (Figura 1) [2].

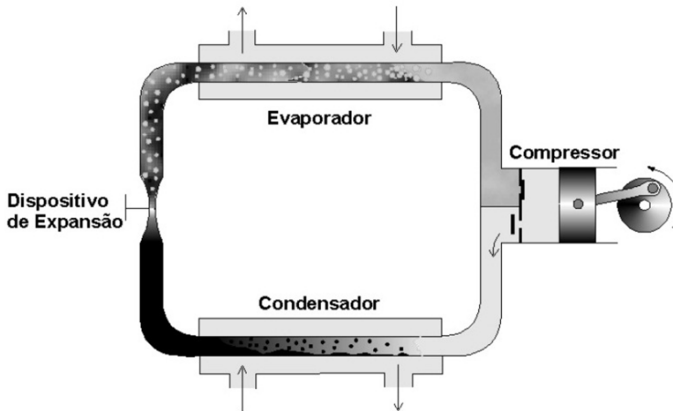


Figura 1: Elementos básicos dos sistemas de refrigeração [10]

Em síntese o ciclo de refrigeração por compressão de vapor compreende a passagem de um fluido – denominado fluido refrigerante – por uma série de componentes a fim de alterar as suas propriedades termodinâmicas ao longo desse ciclo. Dessa forma cria-se uma diferença de temperatura entre o evaporador e a substância – ou meio – propiciando transferência de calor e conseqüente refrigeração [11].

O princípio de funcionamento dos sistemas de refrigeração por compressão de vapor é praticamente o mesmo desde o desenvolvimento dos compressores, entre os anos de 1860 e 1875. Podem-se destacar aprimoramentos significativos entre as décadas de 1940 e 1960, quando os compressores passaram a trabalhar com rotações mais elevadas e tiveram melhorias no projeto das válvulas e na década de 1980, quando os clorofluorcarbonetos – fluidos refrigerantes altamente agressores da camada de ozônio – foram substituídos pelos hidrofluorcarbonetos e refrigerantes naturais [12].

Um sistema de refrigeração deve ser entendido então como um conjunto de equipamentos operando de forma integrada, objetivando transferir calor de um ambiente a uma baixa temperatura para um ambiente submetido a uma temperatura maior. Como opera de maneira contrária ao comportamento natural da transferência de calor, necessita para isso uma fonte externa de energia para realizar a troca de calor [7].

O ciclo de refrigeração (Figura 2) ocorre com a compressão do vapor pelo compressor; liquefação após compressão, pela remoção de

calor no condensador; expansão (diminuição de pressão) e evaporação com a cessão de calor pelo ambiente externo ao fluido que circula no interior do evaporador [13].

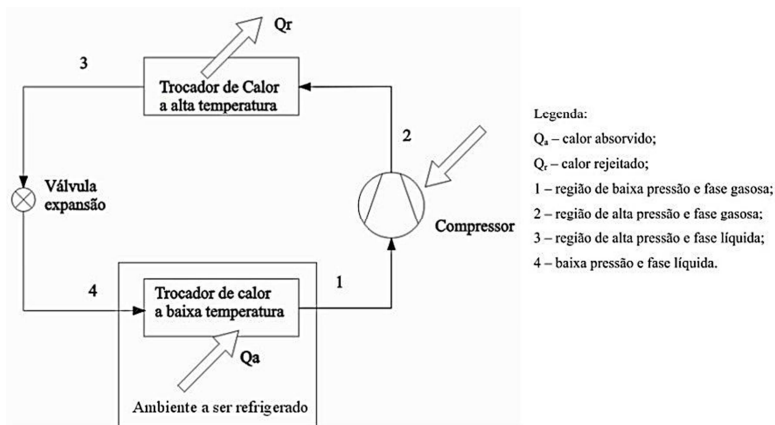


Figura 2: Ciclo de refrigeração por compressão de vapor [7]

O principal componente dos sistemas de refrigeração é o compressor. É o dispositivo responsável pelo aporte de energia necessária para que o fluido refrigerante circule no circuito de refrigeração e realize as trocas de calor. Ele o faz comprimindo o fluido refrigerante, levando-o de um estado de baixa para alta pressão (realiza trabalho sobre o fluido) sendo essa diferença de pressão a responsável pelo deslocamento do fluido na tubulação. Na refrigeração são utilizados vários tipos de compressores, sendo a principal divisão a classificação entre alternativos (de pistões) e rotativos (parafuso, de palhetas e centrífugos) [7]. Os compressores alternativos aparecem em concepções distintas, dentre elas os tipos aberto, semi-hermético e selado – ou hermético – são os mais comuns. No compressor aberto o eixo de acionamento passa através da carcaça e é acionado por um motor externo. Os compressores herméticos e semi-herméticos possuem, na mesma carcaça, o compressor e o motor de acionamento deixando que o refrigerante entre em contato com o enrolamento do motor, o resfriando. A diferença entre os dois consiste em que o semi-hermético permite a remoção do cabeçote, tornando acessíveis as válvulas e os pistões [7].

Os compressores de refrigeração que operam apoiados no princípio de movimento alternativo de pistões são dotados de um motor elétrico² que move o conjunto mecânico biela-manivela a fim de efetuar a compressão do fluido refrigerante, enquanto válvulas na sucção e descarga garantem o sentido correto do fluxo do fluido [14]. Nos compressores alternativos são comumente empregados motores de indução do tipo gaiola de esquilo, nos quais os enrolamentos do estator são excitados por corrente alternada que, por seu turno, induzem corrente no rotor. Nesse tipo de motor, os enrolamentos são na verdade barras sólidas de alumínio, fundidas nas ranhuras do rotor e curto-circuitadas por anéis de alumínio em cada uma de suas extremidades. Esse tipo de construção de rotor resulta em motores relativamente baratos e altamente confiáveis, fatores que contribuem para sua ampla aplicabilidade. O rotor de um motor de indução não gira em sincronismo com o campo elétrico do estator. Há o que se define como “escorregamento” do rotor em relação a esse campo, dando origem às correntes induzidas no rotor e, portanto, ao conjugado ou torque [15]. O escorregamento é proporcional ao torque de carga, ou seja, quanto maior o torque de carga maior será a diferença entre o campo girante e a frequência rotacional do rotor.

A Figura 3 mostra que o maior torque produzido por um motor de indução é obtido quando a frequência rotacional do rotor é aproximadamente 80% da frequência rotacional síncrona. Abaixo dessa frequência, o torque cai consideravelmente.

² Existem atualmente compressores que utilizam um motor linear para realizar o movimento do pistão. No entanto tal tipo de compressor não está no escopo deste trabalho, sendo que foram abordados apenas os compressores com mecanismo biela-manivela.

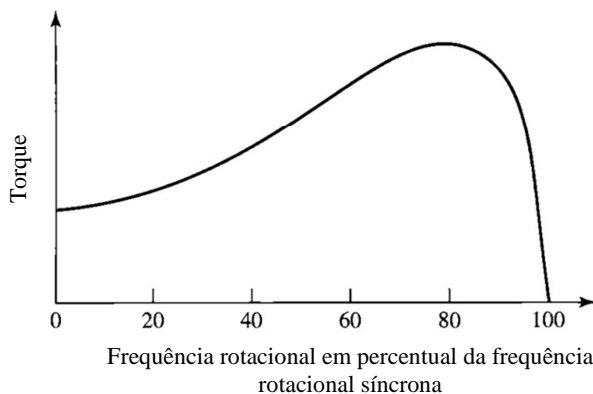
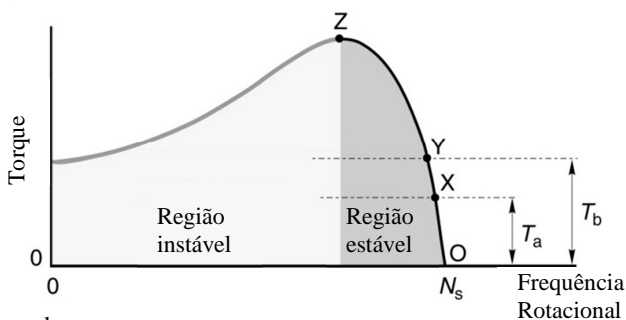


Figura 3: Curva característica do conjugado (torque) versus frequência rotacional síncrona de um motor de indução [15].

Por causa da variação de torque gerada pelo escorregamento, pode-se caracterizar nos motores de indução uma região de operação estável mostrada na Figura 4.



Legenda:

- N_s frequência do campo girante
- O ponto de operação sem torque de carga
- X ponto de operação para torque de carga T_a
- Y ponto de operação para torque de carga T_b
- Z ponto de operação no qual o torque máximo do motor é atingido

Figura 4: Regiões de operação do motor de indução [16].

Analisando o gráfico da Figura 4 pode-se determinar a operação estável do motor quando está no ponto X. Uma vez que o torque de carga aumente de T_a para T_b , o motor terá uma desaceleração fazendo com que seu torque aumente de X para Y. Considerando que o torque de carga continue crescendo, atinge-se o ponto Z, em que se obtém o maior torque desenvolvido pelo motor. Esse ponto de operação caracteriza-se pela sobrecarga do motor e conseqüente superaquecimento. Caso o torque de carga continue aumentando, a frequência rotacional diminui e a diferença entre o torque de carga e o do motor passa a ser cada vez maior. Chegará um ponto em que a frequência rotacional decrescerá rapidamente até se tornar nula, quando é caracterizado o tombamento do motor [16].

Em um sistema de refrigeração comercial o circuito é projetado de forma que as pressões de sucção e descarga do compressor estejam dentro de limites que garantam a operação contínua do sistema; no entanto, alguns fatores podem influenciar o nível dessas pressões. Pode-se alcançar um ponto crítico em que o torque do motor seja insuficiente para continuar movimentando o fluido refrigerante dentro do circuito.

Considere-se um refrigerador residencial operando em regime permanente quando ele é então desligado devido ao corte no fornecimento de energia elétrica. Essa é uma situação em que as pressões de sucção e descarga irão se equalizar em um valor relativamente alto. As pressões tendem a baixar gradativamente conforme o resfriamento do fluido até que a temperatura ambiente seja atingida. Caso o fornecimento de energia seja restabelecido nesse intervalo de tempo, o compressor será religado em uma condição de pressões equalizadas e elevadas, com alto torque de carga de partida [5].

Caso o corte no fornecimento de energia elétrica seja momentâneo, o compressor tende a religar em condições próximas àquela que estava anteriormente quando o sistema estava em regime. Haverá então um diferencial de pressão entre a sucção e descarga do compressor, condição em que este deverá ser capaz de partir [5]. Este diferencial de pressão – assim como pressões equalizadas e elevadas – causa um aumento no torque de carga no motor do compressor. Na condição não equalizada, com pressão de descarga elevada, pode-se ter como resultado a não partida do motor.

No item 2.2 é apresentado o ensaio de partida e no item 2.3 o ensaio de tombamento. Tais ensaios têm como objetivo caracterizar a capacidade dos compressores de operarem nas condições adversas apresentadas anteriormente.

2.2 ENSAIO DE PARTIDA

O objetivo do ensaio de partida é determinar a mínima tensão de alimentação necessária para que o compressor seja capaz de partir sob condições de carga elevada. Como visto no item anterior, o nível das pressões de sucção e descarga do compressor podem causar um aumento no torque de carga do motor, fazendo com que ele tenha que partir em uma condição não ideal (de carga elevada). As condições de carga elevada são caracterizadas por pressões equalizadas e elevadas e quando há um grande diferencial de pressão entre a sucção e a descarga do compressor.

No ensaio de partida, a temperatura do enrolamento do motor do compressor é controlada e monitorada. Essas medidas devem-se basicamente a dois fatores:

- a) proteção dos enrolamentos, evitando que a temperatura exceda certos limites [17] e danifique a máquina;
- b) adequação da temperatura do enrolamento aos padrões dos ensaios – (105 ± 4) °C [18] – a fim de que o ensaio possa ser repetitivo. A resistência ôhmica do enrolamento é função de sua temperatura, assim como a corrente que percorre os enrolamentos é função da sua resistência; logo o torque produzido pelo motor é afetado pela temperatura do enrolamento.

O ensaio de partida³ é realizado conforme as seguintes etapas [18]:

- a) primeiramente efetua-se o aquecimento do enrolamento do motor do compressor em (105 ± 4) °C;
- b) ajustam-se as pressões de sucção e descarga do compressor a ser testado;
- c) alimenta-se o compressor com energia elétrica e monitora-se a rotação do motor. Caso o motor do compressor tenha partido, diminui-se a tensão de alimentação e faz-se uma nova tentativa de partida. Do contrário, aumenta-se a tensão de alimentação e da mesma forma faz-se uma nova tentativa de partida. Para

³ Uma vez que não há normas para os ensaios de partida e de tombamento de compressores de refrigeração, os procedimentos de ensaio apresentados neste trabalho são os realizados na empresa parceira do projeto.

compressores com tensão de alimentação nominal de 110 V varia-se 1 V a cada tentativa de partida. Para compressores com alimentação de 220 V varia-se 2 V;

- d) define-se como mínima tensão de partida aquela em que o motor do compressor parte três vezes consecutivas, sendo incapaz de partir em um nível de tensão imediatamente inferior.

2.3 ENSAIO DE TOMBAMENTO

O ensaio de tombamento tem como objetivo determinar a máxima pressão de descarga na qual um compressor é capaz de se manter operando, dada certa pressão de sucção constante durante o ensaio. Nesta condição define-se que o compressor “tomba” [5].

Considere um refrigerador residencial operando em regime permanente com seu interior vazio. Ao inserirmos uma grande quantidade de massa quente, elevando sobremaneira a carga de refrigeração, a temperatura do evaporador irá aumentar causando aumento na pressão de sucção do compressor. Este aumento de pressão causará um incremento no torque de carga do motor, fazendo com que o escorregamento aumente, podendo tombar o compressor caso não tenha sido corretamente dimensionado para o refrigerador em questão [19]. Também é comum embutir refrigeradores em móveis planejados por questões estéticas. Porém essa prática dificulta a dissipação de calor no condensador por deixá-lo em um espaço confinado e praticamente sem ventilação. Sem a troca de calor adequada, a tendência é que a temperatura do condensador aumente, causando o aumento da pressão de descarga do compressor. Consequentemente tem-se um aumento no torque de carga do motor do compressor. Como no caso anterior, se houver um mau dimensionamento do compressor, há novamente o risco que ele tombe durante o funcionamento do refrigerador devido a essa condição adversa de trabalho [5]. E por fim, a situação é mais crítica quando as duas condições – carga de refrigeração elevada e dificuldade de dissipação de calor no condensador – se combinam.

No ensaio de tombamento a pressão de sucção do compressor é mantida constante, enquanto a pressão de descarga aumenta indefinidamente. O aumento da pressão de descarga faz com que o trabalho de compressão também aumente até o momento no qual o torque de carga – torque resistente – se torna maior que o torque máximo desenvolvido pelo motor, quando então o compressor tomba

[5]. Quanto maior a pressão de sucção mantida no ensaio, maior a vazão e, conseqüentemente, maior o trabalho de compressão. Assim, menor é a pressão de descarga necessária para que o torque máximo do motor seja atingido. A frequência rotacional do motor do compressor é monitorada durante o ensaio para detectar o instante de tombamento. Define-se que o compressor tombou quando sua frequência rotacional é igual ou inferior a 80% da frequência rotacional nominal [5].

A temperatura do enrolamento do motor do compressor é mantida em (80 ± 4) °C durante os ensaios de tombamento, conforme procedimento operacional da empresa parceira do projeto [20]. Assim como no ensaio de partida o objetivo é minimizar variações no torque desenvolvido pelo motor por conta da variação de temperatura do enrolamento.

O ensaio de tombamento é realizado para várias pressões de sucção com objetivo de traçar uma curva de tombamento com os pares de pressão de sucção / pressão de descarga nos quais o compressor tomba. A curva obtida nos ensaios é então comparada com curvas de aplicação, que são curvas características do sistema de refrigeração traçadas através dos pares de pressões que caracterizam o sistema no qual o compressor será utilizado (Figura 5). Para que o compressor seja corretamente dimensionado ao sistema de refrigeração em questão, a curva de tombamento não pode cruzar a curva de aplicação, devendo ficar sempre acima dela [5].

Não raro, as curvas apresentadas na Figura 5 são traçadas em função das temperaturas do fluido na sucção e descarga do compressor. Para os técnicos de refrigeração é mais natural tratar o sistema em função das temperaturas do que dos valores de pressão. Por essa razão os manômetros utilizados na bancada possuem uma escala adicional em temperatura [5].

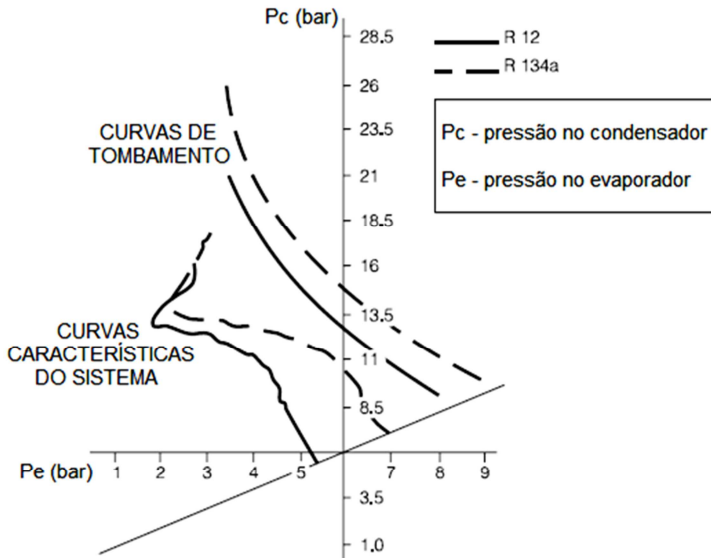


Figura 5: Curva de tombamento e curva característica de um sistema de refrigeração com utilização dos fluidos refrigerantes R-12 e R-134a. Adaptado de [21].

2.4 BANCADA DE ENSAIOS

Neste tópico são apresentadas as bancadas em que são realizados os ensaios de partida e de tombamento de compressores de refrigeração.

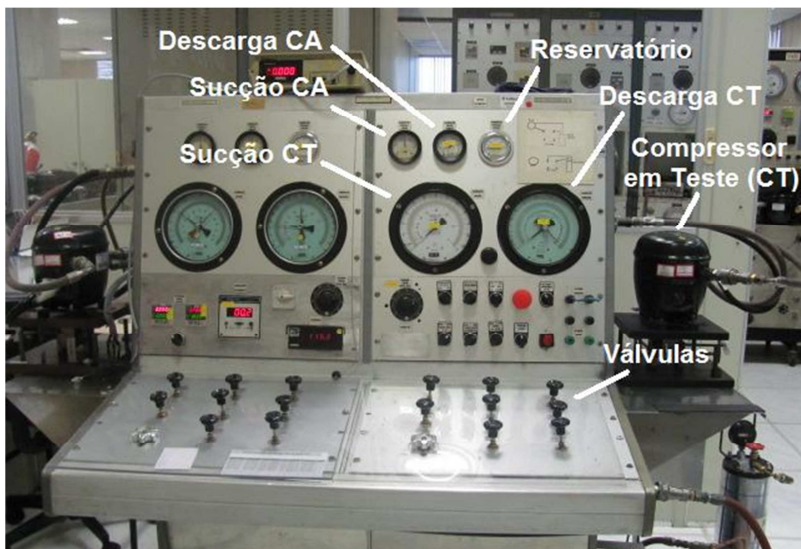
2.4.1 Bancada manual

Para realização dos ensaios de partida e de tombamento atualmente é utilizada na empresa parceira do projeto uma bancada (Figura 6) operada manualmente. Essa bancada é composta por nove registros (válvulas) manuais que permitem regular a vazão do fluido refrigerante; desta forma pode-se ajustar pressões desejadas na sucção e na descarga do compressor que será ensaiado assim como nos diversos pontos do circuito da bancada (Figura 8). Utiliza-se ainda um compressor auxiliar de alta capacidade para gerar altas pressões, por

vezes necessárias aos ensaios. Um reservatório garante que a quantidade necessária de fluido esteja disponível no circuito da bancada para os ensaios (Figura 7) [5].

As pressões do circuito são medidas através de cinco manômetros instalados no painel frontal da bancada. Dois manômetros são utilizados na medição das pressões de sucção e descarga do compressor auxiliar e outros dois nas medições do compressor em teste. O quinto manômetro é utilizado para medição da pressão do reservatório de fluido refrigerante. Os manômetros utilizados para medições do compressor em teste possuem uma escala adicional em temperatura [5].

São utilizadas mangueiras com engate rápido para conectar o compressor em teste à bancada. Isso permite uma rápida troca de compressores entre ensaios contribuindo para a produtividade da bancada [5].



Legenda:

CA Compressor auxiliar
CT Compressor em teste

Figura 6: Painel frontal de duas bancadas geminadas para ensaios de partida e de tombamento [5]

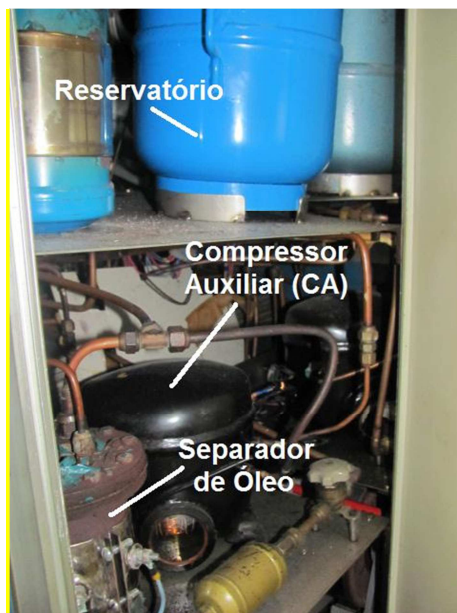


Figura 7: Interior da bancada de ensaios de partida e de tombamento [5]

A bancada também conta com dois separadores de óleo ligados na descarga dos compressores. A temperatura de operação dos separadores é controlada através de resistências variáveis, cuja regulagem é feita através de manoplas no painel frontal [5]. O único ajuste que pode ser feito é definir que a totalidade ou uma fração da tensão da rede será entregue à resistência do separador. Portanto, o controle de temperatura é feito em malha aberta, ou seja, não há uma realimentação com a informação da temperatura real no separador para um sistema de controle. Isso faz com que a temperatura dos separadores esteja sujeita a variações devido à variação de temperatura ambiente ou tensão de alimentação da rede elétrica.

A bancada permite o controle da tensão de alimentação do compressor em teste por meio de um varivolt – dispositivo eletromecânico que recebe a tensão fixa da rede e disponibiliza uma tensão regulável em seus terminais de saída. Como durante os ensaios a corrente que circula pelos enrolamentos do compressor pode ser maior que a corrente nominal devido às condições severas de pressão, os compressores são ensaiados sem sistema de proteção e,

consequentemente, de partida (módulos de proteção e partida são interconectados). Essa medida evita que os módulos de proteção atuem devido ao aumento da corrente e que os operadores tenham que esperar para que o circuito permita uma nova partida após resfriamento. Devido à ausência do sistema de partida do motor, os enrolamentos principal e auxiliar são energizados de forma independente através de chaves instaladas no painel. A bancada também possui terminais elétricos que possibilitam a conexão de capacitores de partida ou de operação quando necessário, conforme a classe de compressores sob ensaio [5].

É importante salientar o papel do operador na bancada manual: ele deve monitorar as pressões dos cinco manômetros ao mesmo tempo, detectar o instante de tombamento pelo tato, memorizar o par de pressões no qual o compressor tombou, anotar os dados dos ensaios, “resetar” a bancada, monitorar a carga de fluido, entre outros. Devido à complexidade de operação da bancada, um técnico só está apto a realizar ensaios após anos de treinamento.

Além disso, a bancada manual opera com nível mínimo de fluido refrigerante, pois não há sistema de aquecimento e resfriamento do reservatório de armazenamento. Esse fato influencia diretamente no tempo dos ensaios. O nível mínimo de fluido refrigerante presente na bancada depende diretamente da experiência do operador.

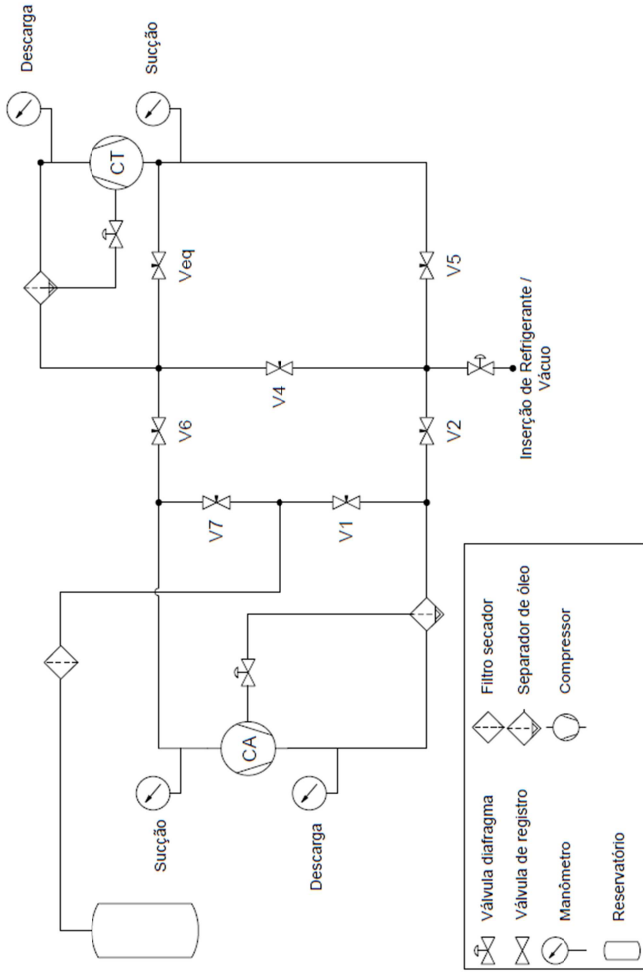


Figura 8: Diagrama do circuito de refrigeração da bancada de ensaios de partida e de tombamento [5]

2.4.2 Bancada automatizada

Foi realizado no LIAE por [5] um trabalho com objetivo de desenvolver um conceito de bancada automatizada para os ensaios de partida e de tombamento. Foi realizado na ocasião um estudo da instrumentação e hardware aplicados a ensaios em condições extremas de operação dos compressores. Soluções foram exploradas para as medições de pressão, temperatura do enrolamento do motor – já estudada por [17] e por [22] em trabalho de mestrado – e medição de frequência rotacional do rotor – também já abordada anteriormente por [23] em trabalho de mestrado.

Com a automatização obtêm-se ensaios em que a aleatoriedade dos resultados depende unicamente das condições intrínsecas ao processo e do compressor ensaiado. A utilização de sistemas de medição automatizados resulta numa menor incerteza de medição além de permitir a geração automática de relatórios, o que evita a inserção de erros grosseiros por parte dos operadores. Além disso, os ensaios manuais são geralmente desgastantes e com tarefas repetitivas, subutilizando o potencial de um técnico experiente que poderia estar executando tarefas que necessitam de maior conhecimento [5].

Em bancada protótipo automatizada construída no LIAE, as medições de pressão de sucção e descarga de ambos os compressores passaram a ser realizadas através de quatro transmissores de pressão do fabricante WIKA, mostrados na Figura 9 [24]. O princípio de funcionamento desses transmissores é piezorresistivo e foram utilizados diferentes modelos, de acordo com a faixa de medição mais apropriada [5]. Informações dos modelos utilizados são mostradas na Tabela 1.



Figura 9: Transmissores de pressão utilizados na bancada protótipo [5]

Tabela 1: Dados dos transmissores de pressão WIKA instalados na bancada⁴
(adaptado de [5])

Modelo do transmissor	Ponto de medição	Faixa de medição (bar)	Tipo de sinal de saída	Sinal de saída
WIKA 891.10.501	Sucção CA	-1 a +24	Corrente	(4 a 20) mA
WIKA P-10	Descarga CA	-1 a +39	Corrente	(4 a 20) mA
WIKA P-10	Sucção CT	-1 a +24	Tensão	0 a 5 V
WIKA P-10	Descarga CT	-1 a +39	Corrente	(4 a 20) mA

Para realizar a medição de temperatura, tentou-se implementar um dispositivo denominado Medidor de Resistência Ôhmica – ou simplesmente MRO – desenvolvido por [17]. Ele utiliza o método de injeção de corrente contínua para realizar a medição de resistência e calcular a temperatura correspondente. Tal método será detalhado no capítulo 3. No entanto as suas características não atendiam plenamente os requisitos dos ensaios de partida e de tombamento, o que determinou sua não adequação à bancada.

Alguns fatos a respeito do MRO devem ser levados em consideração:

- ele não suporta a medição de temperatura do enrolamento com o compressor desenergizado, de forma que pode-se apenas realizar a medição com o compressor em operação;
- a corrente máxima admitida no seu circuito de medição e, conseqüentemente na alimentação do compressor, é de aproximadamente 7 A [5];
- a corrente de rotor bloqueado dos compressores ensaiados pode ultrapassar em até quatro vezes o valor máximo permitido no circuito de medição;
- o tempo de medição do MRO é de aproximadamente dez segundos, considerado demorado para aplicação nos ensaios de partida e de tombamento.

A frequência rotacional do compressor passou a ser utilizada para detectar o instante de tombamento e a partida do compressor. Foi implementado um método de medição estudado anteriormente por [23]

⁴ CA: compressor auxiliar
CT: compressor em teste

em dissertação de mestrado que determina a rotação do compressor a partir da pulsação da pressão de descarga (Figura 10).

Para o método de pulsação da pressão de descarga, foi adicionado um transmissor de pressão na descarga do compressor em teste. O transmissor utilizado é do fabricante IOPE [25], com tempo de resposta de 1 ms. Considerando que os fabricantes utilizam terminologias não padronizadas em suas folhas de dados e admitindo, na pior hipótese, que o tempo informado seja o tempo necessário para que o sinal atinja 63% do seu valor final (ou seja, que consista, verdadeiramente, na constante de tempo do transmissor), pode-se calcular a sua frequência de corte através da equação (1) [26]:

$$f_c = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \tau} = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot 0,001} \cong 159 \text{ Hz} \quad (1)$$

em que: f_c : frequência de corte;
 τ : constante de tempo.

A frequência máxima de alimentação de um compressor é 60 Hz (com exceção dos compressores de velocidade variável – VCC) e a frequência de pulsação da pressão reflete a frequência de alimentação subtraída do escorregamento do motor. Embora haja atenuação significativa no sinal de interesse devido a frequência de corte do transmissor, o parâmetro que é utilizado para medição é a frequência do sinal e não a amplitude.

Adicionalmente ao transmissor, uma unidade de tratamento de sinais composta de filtro e amplificador foi utilizada, uma vez que a pulsação observada na pressão de descarga é muito pequena em relação ao valor de pressão medido. Após é realizado um processamento digital por Transformada Rápida de Fourier Interpolada para que a frequência rotacional seja identificada.

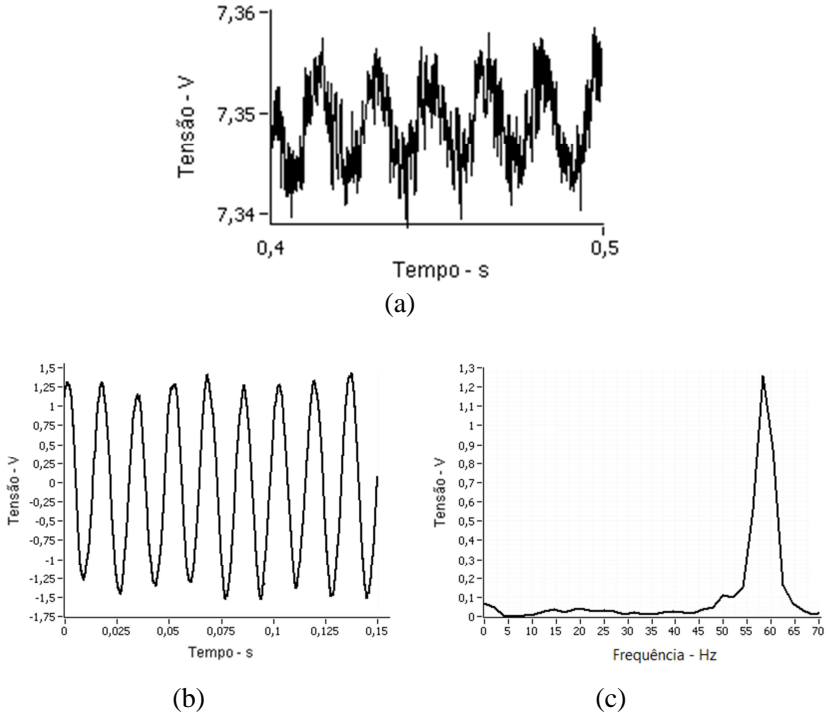


Figura 10: Sinal de pressão de descarga. (a) Sinal não filtrado. (b) Sinal filtrado e amplificado. (c) Espectro de frequências do sinal tratado [5]

Passaram a ser utilizadas, no lugar dos registros manuais, válvulas do tipo agulha do fabricante Swagelok [27]. Os novos tipos de válvulas ocuparam as posições V1, V5, V6 e V7 (Figura 8) [5]. O modelo, coeficiente de vazão e número de voltas de abertura das válvulas escolhidas são mostrados na Tabela 2.

Tabela 2: Características das válvulas selecionadas [27]

Válvula	Coefficiente de vazão	Número de voltas
SS-4L2	0,16	10
SS-1RF4	0,73	10

Esses modelos de válvula possuem a curva de coeficiente de vazão em função do número de voltas bastante linear. Esse comportamento é desejável levando em conta que sistemas de controle foram implementados nas pressões de sucção e descarga de ambos os compressores. Foram utilizadas duas válvulas de menor coeficiente de vazão nas posições V1 e V5 (Figura 8). Nas posições V7 e V6 foi utilizada a de maior coeficiente de vazão, assim como uma em paralelo com a V5 citada anteriormente [5].

A função das válvulas V2, V4 e Veq é simplesmente permitir ou bloquear a passagem do fluido. Como a válvula V2 é utilizada em sentido único, foi selecionada uma válvula solenoide do fabricante DANFOSS [28]. Nas válvulas V4 e Veq foram utilizadas válvulas de esfera com acionamento pneumático, que garantem vazão nos dois sentidos com perda de carga insignificante e bloqueio total em ambos sentidos quando fechadas [5].

Para acionamento das válvulas agulha foram utilizados motores de corrente contínua tipo *brushless* da marca MAXON [29] em conjunto com controladoras EPOS, que realizam controle de posição, frequência rotacional, aceleração e corrente dos motores. Essas controladoras também possuem interfaces de comunicação RS232 (*Recommended Standard 232*) e CAN (*Controller Area Network*) [30], sendo esta última utilizada na bancada protótipo [5]. A razão é que se fosse utilizada a interface RS232, haveria necessidade de cinco conexões no computador, uma para cada controladora. Com o barramento CAN apenas uma placa de interface é suficiente. Os barramentos CAN são normalmente distribuídos, possuindo um número significativo de nós conectando dispositivos que possuem processamento local mas também necessitam trocar informações entre si [31].

Os motores utilizados possuem elevado torque de forma a proporcionar aceleração rápida na abertura e no fechamento das válvulas. No entanto, foi necessário inserir um mecanismo para proteger as válvulas agulha, pois caso torque seja aplicado quando a haste está apoiada no assento – fechamento total – ou quando ela estiver totalmente aberta – abertura total – a válvula será deformada mecanicamente, inclusive com o risco de inutilizá-la. Para contornar o problema foi utilizado um sistema composto de catraca e fim de curso. A catraca foi utilizada no fechamento da válvula, de modo que pode-se limitar o torque que a haste aplica sobre o assento. De outro lado, na abertura da válvula foi utilizada uma chave de fim de curso, que ao ser acionada envia um sinal elétrico à controladora do motor, fazendo com que ele pare em desaceleração máxima. Isso evita que a válvula seja

aberta totalmente e que torque seja aplicado nessa condição, o que faria a rosca da válvula deformar.

Para alimentação do compressor em teste foi utilizada uma fonte de alimentação do fabricante EXTECH [32] que permite a variação de tensão e frequência de saída. Isso é necessário uma vez que os testes de partida e de tombamento podem ser realizados em compressores de 110 V e 220 V e frequências de 50 Hz e 60 Hz. A fonte possui também interfaces de comunicação RS 232 e GPIB, esta última utilizada na bancada protótipo para comunicação com o computador que gerencia o funcionamento da bancada. Dessa forma a fonte pode ser configurada remotamente [5].

A interface entre os sinais provenientes da bancada e o computador que a controla foi realizada através de placas de aquisição de sinais (DAQ) do fabricante NATIONAL INSTRUMENTS.

Algumas placas utilizam o barramento PCI do computador e outras interface USB. Essas placas não possuem chassis de proteção e têm características metrológicas limitadas. As com interface PCI, estão limitadas ao número de slots disponíveis no computador e as com USB possuem estado imprevisível quando o computador é ligado ou reiniciado [33]. Mesmo com tais características, esses tipos de placas possuem baixo custo, o que encoraja seu uso em bancadas protótipo.

Tabela 3: Placas de aquisição utilizadas [5]

Placa	Interface	Funções utilizadas
PCI-MIO-16E1 (6070E)	PCI	Entradas analógicas
USB-6210	USB	Entradas analógicas
USB-9215A	USB	Entradas analógicas
USB-6501	USB	Saídas digitais
PCI-CAN	PCI	Interface CAN
PCI-GPIB	PCI	Interface GPIB

Visando acelerar a realização dos ensaios, foi instalado na bancada protótipo um trocador de calor na entrada do reservatório (Figura 11). Durante os ensaios de tombamento o fluido refrigerante circula pela bancada tendo como consequência o aumento de sua temperatura e pressão. No momento em que o fluido retorna ao reservatório o trocador de calor instalado remove calor para o ambiente, reduzindo sua temperatura e pressão, tornando o procedimento mais rápido [5].

Outro item adicionado à bancada foi uma resistência siliconada no reservatório. Quando o fluido se apresenta à temperatura ambiente, ele

se encontra no estado saturado no qual as fases líquida e gasosa coexistem. Ao ser succionado, o fluido do reservatório sofre redução de pressão e temperatura pelo processo evaporativo que se inicia no interior do reservatório, retardando o carregamento de fluido no circuito. Com o emprego do aquecimento externo, o fluido mantém a taxa de evaporação e conseqüentemente provoca a redução do tempo necessário para que a bancada esteja em condições de uso [5].

O estado final da bancada protótipo desenvolvida por [5] pode ser vista na Figura 12 e na Figura 13.

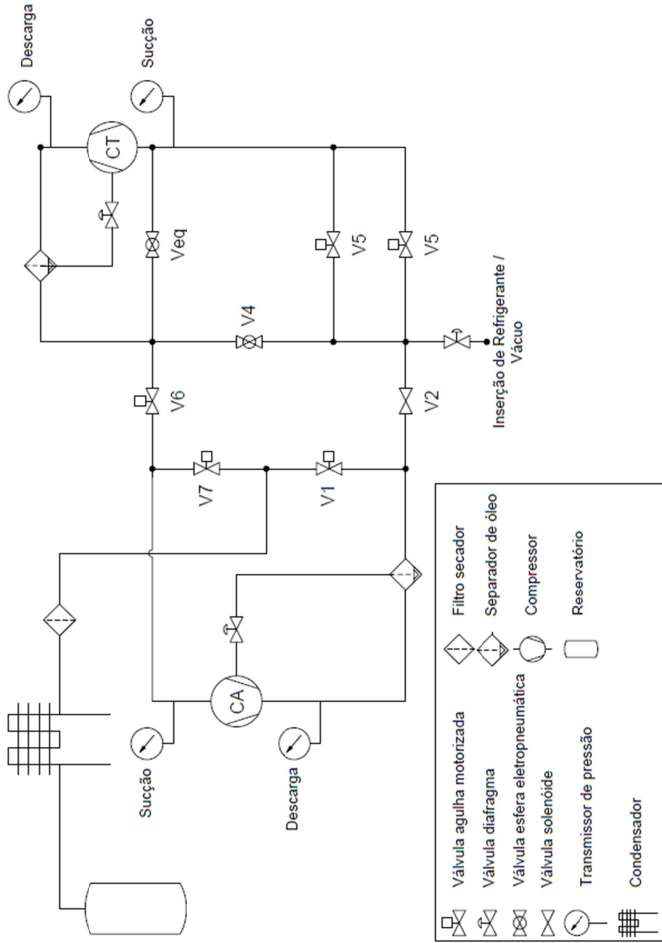


Figura 11: Circuito da bancada protótipo automatizada [5]

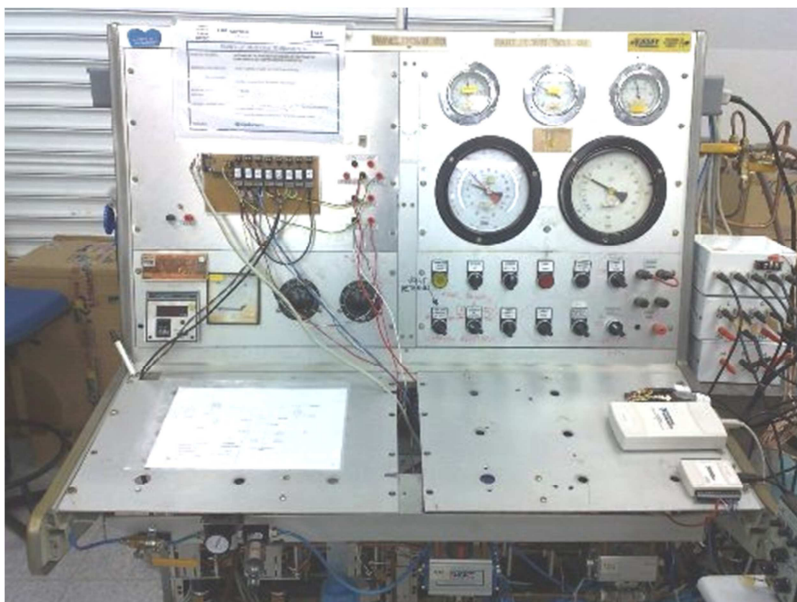


Figura 12: Painel frontal da bancada protótipo automatizada sem válvulas manuais [5]

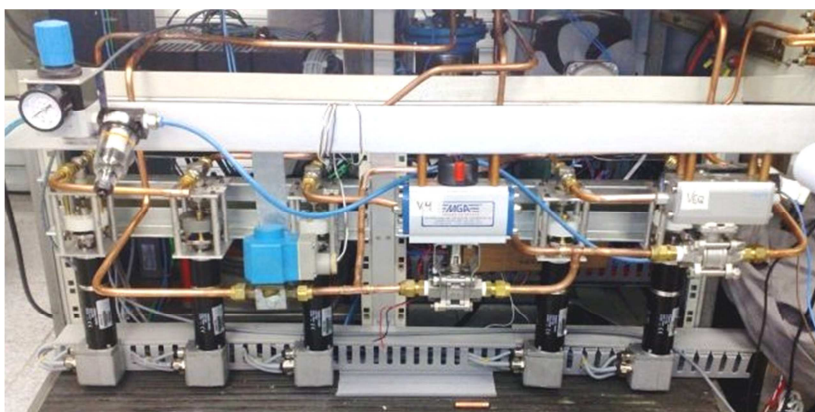


Figura 13: Válvulas e acionamentos instalados na bancada protótipo [5]

3. AVALIAÇÃO E APRIMORAMENTO DO SISTEMA DE MEDIÇÃO DE TEMPERATURA

3.1 SISTEMAS EXISTENTES

Ensaio de partida e de tombamento de compressores de refrigeração requerem que a temperatura do enrolamento do motor esteja em determinados níveis, conforme visto no capítulo 2. Atualmente algumas alternativas de medição de temperatura são utilizadas, tais como: termopar, o que exige que o compressor seja instrumentado; ohmímetro, com o qual se mede a temperatura indiretamente, através da medição de resistência elétrica. A utilização do ohmímetro exige que o compressor esteja desenergizado, sob pena de danificar o equipamento de medição.

Outro método para medição de temperatura é a injeção de corrente contínua no enrolamento do compressor, de modo que é possível realizá-la com o compressor energizado [17] [22].

A corrente contínua é normalmente prejudicial em uma rede de corrente alternada, pois cargas indutivas tais como motores e indutores apresentam impedâncias muito baixas para ela. Isso aumenta a corrente nominal, provocando sobreaquecimento e saturação dos núcleos ferromagnéticos, por exemplo [34].

No entanto, encontra-se na literatura algumas finalidades para injeção de corrente contínua em motores de corrente alternada, tais como [22]:

- a) frenagem dinâmica;
- b) medição de resistência;
- c) diminuição do tempo de transitório de aquecimento.

A presença de uma tensão contínua no enrolamento de um motor de indução faz com que seja criado um campo magnético estacionário, de forma que as forças eletromagnéticas induzidas no rotor tendam a se alinhar com esse campo, causando uma frenagem no motor [35] [36]. O valor da tensão contínua aplicada determina o nível de frenagem [35].

A Figura 14 ilustra a variação da resistividade do cobre em função da variação da temperatura. A resistência de qualquer condutor pode ser calculada através da equação (2).

$$R = \rho \frac{l}{A} \quad (2)$$

em que: R é a resistência elétrica do condutor;
 ρ é a resistividade do material do condutor;
 l é o comprimento do condutor;
 A é a área de seção transversal do condutor.

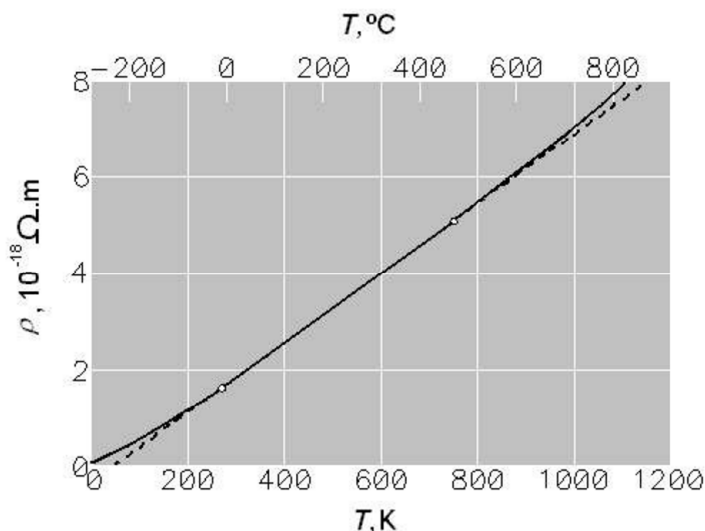


Figura 14: Curva da resistividade do cobre em função da temperatura [17]

Na prática diversos metais puros podem ser utilizados para medição de temperatura, tais como platina, cobre e níquel [22]. O cobre é comumente empregado na medição de temperatura de transformadores e indutores, sendo o cobre do próprio enrolamento utilizado como elemento transdutor [37] [38]. Essa prática é comum na indústria [39] [40].

Através da injeção de corrente contínua, pode-se então medir a tensão e a corrente presentes no condutor que compõe o enrolamento do motor. Fazendo uso de equação conhecida (3) [17] obtém-se a resistência elétrica do enrolamento:

$$R_s = \frac{V_{cc}}{I_{cc}} \quad (3)$$

em que: R_s é resistência elétrica do enrolamento;
 V_{cc} é a tensão contínua superposta à fonte de alimentação;
 I_{cc} é a corrente contínua inserida no motor.

De posse da resistência medida, utiliza-se a equação (4) – adaptada de [17] – que relaciona uma resistência conhecida a certa temperatura também conhecida e uma resistência medida, que permite calcular a temperatura desconhecida:

$$T_s = \frac{R_s - R_{s0}}{\alpha R_{s0}} + T_{s0} \quad (4)$$

em que: T_s é a temperatura do enrolamento do estator;
 T_{s0} é a temperatura de referência;
 R_s é a resistência do enrolamento do estator;
 R_{s0} é a resistência do estator na temperatura de referência T_{s0} ;
 α é a variação da resistividade em função da temperatura.

Embora não seja possível visualizar na Figura 14, a relação entre resistividade e temperatura não é exatamente linear. É comum encontrarmos na literatura e em aplicações práticas na indústria um tratamento linear dessa relação, considerando o valor de α constante (0,00393). No entanto seu valor varia conforme a temperatura. O Anexo A [41] mostra alguns valores para uma variedade de condutores de cobre. Ele compreende coeficientes obtidos em temperaturas de referência de 0 até 50 °C.

A resistência elétrica de um condutor pode ser aproximada também através da equação (5) [42]:

$$R = R_0 + R_0 \cdot \alpha \cdot \Delta T + R_0 \cdot \beta \cdot \Delta T^2 \quad (5)$$

em que: R é a resistência do condutor;
 R_0 é a resistência medida na temperatura de referência;
 α e β são os coeficientes de temperatura do cobre;

ΔT é a diferença entre a temperatura de referência e a temperatura real do condutor.

Considerando que os valores de α mostrados no Anexo A são os valores da derivada da curva de resistividade do cobre para cada temperatura, pode-se calcular o valor de β derivando-se a equação (5), mostrado na equação (6).

$$\frac{dR}{d\Delta T} = \alpha + 2 \cdot \beta \cdot \Delta T \quad (6)$$

Utilizando os valores de α da tabela 3 do Anexo A [41] relativos a um condutor 100% de cobre, calcularam-se os valores de β para as temperaturas de 20 °C, 25 °C e 50 °C.

$$\frac{dR}{d\Delta T}_{(20\text{ }^\circ\text{C})} = \alpha + 2 \cdot \beta_{(20\text{ }^\circ\text{C})} \cdot \Delta T$$

$$0,00393 = 0,00427 + 2 \cdot \beta_{(20\text{ }^\circ\text{C})} \cdot 20$$

$$\beta_{(20\text{ }^\circ\text{C})} = -8,5 \cdot 10^{-6}$$

Do mesmo modo:

$$\beta_{(25\text{ }^\circ\text{C})} = -8,4 \cdot 10^{-6}$$

$$\beta_{(50\text{ }^\circ\text{C})} = -7,5 \cdot 10^{-6}$$

Para avaliar o efeito que não linearidade da resistividade do cobre causa na medição de temperatura, considere um condutor de 100 Ω de resistência a 0 °C. Utilizando a equação (5) calculou-se a resistência desse condutor na temperatura de 20 °C:

$$R_{20} = 100 + 100 \cdot 0,00427 \cdot 20 + 100 \cdot (-8,5 \cdot 10^{-6}) \cdot 20^2$$

$$R_{20} = 108,2 \Omega$$

Utilizou-se como ponto de partida a resistência a 20 °C, pois na indústria, a resistência na temperatura de referência – R_{s0} da equação (4) – usualmente é medida deixando-se o compressor em temperaturas de (20 a 30) °C por um determinado período de tempo. A partir dessa resistência foram realizados dois cálculos para obter a resistência do condutor a 80 °C, temperatura usual dos ensaios de tombamento considerando:

- a) comportamento linear e α constante com valor de 0,00393 – procedimento utilizado por [17] e [22] em seus trabalhos;
- b) que o comportamento da resistividade seja ajustável por um polinômio de 2º grau utilizando os valores de β calculados anteriormente.

Como os valores de α dados por [41] compreendem temperaturas de até 50 °C, adotou-se para 80 °C a média dos valores obtidos nas temperaturas de 20 °C, 25 °C e 50 °C:

$$\beta_{(80\text{ }^{\circ}\text{C})} = -8,2 \cdot 10^{-6}$$

A resistência do condutor a 80 °C considerando comportamento linear é calculada conforme segue:

$$R_{80(\text{Linear})} = 108,2 + 108,2 \cdot 0,00393 \cdot 60$$

$$R_{80(\text{Linear})} = 133,7 \Omega$$

A resistência do condutor a 80 °C considerando comportamento de um polinômio de 2ª ordem e temperatura inicial de 0 °C, é calculada conforme segue:

$$R_{80(2^{\text{a}} \text{ ordem})} = 100 + 100 \cdot 0,00427 \cdot 80 + 100 \cdot (-8,2 \cdot 10^{-6}) \cdot 80^2$$

$$R_{80(2^{\text{a}} \text{ ordem})} = 128,9 \Omega$$

Com os resultados obtidos, calcula-se em termos a diferença de resistência:

$$\frac{\Delta R}{R} = \frac{133,7 - 128,9}{128,9}$$

$$\frac{\Delta R}{R} = 3,72\%$$

Considerando que o a resistência do condutor varia 0,393% para cada 1 °C de variação em sua temperatura, calculou-se a diferença de temperatura entre as duas resistências:

$$\Delta T = \frac{3,72\%}{0,393\%}$$

$$\Delta T = 9,5 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Tal diferença é extremamente grande em relação ao que seria de se esperar com base no restante da literatura. Para validar a análise teórica, decidiu-se realizar um ensaio experimental com um condutor de cobre extraído do enrolamento de um compressor hermético. O ensaio foi realizado em laboratório colocando-se o condutor em uma estufa dotada de sistemas de resfriamento e aquecimento. O resultado do ensaio é mostrado na Tabela 4.

Tabela 4: Ensaio realizado com um condutor de cobre

Temperatura do condutor (°C)	Resistência do condutor (Ω)
19,97	14,83385
25,05	15,13571
30,11	15,43690
40,00	16,02471
50,31	16,63558
60,14	17,21049
64,68	17,47897
69,98	17,81210

A partir da resistência do condutor a aproximadamente 20 °C mostrada na Tabela 4, se fez o mesmo cálculo da análise teórica, considerando que a resistência tem comportamento linear com coeficiente α igual a 0,00393. O resultado é mostrado na Tabela 5.

Tabela 5: Diferença de temperatura entre os dados experimentais e comportamento linear

Temperatura do condutor (°C)	Resistência experimental (Ω)	Resistência calculada - linear (Ω)	ΔR /Resistência Experimental (Ω)	ΔT (°C)
19,97	14,83385	14,83385	0,00000	0
25,05	15,13571	15,13019	0,00036	0,093
30,11	15,43690	15,42518	0,00076	0,193
40,00	16,02471	16,00174	0,00143	0,365
50,31	16,63558	16,60278	0,00197	0,502
60,14	17,21049	17,17584	0,00201	0,512
64,68	17,47897	17,44051	0,00220	0,560
69,98	17,81210	17,74929	0,00353	0,897

Conforme mostrado na Tabela 5, a aproximadamente 70 °C a incerteza em temperatura fica por volta de 0,89 °C, muito abaixo dos 9,5 °C calculados com os dados teóricos obtidos na referência do Anexo A [41].

Outra referência [43] que traz dados sobre a resistividade do cobre mostra que o comportamento é bastante linear para quase toda a faixa de temperatura até 800 K. Tal situação põe em cheque a confiabilidade dos dados apresentados em [41]. Neste trabalho a incerteza da resistividade não foi considerada, assim como nos trabalhos anteriormente realizados [17] [22]. Fica claro que uma análise mais apurada do valor real do coeficiente é necessária, a fim de determinar a parcela de incerteza que ele adiciona no sistema de medição de temperatura.

Outra aplicação da corrente contínua em motores de indução é a aceleração do transitório de aquecimento do compressor. Tal aplicação foi abordada por [2] que obteve resultados promissores na aplicação do método. Em ensaios de desempenho de compressores, por exemplo, a maior parte do tempo é demandada pelo aquecimento do corpo do compressor, que deve estar dentro de certos limites para que se possa obter dados dos ensaios.

Como visto na seção 2.4.2, [17] desenvolveu um equipamento para medir a temperatura do enrolamento de compressores em ensaios de desempenho, equipamento esse que não se mostrou adequado aos ensaios de partida e de tombamento.

Em trabalho de dissertação de mestrado realizado em 2010, [22] desenvolveu um sistema de aceleração de transitório em ensaios de desempenho de compressores de refrigeração. Embora [17], [44] e [45]

tenham utilizado tensões e correntes de baixa intensidade, pois tinham como objetivo medir temperatura com a menor retroação possível, tal efeito foi utilizado por [22] justamente para causar o aquecimento da bobina do motor e, conseqüentemente, do compressor.

O circuito de medição de tensão desenvolvido por [22] é mostrado na Figura 15. Ele é composto de:

- filtro passa baixas de segunda ordem ($R1$, $C1$, $R2$, $C2$): tem como objetivo reduzir o nível de tensão alternada, uma vez que a variável de interesse é a tensão contínua;
- divisor resistivo ($Rd1$, $Rd2$): diminui a tensão a um nível compatível com a placa de aquisição utilizada;
- amplificador de instrumentação (INA): utilizado para adequar a relação de impedância entre o divisor resistivo e o amplificador de isolamento;
- amplificador de isolamento (ISO): faz a isolamento entre o circuito de alta potência e a placa de aquisição de sinais;
- filtro passa baixas ($R3$, $C3$): usado para eliminar possíveis ruídos em alta frequência inseridos no sinal pelos amplificadores ou por interferências externas.

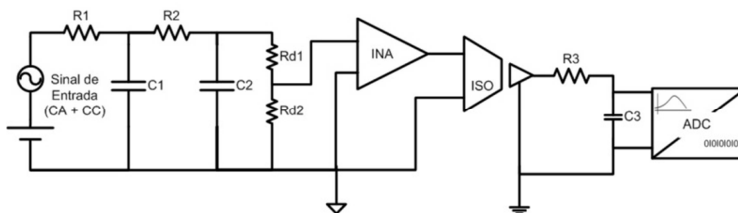


Figura 15: Circuito de medição de tensão [22]

Já o circuito de medição de corrente mostrado na Figura 16 é composto por:

- transdutor de efeito *Hall* (Transdutor *Hall*): pode-se fazer a corrente de entrada circular de uma a cinco vezes no enrolamento primário, alterando sua sensibilidade e sua faixa de medição. Possui saída em corrente e também isolamento entre o circuito de potência e de medição;
- resistor *shunt* (R_m): quando percorrido pela corrente de saída do transdutor gera uma queda de tensão que pode ser lida pela placa de aquisição;

- c) filtro passa baixas (Rf1, Cf1): assim como no circuito de tensão tem a finalidade de eliminar possíveis ruídos e interferência de alta frequência.

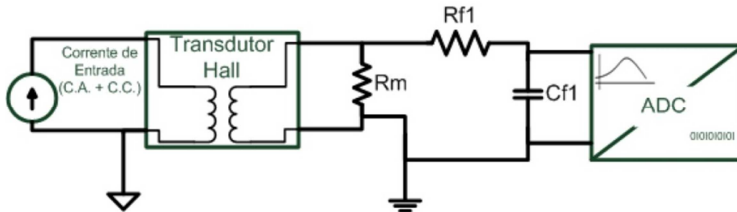


Figura 16: Circuito de medição de corrente [22]

O sistema desenvolvido por [22] foi projetado para medir a resistência do enrolamento do motor de compressores na faixa de (1 a 60) Ω , valores esses encontrados nos catálogos do fabricante de compressores que serviu como estudo de caso em tal trabalho. O erro máximo admissível no projeto foi de ± 10 °C. Foi fixado o valor de tensão contínua de 4 V para manter um mínimo de corrente suficiente para que se faça a medição dentro do nível de incerteza aceitável.

A partir das equações (3) e (4), pode-se deduzir que:

$$T_s = \frac{\left(\frac{V_{cc}}{I_{cc}}\right) - R_{s0}}{\propto R_{s0}} + T_{s0} \quad (7)$$

Para efeitos de simplificação, considera-se que:

$$\Delta R = \left(\frac{V_{cc}}{I_{cc}}\right) - R_{s0} \quad (8)$$

em que: ΔR é a variação de resistência entre a temperatura de referência e a temperatura desconhecida.

Substituindo-se a equação (8) na equação (7), obtém-se:

$$T_s = \frac{\Delta R}{\alpha R_{s0}} + T_{s0} \quad (9)$$

Utilizando-se o método de derivadas parciais da função de medição – equação (9) – pode-se calcular o coeficiente de sensibilidade de cada variável na incerteza de medição [6] [46]. Foi considerado por [22] que a incerteza da parcela T_{s0} é inferior a 1 °C por ser proveniente de instrumentos calibrados. Dessa forma, a incerteza de T_s relativa à $\Delta R - (u_{(T_s, \Delta R)})$ – é predominantemente composta pelo erro de medição de ΔR , conforme mostrado na equação (10) (adaptada de [22]):

$$u_{(T_s, \Delta R)} = \frac{1}{\alpha R_{s0}} \cdot u_{(\Delta R)} \quad (10)$$

Utilizando novamente derivadas parciais, pode-se definir a partir da equação (8) que a incerteza de ΔR é função de V_{cc} , I_{cc} e R_{s0} conforme mostrado na equação (11) [22]:

$$u_{(\Delta R)} = \sqrt{\left(\frac{1}{I_{cc}} \cdot u_{(V_{cc})}\right)^2 + \left(\frac{V_{cc}}{I_{cc}^2} \cdot u_{(I_{cc})}\right)^2 + (1 \cdot u_{(R_{s0})})^2} \quad (11)$$

em que: $u_{(\Delta R)}$ é a incerteza na medição de resistência;
 $u_{(V_{cc})}$ é a incerteza na medição de tensão;
 $u_{(I_{cc})}$ é a incerteza na medição de corrente;
 $u_{(R_{s0})}$ é a incerteza na medição da resistência do estator na temperatura de referência;

V_{cc} é o nível de tensão contínua superposto à fonte de alimentação alternada;

I_{cc} é o nível de corrente contínua inserida no motor.

A parcela $(1 \cdot u_{R_{s0}})^2$ foi considerada desprezível por [22] pelo fato de ter sido utilizado para a medição de resistência um ohmímetro de seis e meio dígitos a quatro fios. A incerteza de medição desse equipamento é de 9 mΩ para uma resistência de enrolamento de 50 Ω, o que em temperatura equivale a aproximadamente 0,05 °C. Simplificando a equação (11), obtém-se a equação (12) [22]:

$$u_{(\Delta R)} \cong \sqrt{\left(\frac{1}{I_{CC}} \cdot u_{(V_{CC})}\right)^2 + \left(\frac{V_{CC}}{I_{CC}^2} \cdot u_{(I_{CC})}\right)^2} \quad (12)$$

As incertezas dos circuitos de medição de tensão e corrente contínuas foram obtidas por [22] a partir de calibração. A Tabela 6 mostra os erros máximos obtidos.

Tabela 6: Incertezas dos circuitos de medição de tensão e corrente desenvolvidos por [22]

Grandeza	Incerteza
Tensão	± 10 mV
Corrente 0 a 5 A	$\pm 0,5$ mA
Corrente (5 a 18) A	± 5 mA

O gráfico da Figura 17 mostra a incerteza de medição da temperatura em função da resistência do enrolamento do compressor com utilização de tensão contínua de 4 V.

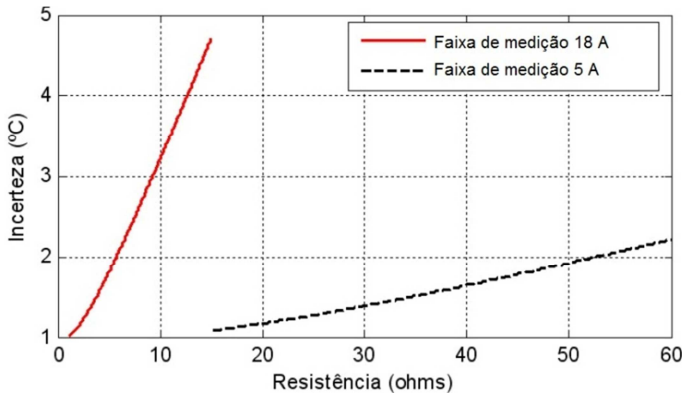


Figura 17: Incerteza na medição de temperatura em relação à resistência do enrolamento do compressor (adaptado de [22])

Pode-se constatar que o sistema desenvolvido atendeu ao requisito de erro máximo de ± 10 °C estipulado por [22]. Observa-se, no entanto, que o sistema desenvolvido por ele não é adequado à aplicação

na bancada de partida e de tombamento devido à alta incerteza de medição da temperatura. Ao analisarmos a faixa de medição de 18 A na Figura 17, pode-se verificar que a incerteza é maior inclusive que a tolerância de temperatura dos ensaios de partida e de tombamento, que é de ± 4 °C.

Nesse contexto, este trabalho de mestrado propõe um aprimoramento nos circuitos de medição de tensão e corrente a fim de adequar o sistema de medição de temperatura desenvolvido por [22] à bancada de partida e de tombamento. A análise da aceleração de transitório não está no escopo deste trabalho e será objeto de estudo em trabalhos posteriores.

3.2 APRIMORAMENTOS REALIZADOS NO ÂMBITO DESTA DISSERTAÇÃO

Conforme apresentado no item anterior, a incerteza na medição de temperatura a partir da resistência elétrica tem como fator predominante a incerteza na medição de ΔR . Considerando que ΔR é obtido através da medição de tensão e corrente contínuas, fez-se uma análise da influência da incerteza de medição de tensão e na medição de corrente no valor de incerteza total. A partir da equação (12) pode-se deduzir que:

$$u_{(\Delta R)}^2 \cong \left(\frac{1}{I_{CC}} \cdot u_{(V_{CC})} \right)^2 + \left(\frac{V_{CC}}{I_{CC}^2} \cdot u_{(I_{CC})} \right)^2 \quad (13)$$

A partir da equação (13), calculou-se – para o sistema desenvolvido por [22] – a parcela de incerteza referente à medição de tensão e a parcela de incerteza referente à medição de corrente separadamente, considerando uma tensão contínua de 4 V e a faixa de resistência de (1 a 60) Ω . O resultado é mostrado na Tabela 7 e nos gráficos da Figura 18 e da Figura 19.

Tabela 7: Contribuição da incerteza da tensão e corrente na incerteza da temperatura

Resistência da bobina (Ω)	Contribuição da incerteza da tensão ($^{\circ}\text{C}$)	Contribuição da incerteza da corrente ($^{\circ}\text{C}$)
1	6,41E-01	3,21E-01
2	6,41E-01	6,41E-01
3	6,41E-01	9,62E-01
4	6,41E-01	1,28E+00
5	6,41E-01	1,60E+00
6	6,41E-01	1,92E+00
7	6,41E-01	2,24E+00
8	6,41E-01	2,56E+00
9	6,41E-01	2,88E+00
10	6,41E-01	3,21E+00
11	6,41E-01	3,53E+00
12	6,41E-01	3,85E+00
13	6,41E-01	4,17E+00
14	6,41E-01	4,49E+00
15	6,41E-01	4,81E+00
16	6,41E-01	5,13E-01
17	6,41E-01	5,45E-01
18	6,41E-01	5,77E-01
19	6,41E-01	6,09E-01
20	6,41E-01	6,41E-01
21	6,41E-01	6,73E-01
22	6,41E-01	7,05E-01
23	6,41E-01	7,37E-01
24	6,41E-01	7,69E-01
25	6,41E-01	8,01E-01
26	6,41E-01	8,33E-01
27	6,41E-01	8,65E-01
28	6,41E-01	8,97E-01
29	6,41E-01	9,29E-01
30	6,41E-01	9,62E-01

Tabela 7: Contribuição da incerteza da tensão e corrente na incerteza da temperatura (Continuação)

Resistência da bobina (Ω)	Contribuição da incerteza da tensão ($^{\circ}\text{C}$)	Contribuição da incerteza da corrente ($^{\circ}\text{C}$)
31	6,41E-01	9,94E-01
32	6,41E-01	1,03E+00
33	6,41E-01	1,06E+00
34	6,41E-01	1,09E+00
35	6,41E-01	1,12E+00
36	6,41E-01	1,15E+00
37	6,41E-01	1,19E+00
38	6,41E-01	1,22E+00
39	6,41E-01	1,25E+00
40	6,41E-01	1,28E+00
41	6,41E-01	1,31E+00
42	6,41E-01	1,35E+00
43	6,41E-01	1,38E+00
44	6,41E-01	1,41E+00
45	6,41E-01	1,44E+00
46	6,41E-01	1,47E+00
47	6,41E-01	1,51E+00
48	6,41E-01	1,54E+00
49	6,41E-01	1,57E+00
50	6,41E-01	1,60E+00
51	6,41E-01	1,63E+00
52	6,41E-01	1,67E+00
53	6,41E-01	1,70E+00
54	6,41E-01	1,73E+00
55	6,41E-01	1,76E+00
56	6,41E-01	1,79E+00
57	6,41E-01	1,83E+00
58	6,41E-01	1,86E+00
59	6,41E-01	1,89E+00
60	6,41E-01	1,92E+00

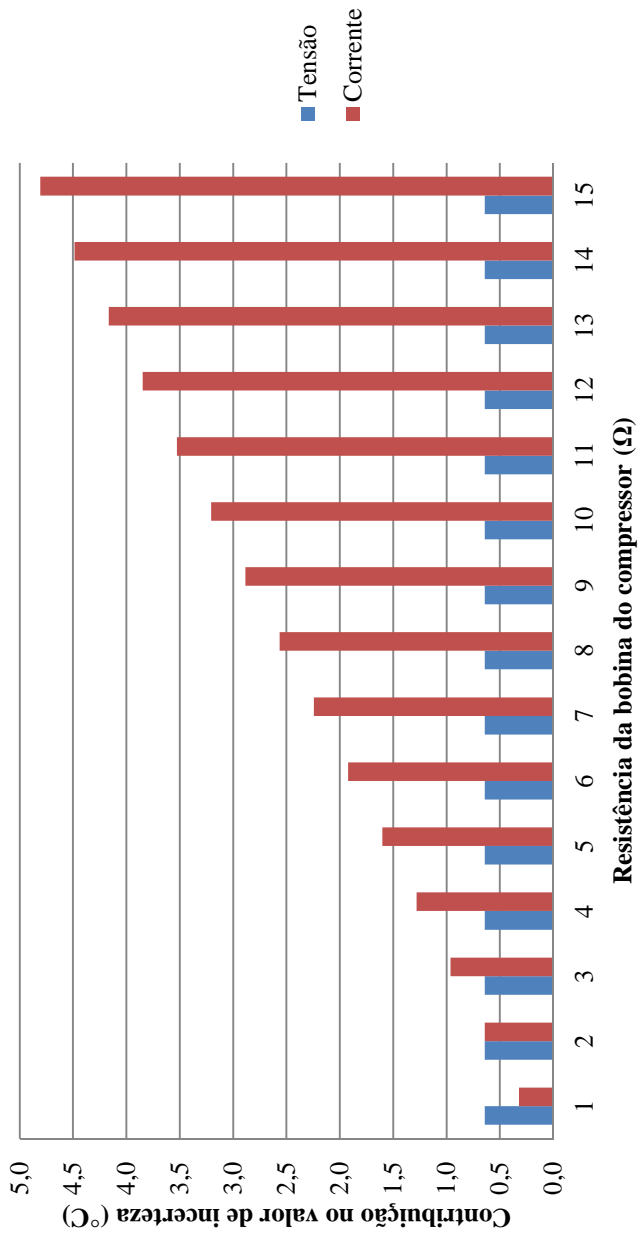


Figura 18: Contribuição das fontes de incerteza na medição de resistência do sistema existente

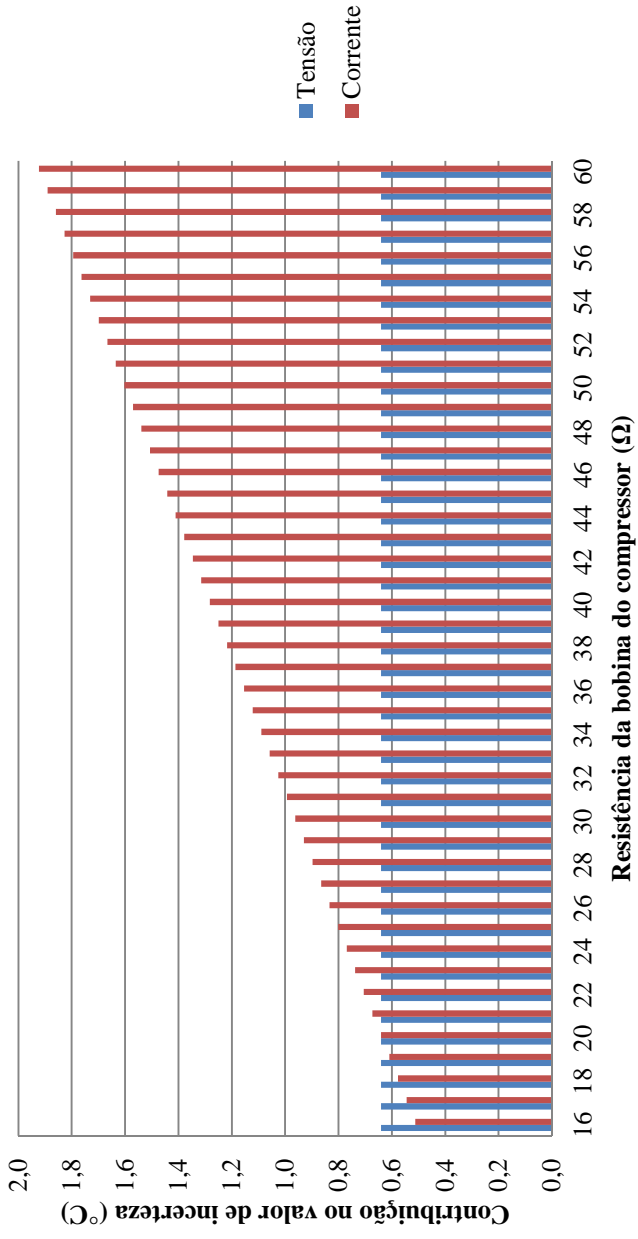


Figura 19: Contribuição das fontes de incerteza na medição de resistência do sistema existente

Pode-se observar que a incerteza na medição da corrente é predominante na incerteza na medição de resistência para quase toda a faixa – exceção para os casos em que a resistência da bobina está na faixa de (16 a 19) Ω , na qual a incerteza da tensão é predominante.

Nesse contexto fica claro que, para diminuir a incerteza de ΔR de forma efetiva, deve-se concentrar esforços em reduzir a incerteza na medição da corrente. É desejável também que, se possível, a incerteza da tensão seja reduzida afim de que possa contribuir na diminuição da incerteza de ΔR .

Ficou estabelecido como objetivo deste trabalho propor um aprimoramento no circuito de medição de temperatura de modo que sua incerteza seja de no máximo ± 2 °C. Justifica-se esse valor por duas razões: a tolerância dos ensaios é de ± 4 °C; é possível na prática controlar a temperatura do enrolamento em ± 2 °C, através de métodos de aquecimento existentes na bancada protótipo.

Analisando o circuito de medição de corrente desenvolvido por [22], pode-se constatar que foi utilizado um transdutor de corrente com alta incerteza de medição. O transdutor *Hall* LA 25-NP [47] possui incerteza de 0,5% da faixa de medição – que é de 25 A – equivalente a 0,125 A. Se considerarmos que na medição de uma bobina de 60 Ω utilizando 4 V de tensão contínua obtém-se uma corrente de 0,067 A, tem-se uma incerteza de quase 200% do valor medido.

No circuito de medição de tensão, verificou-se que o amplificador de isolamento utilizado por [22] – AD215 [48] – possui incerteza de ganho de $\pm 2\%$ e um erro de linearidade de $\pm 0,015\%$ da faixa de medição.

Soluções para medição de tensão e corrente já foram exploradas por [49] e [50] em trabalhos de mestrado, para aplicação em ensaios de curto-circuito em baixa tensão e para redução das incertezas de medição de grandezas elétricas em uma bancada de ensaio de desempenho de compressores.

Os equipamentos disponíveis comercialmente para medição de resistência elétrica – tal como ohmímetro – exigem que o compressor esteja desenergizado no momento da medição. Como se deseja medir a resistência com o compressor energizado, esses equipamentos foram desconsiderados para aplicação na bancada.

Foram analisados por [50] diversos sistemas para medição de tensão. Considerando o exposto no parágrafo anterior, este trabalho concentrou-se no aprimoramento do sistema de medição existente, explorando os transdutores e os outros componentes da cadeia de medição. Além disso, deseja-se medir tensão contínua. Considerando as observações anteriores, a opção que resta das apresentadas por [50] é o

divisor resistivo. Já [49] apresenta outros transdutores, porém para aplicações de alta potência, não aplicáveis a este trabalho. Por essas razões, o divisor resistivo foi mantido no circuito aprimorado como transdutor de tensão.

Assim como na medição de tensão, fizeram-se as mesmas considerações para a medição de corrente: desconsiderar os equipamentos comerciais; necessidade de medir corrente contínua. Conforme [50], teriam-se como opções o resistor *shunt* e a ponteira de efeito *Hall*. No entanto, a ponteira de efeito *Hall* possui incerteza de medição de 3% do valor indicado mais 50 mA, bastante alta em comparação com um resistor *shunt* que possui incerteza de 0,05 % do valor indicado. Haveria ainda como opções outros modelos de transdutores de efeito *Hall*, não utilizados neste trabalho por seu custo ser superior ao resistor *shunt* tendo em vista o nível de incerteza requerido.

O resistor *shunt* não possui isolamento, necessitando portanto de um circuito de para isolar as partes de alta e baixa potência. Foi adotado como transdutor para o circuito de medição de corrente um resistor *shunt* [51], devidamente acompanhado de um circuito isolador.

A resistência do *shunt* é fixa, de modo que não se pode variar a sensibilidade do transdutor para medir faixas de corrente diferentes assim como no transdutor de efeito *Hall* utilizado anteriormente. Fez-se uso então de um amplificador de instrumentação com ganho configurável para que fosse possível a utilização de duas faixas de medição. Diferentemente de [22] que utilizou faixas de medição de corrente de 0 a 5 A e de (5 a 18) A, utilizou-se faixas de 0 a 1 A e de (1 a 18) A com objetivo de otimizar a faixa de tensão lida pela placa de aquisição de sinais, que é de 0 a 10 V.

Para ambos os circuitos – tensão e corrente – foi adotado um par de amplificadores: um de instrumentação – INA110 [52] – para adequar a relação impedâncias, no caso do circuito de tensão e para implementar um ganho variável, no caso da medição de corrente; um de isolamento – ISO124 [53] – para obter isolamento entre os circuitos de alta e baixa potência.

As características metrológicas do amplificador INA110 são muito semelhantes às do modelo INA101 [54] utilizado por [22] no circuito de medição de tensão, de modo que a substituição não interfere de modo significativo na incerteza de medição. No entanto o primeiro é um amplificador de concepção mais recente, o que justifica sua aplicação nesta proposta de aprimoramento. Já as características do amplificador de isolamento ISO124 são superiores às do AD215. Pode-se

destacar a incerteza de ganho, de $\pm 0,5\%$, e erro de linearidade, de $\pm 0,01\%$ da faixa de medição.

A fim de comparar o circuito desenvolvido por [22] com o circuito aprimorado, foi realizada a calibração dos circuitos de medição de tensão e de corrente para comparação de resultados. Como padrão de referência foi utilizado o calibrador Fluke 5520A [55] e para leitura do sinal de saída um multímetro de oito e meio dígitos Fluke 8508A [56].

A Tabela 8 mostra os dados da calibração do circuito de medição de tensão. A curva de erros do circuito é mostrada no gráfico da Figura 20. Através do método dos mínimos quadrados, obteve-se a equação (14):

$$V_S = 0,065021 + 0,099347 \cdot V_P \quad (14)$$

Em que: V_S é a tensão na saída do circuito;
 V_P é a tensão do padrão.

A Tabela 9 mostra a análise do erro máximo do circuito de medição de tensão.

A Tabela 10 mostra os dados da calibração do circuito de medição de corrente para a faixa de 0 a 1 A. A curva de erros do circuito é mostrada no gráfico da Figura 21. Através do método dos mínimos quadrados, obteve-se a equação (15):

$$V_S = -0,091 + 9,958051 \cdot I_P \quad (15)$$

Em que: V_S é a tensão na saída do circuito;
 I_P é a corrente do padrão.

A Tabela 11 mostra a análise do erro máximo do circuito de medição de corrente para a faixa de 0 a 1 A.

A Tabela 12 mostra os dados da calibração do circuito de medição de corrente para a faixa de (1 a 18) A. A curva de erros do circuito é mostrada no gráfico da Figura 22. Através do método dos mínimos quadrados; obteve-se a equação (16):

$$V_S = 0,000455 + 0,500089 \cdot I_P \quad (16)$$

Em que: V_S é a tensão na saída do circuito;
 I_P é a corrente do padrão.

A Tabela 13 mostra a análise do erro máximo do circuito de medição de corrente para a faixa de (1 a 18) A.

Tabela 8: Calibração do circuito de medição de tensão⁵

	(-30 V)			(0 V)			(15 V)		
	Padrão (V)	Saída (V)	Padrão (V)	Padrão (V)	Saída (V)	Padrão (V)	Saída (V)	Padrão (V)	Saída (V)
Ponto 1	-29,999805	-2,915688	-0,000006	-0,000006	0,065156	14,999982	1,555418	14,999982	1,555418
Ponto 2	-29,999805	-2,915631	-0,000010	-0,000010	0,065117	14,999981	1,555435	14,999981	1,555435
Ponto 3	-29,999800	-2,915662	-0,000011	-0,000011	0,065481	14,999979	1,555419	14,999979	1,555419
Ponto 4	-29,999810	-2,915647	-0,000010	-0,000010	0,065047	14,999986	1,555461	14,999986	1,555461
Ponto 5	-29,999806	-2,915664	-0,000010	-0,000010	0,065168	14,999985	1,555410	14,999985	1,555410
Ponto 6	-29,999803	-2,915645	-0,000008	-0,000008	0,065119	14,999985	1,555428	14,999985	1,555428
Ponto 7	-29,999806	-2,915638	-0,000012	-0,000012	0,065140	14,999977	1,555384	14,999977	1,555384
Ponto 8	-29,999800	-2,915652	-0,000013	-0,000013	0,065140	14,999987	1,555389	14,999987	1,555389
Ponto 9	-29,999810	-2,915634	-0,000010	-0,000010	0,065190	14,999978	1,555398	14,999978	1,555398
Ponto 10	-29,999811	-2,915654	-0,000010	-0,000010	0,065105	14,999982	1,555435	14,999982	1,555435
Média	-29,999806	-2,915652	-0,000010	-0,000010	0,065166	14,999982	1,555418	14,999982	1,555418
Desvio	0,0000039	0,0000169	0,0000019	0,0000019	0,0001173	0,0000035	0,0000235	0,0000035	0,0000235

⁵ Todas as medições foram realizadas com multímetro de oito e meio dígitos [53]

Tabela 8: Calibração do circuito de medição de tensão (Continuação)

	(30 V)			(45 V)			(70 V)		
	Padrão (V)	Saída (V)	Padrão (V)	Padrão (V)	Saída (V)	Padrão (V)	Padrão (V)	Saída (V)	
Ponto 1	29,999969	3,045546	45,000200	45,000200	4,535657	70,000334	70,000334	7,019036	
Ponto 2	29,999968	3,045576	45,000191	45,000191	4,535731	70,000336	70,000336	7,019051	
Ponto 3	29,999967	3,045575	45,000190	45,000190	4,535713	70,000335	70,000335	7,019009	
Ponto 4	29,999968	3,045559	45,000183	45,000183	4,535731	70,000327	70,000327	7,019019	
Ponto 5	29,999965	3,045618	45,000191	45,000191	4,535701	70,000337	70,000337	7,018998	
Ponto 6	29,999965	3,045571	45,000201	45,000201	4,535711	70,000336	70,000336	7,019039	
Ponto 7	29,999968	3,045574	45,000195	45,000195	4,535709	70,000321	70,000321	7,019046	
Ponto 8	29,999968	3,045526	45,000194	45,000194	4,535719	70,000330	70,000330	7,019014	
Ponto 9	29,999971	3,045556	45,000184	45,000184	4,535763	70,000322	70,000322	7,019034	
Ponto 10	29,999967	3,045588	45,000193	45,000193	4,535756	70,000331	70,000331	7,019027	
Média	29,999968	3,045569	45,000192	45,000192	4,535719	70,000331	70,000331	7,019027	
Desvio	0,0000018	0,0000247	0,0000059	0,0000059	0,0000298	0,0000059	0,0000059	0,0000171	

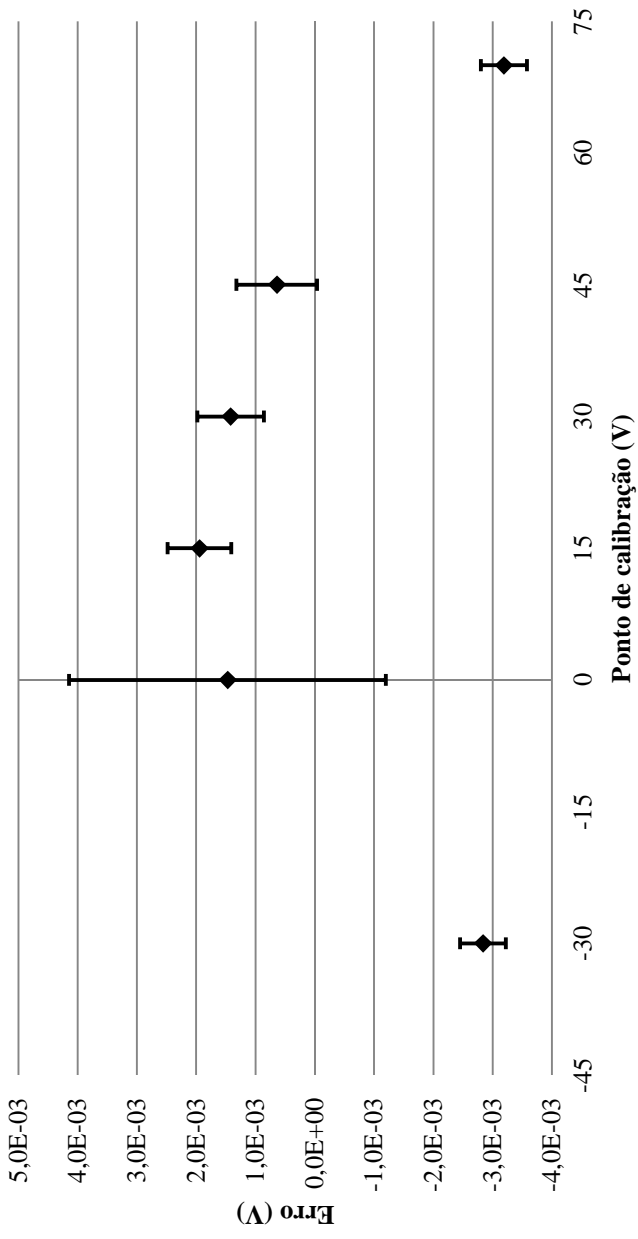


Figura 20: Erro de linearidade ± repetitividade do circuito de medição de tensão

Tabela 9: Análise do erro máximo na medição de tensão

Ponto (V)	Média saída (V)	Desvio saída (V)	Erro Linear. (V)	Repetit 95% (V)	Erro Máx Lin + Repet. (V)
-30	-2,9156515	0,0000169	0,0028368	0,0003842	
0	0,0651664	0,0001173	0,001473	0,0026699	
15	1,5554176	0,0000235	0,0019459	0,0005345	
30	3,0455688	0,0000247	0,0014196	0,0005629	
45	4,5357189	0,0000298	0,0006421	0,0006783	
70	7,0190272	0,0000171	0,0031880	0,0003884	
Máx			0,0031880	0,0026699	0,0058579

Tabela 10: Calibração do circuito de medição de corrente de 0 a 1 A

	(- 0,5 A)			(0 A)			(0,1 A)		
	Padrão (A)	Saída (V)	Padrão (A)	Saída (V)	Padrão (A)	Saída (V)	Padrão (A)	Saída (V)	
Ponto 1	-0,5002649	-5,0731053	0,0000006	-0,0908510	0,1000126	0,9053614			
Ponto 2	-0,5002644	-5,0729373	0,0000011	-0,0907134	0,1000129	0,9053557			
Ponto 3	-0,5002636	-5,0730823	0,0000009	-0,0907847	0,1000131	0,9055294			
Ponto 4	-0,5002646	-5,0730611	0,0000006	-0,0906497	0,1000130	0,9054303			
Ponto 5	-0,5002650	-5,0730927	0,0000008	-0,0908414	0,1000131	0,9054113			
Ponto 6	-0,5002649	-5,0731039	0,0000005	-0,0907736	0,1000129	0,9052794			
Ponto 7	-0,5002639	-5,0730971	0,0000007	-0,0907721	0,1000130	0,9053623			
Ponto 8	-0,5002638	-5,0731217	0,0000008	-0,0910086	0,1000129	0,9055275			
Ponto 9	-0,5002639	-5,0729916	0,0000008	-0,0908032	0,1000129	0,9054803			
Ponto 10	-0,5002639	-5,0730263	0,0000012	-0,0908360	0,1000130	0,9053342			
Média	-0,5002643	-5,0730619	0,0000008	-0,0908034	0,1000129	0,9054072			
Desvio	0,0000005	0,0000592	0,0000002	0,0000948	0,0000001	0,0000841			

Tabela 10: Calibração do circuito de medição de corrente de 0 a 1 A (Continuação)

	(0,5 A)			(1,0 A)		
	Padrão (A)	Saída (V)	Padrão (A)	Saída (V)	Padrão (A)	Saída (V)
Ponto 1	0,5002040	4,8901916	1,0004358	9,8710431		
Ponto 2	0,5002045	4,8898477	1,0004357	9,8711014		
Ponto 3	0,5002041	4,8901364	1,0004356	9,8709680		
Ponto 4	0,5002037	4,8894990	1,0004355	9,8712042		
Ponto 5	0,5002036	4,8900610	1,0004357	9,8712854		
Ponto 6	0,5002045	4,8902022	1,0004363	9,8713646		
Ponto 7	0,5002038	4,8899986	1,0004359	9,8712906		
Ponto 8	0,5002035	4,8900329	1,0004358	9,8713059		
Ponto 9	0,5002040	4,8900410	1,0004366	9,8709943		
Ponto 10	0,5002032	4,8900640	1,0004357	9,8710475		
Média	0,5002039	4,8900074	1,0004359	9,8711605		
Desvio	0,0000004	0,0002056	0,0000003	0,0001460		

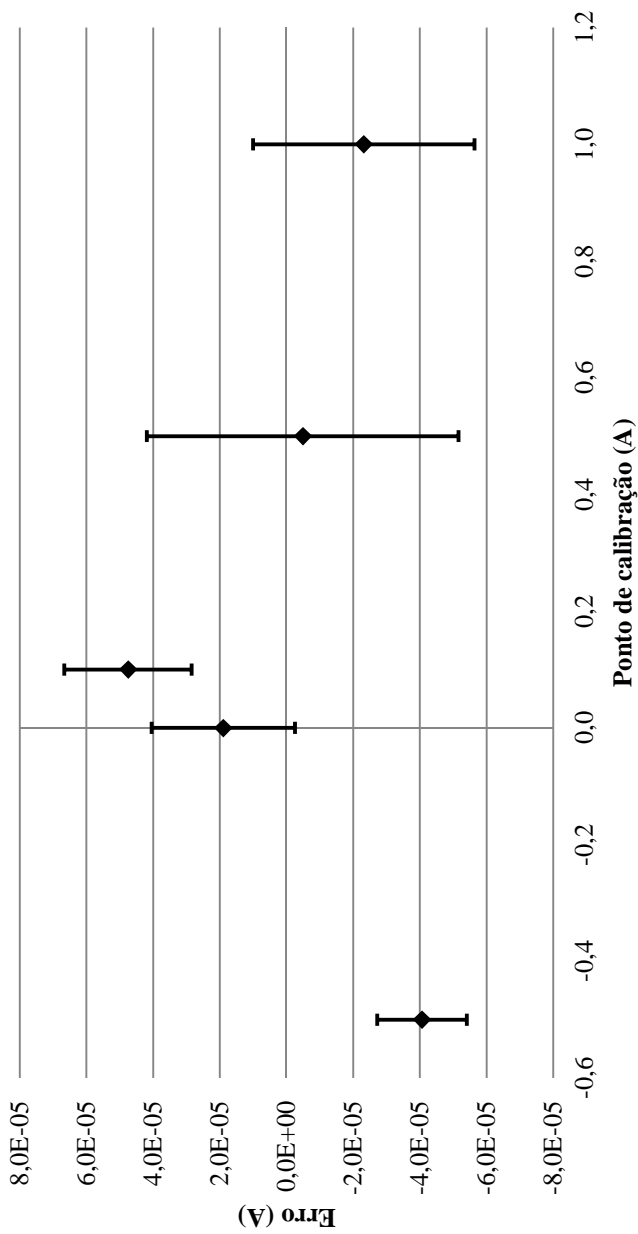


Figura 21: Erro de linearidade \pm repetitividade do circuito de medição de corrente de 0 a 1 A

Tabela 11: Análise do erro máximo do circuito de medição de corrente de 0 a 1 A

Ponto (A)	Média saída (V)	Desvio saída (V)	Erro Linear. (A)	Repetit 95% (A)	Erro Máx Lin + Repet. (A)
-0,5	-5,0730619	0,0000592	0,0000406	0,0000135	
0,0	-0,0908034	0,0000948	0,0000189	0,0000215	
0,1	0,9054072	0,0000841	0,0000475	0,0000191	
0,5	4,8900074	0,0002056	0,0000049	0,0000467	
1,0	9,8711605	0,0001460	0,0000232	0,0000332	
Máx			0,0000475	0,0000467	0,0000942

Tabela 12: Calibração do circuito de medição de corrente de (1 a 18) A

	(-5 A)		(-1 A)		(0 A)		(1 A)	
	Padrão (A)	Saída (V)	Padrão (A)	Saída (V)	Padrão (A)	Saída (V)	Padrão (A)	Saída (V)
Ponto 1	-5,004738	-2,501338	-1,000490	-0,499564	0,000002	0,000412	1,000436	0,500462
Ponto 2	-5,004745	-2,501332	-1,000490	-0,499531	0,000002	0,000371	1,000436	0,500468
Ponto 3	-5,004757	-2,501324	-1,000491	-0,499514	0,000002	0,000430	1,000436	0,500469
Ponto 4	-5,004751	-2,501391	-1,000490	-0,499541	0,000002	0,000448	1,000436	0,500470
Ponto 5	-5,004770	-2,501369	-1,000490	-0,499522	0,000002	0,000432	1,000436	0,500466
Ponto 6	-5,004752	-2,501395	-1,000490	-0,499525	0,000002	0,000412	1,000436	0,500463
Ponto 7	-5,004770	-2,501360	-1,000490	-0,499566	0,000002	0,000380	1,000436	0,500493
Ponto 8	-5,004777	-2,501366	-1,000490	-0,499592	0,000002	0,000430	1,000436	0,500424
Ponto 9	-5,004770	-2,501358	-1,000490	-0,499570	0,000002	0,000421	1,000436	0,500431
Ponto 10	-5,004773	-2,501420	-1,000490	-0,499579	0,000002	0,000399	1,000436	0,500428
Média	-5,004760	-2,501365	-1,000490	-0,499550	0,000002	0,000414	1,000436	0,500457
Desvio	0,000013	0,000030	0,000000	0,000027	0,000000	0,000024	0,000000	0,000022

Tabela 12: Calibração do circuito de medição de corrente de (1 a 18) A (Continuação)

	(5 A)			(10 A)			(15 A)		
	Padrão (A)	Saída (V)	Padrão (A)	Saída (V)	Padrão (A)	Saída (V)	Padrão (A)	Saída (V)	
Ponto 1	5,004794	2,501916	10,009813	5,004701	15,017675	7,511996			
Ponto 2	5,004796	2,501932	10,009868	5,004776	15,017827	7,512154			
Ponto 3	5,004799	2,501915	10,009930	5,004827	15,017968	7,512377			
Ponto 4	5,004795	2,501956	10,009978	5,004918	15,018099	7,512486			
Ponto 5	5,004819	2,501970	10,010007	5,004970	15,018229	7,512645			
Ponto 6	5,004811	2,501932	10,010059	5,005020	15,018350	7,512770			
Ponto 7	5,004814	2,502018	10,010088	5,005061	15,018455	7,512872			
Ponto 8	5,004811	2,501952	10,010114	5,005065	15,018548	7,513009			
Ponto 9	5,004825	2,501976	10,010145	5,005162	15,018651	7,513158			
Ponto 10	5,004828	2,501967	10,010182	5,005198	15,018751	7,513240			
Média	5,004809	2,501954	10,010018	5,004970	15,018255	7,512671			
Desvio	0,000013	0,000032	0,000121	0,000164	0,000360	0,000418			

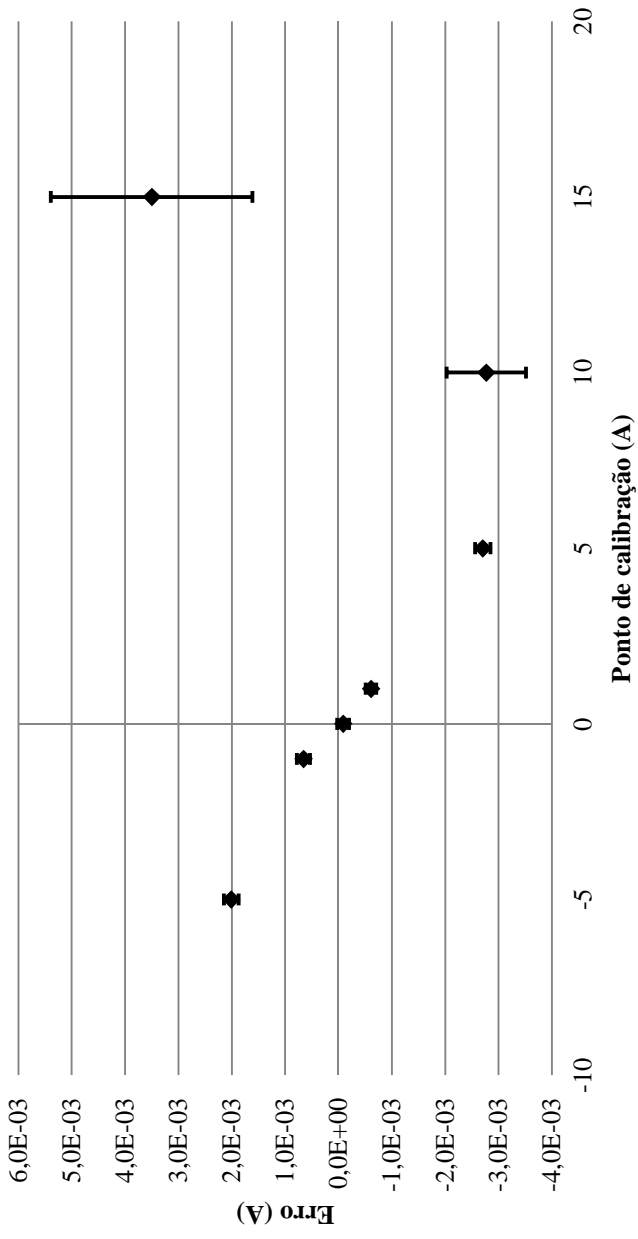


Figura 22: Erro de linearidade \pm repetitividade do circuito de medição de corrente faixa de (1 a 18) A ⁶

⁶ Nos pontos de calibração (-5, -1, 0 e 5) A a repetitividade é menor em ordem de grandeza que o erro de linearidade, razão pela qual a barra de erros referente a ela não aparece no gráfico nos pontos citados.

Tabela 13: Análise do erro máximo do circuito de medição de corrente de corrente de (1 a 18) A

Ponto (A)	Média Saída (V)	Desvio Saída (V)	Erro Linear. (A)	Repetit 95% (A)	Erro Máx Lin + Repet. (A)
-5	-2,5013652	0,0000302	0,0020104	0,0001367	
-1	-0,4995505	0,0000272	0,0006571	0,0001228	
0	0,0004135	0,0000243	0,0000850	0,0001101	
1	0,5004574	0,0000222	0,0006092	0,0001006	
5	2,5019535	0,0000316	0,0027026	0,0001429	
10	5,0049698	0,0001640	0,0027701	0,0007416	
15	7,5126706	0,0004177	0,0035021	0,0018892	
Máx			0,0035021	0,0018892	0,0053913

Utilizando a equação (12) calculou-se a incerteza de medição de resistência, considerando uma tensão de 4 V e a faixa de (1 a 60) Ω . O resultado é mostrado na Tabela 15. Foram considerados como incerteza na medição de tensão e corrente os erros máximos obtidos na calibração dos circuitos, mostrados na Tabela 14.

Tabela 14: Incerteza na medição de tensão e corrente

Grandeza	Incerteza
Tensão	$\pm 0,006$ V
Corrente 0 a 1 A	$\pm 0,0001$ A
Corrente (1 a 18) A	$\pm 0,005$ A

Fez-se uso da equação (10) para o cálculo da incerteza de T_s em relação à ΔR , mostrada nos gráficos da Figura 23, para resistência do enrolamento de (1 a 4) Ω , e da Figura 24, para resistência do enrolamento de (5 a 60) Ω . Os valores são mostrados na Tabela 16.

Tabela 15: Incerteza na medição de resistência

Resistência (Ω)	Corrente (A)	Incerteza Resistência (Ω)	Resistência (Ω)	Corrente (A)	Incerteza Resistência (Ω)
1	4,000	0,002	31	0,129	0,051
2	2,000	0,006	32	0,125	0,053
3	1,333	0,013	33	0,121	0,055
4	1,000	0,022	34	0,118	0,057
5	0,800	0,007	35	0,114	0,059
6	0,667	0,009	36	0,111	0,061
7	0,571	0,010	37	0,108	0,063
8	0,500	0,012	38	0,105	0,065
9	0,444	0,013	39	0,103	0,067
10	0,400	0,015	40	0,100	0,070
11	0,364	0,016	41	0,098	0,072
12	0,333	0,018	42	0,095	0,074
13	0,308	0,019	43	0,093	0,077
14	0,286	0,021	44	0,091	0,079
15	0,267	0,023	45	0,089	0,081
16	0,250	0,024	46	0,087	0,084
17	0,235	0,026	47	0,085	0,086
18	0,222	0,027	48	0,083	0,089
19	0,211	0,029	49	0,082	0,091
20	0,200	0,031	50	0,080	0,094
21	0,190	0,032	51	0,078	0,097
22	0,182	0,034	52	0,077	0,099
23	0,174	0,036	53	0,075	0,102
24	0,167	0,038	54	0,074	0,105
25	0,160	0,039	55	0,073	0,108
26	0,154	0,041	56	0,071	0,110
27	0,148	0,043	57	0,070	0,113
28	0,143	0,045	58	0,069	0,116
29	0,138	0,047	59	0,068	0,119
30	0,133	0,049	60	0,067	0,122

Tabela 16: Incerteza na medição de temperatura

Resistência (Ω)	Incerteza na temperatura ($^{\circ}\text{C}$)	Resistência (Ω)	Incerteza na temperatura ($^{\circ}\text{C}$)
1	0,51	31	0,42
2	0,79	32	0,42
3	1,10	33	0,43
4	1,43	34	0,43
5	0,38	35	0,43
6	0,38	36	0,43
7	0,38	37	0,44
8	0,38	38	0,44
9	0,38	39	0,44
10	0,38	40	0,45
11	0,38	41	0,45
12	0,38	42	0,45
13	0,38	43	0,46
14	0,38	44	0,46
15	0,39	45	0,46
16	0,39	46	0,47
17	0,39	47	0,47
18	0,39	48	0,47
19	0,39	49	0,48
20	0,39	50	0,48
21	0,40	51	0,49
22	0,40	52	0,49
23	0,40	53	0,49
24	0,40	54	0,50
25	0,40	55	0,50
26	0,41	56	0,51
27	0,41	57	0,51
28	0,41	58	0,51
29	0,41	59	0,52
30	0,42	60	0,52

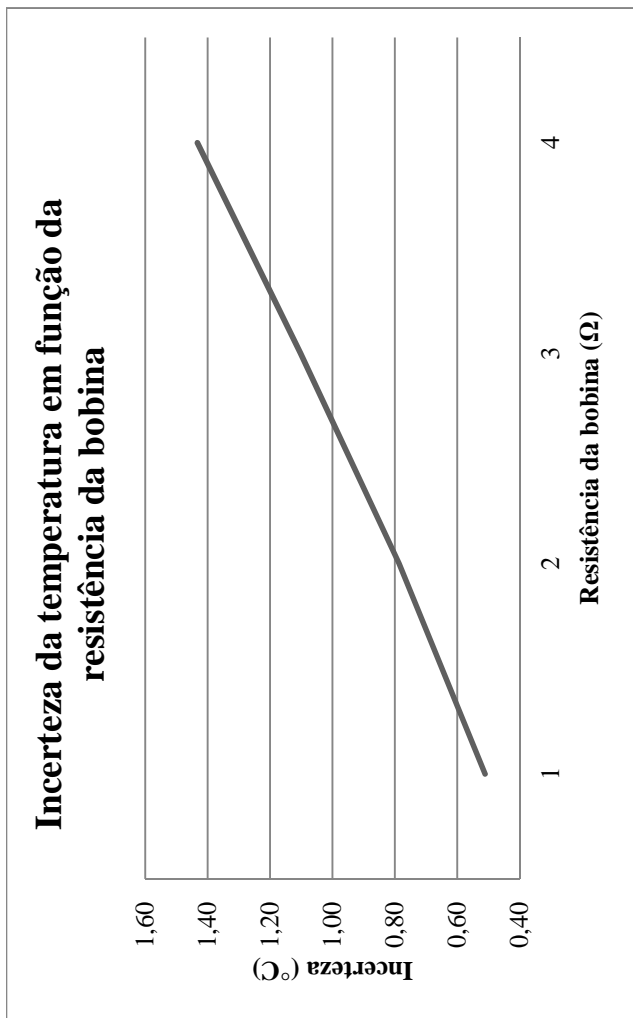


Figura 23: Incerteza na medição de temperatura para resistências de bobina de (1 a 4) Ω .

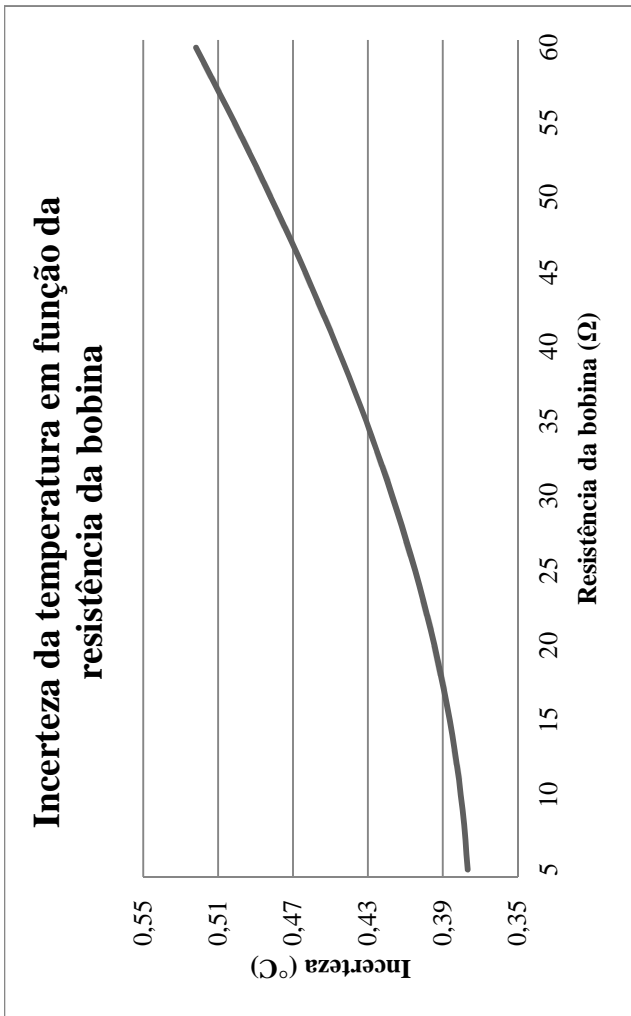


Figura 24: Incerteza na medição de temperatura para resistências de bobina de (5 a 60) Ω

Comparando-se os erros máximos dos circuitos desenvolvidos por [22] com os circuitos aprimorados propostos por esta dissertação, concluiu-se que houve uma redução de aproximadamente 40% na incerteza na medição de tensão.

Em relação à incerteza de medição da corrente, as faixas utilizadas são diferentes. No entanto, para fins de comparação, utilizaram-se como referência as faixas de corrente adotadas neste trabalho. Para a faixa de 0 a 1 A, a incerteza foi reduzida em 80%. Para a faixa de (1 a 18) A, entre (1 e 5) A a incerteza aumentou em 10 vezes e entre (5 e 18) A se manteve igual.

A Tabela 17 traz um resumo da comparação entre as incertezas.

Tabela 17: Comparação das incertezas entre os sistemas

Grandeza	Incerteza do sistema desenvolvido por [22]	Incerteza do sistema aprimorado
Tensão	$\pm 0,01$ V	$\pm 0,006$ V
Corrente 0 a 1 A	$\pm 0,0005$ A	$\pm 0,0001$ A
Corrente (1 a 5) A		$\pm 0,005$ A
Corrente (5 a 18) A		

Entretanto, para correntes entre (1 e 5) A, obteve-se uma incerteza de medição da tensão menor em ordem de grandeza do que a incerteza de medição da corrente, de modo que mesmo com maior incerteza na corrente a incerteza na medição de resistência ficou menor ou no máximo igual ao alcançado por [22], conforme mostrado na Tabela 18.

Em função da diminuição da incerteza na medição de resistência, pode-se verificar que a incerteza de medição da temperatura (Figura 25 e Figura 26) diminuiu para o mesmo valor de resistência de bobina, mostrando que o objetivo de adequar o sistema de medição de temperatura aos requisitos dos ensaios de partida e de tombamento foi atingido com as alterações propostas por este trabalho. Salienta-se que esse resultado não inclui a incerteza da resistividade do cobre, tema apresentado no capítulo 3.

Tabela 18: Comparação entre as incertezas na medição de temperatura

Resistência da bobina (Ω)	Incerteza sistema [22] ($^{\circ}\text{C}$)	Incerteza sistema aprimorado ($^{\circ}\text{C}$)	Redução
1	0,72	0,51	29%
2	0,91	0,79	13%
3	1,16	1,10	5%
4	1,43	1,43	0%
5	1,73	0,38	78%
6	2,03	0,38	81%
7	2,33	0,38	84%
8	2,64	0,38	86%
9	2,95	0,38	87%
10	3,27	0,38	88%
11	3,58	0,38	89%
12	3,90	0,38	90%
13	4,22	0,38	91%
14	4,53	0,38	92%
15	4,85	0,39	92%
16	0,82	0,39	53%
17	0,84	0,39	54%
18	0,86	0,39	55%
19	0,88	0,39	56%
20	0,91	0,39	56%
21	0,93	0,40	57%
22	0,95	0,40	58%
23	0,98	0,40	59%
24	1,00	0,40	60%
25	1,03	0,40	61%
26	1,05	0,41	61%
27	1,08	0,41	62%
28	1,10	0,41	63%
29	1,13	0,41	63%
30	1,16	0,42	64%

Tabela 18: Comparação entre as incertezas na medição de temperatura
(Continuação)

Resistência da bobina (Ω)	Incerteza sistema [22] ($^{\circ}\text{C}$)	Incerteza sistema aprimorado ($^{\circ}\text{C}$)	Redução
31	1,18	0,42	65%
32	1,21	0,42	65%
33	1,24	0,43	66%
34	1,26	0,43	66%
35	1,29	0,43	67%
36	1,32	0,43	67%
37	1,35	0,44	68%
38	1,38	0,44	68%
39	1,40	0,44	68%
40	1,43	0,45	69%
41	1,46	0,45	69%
42	1,49	0,45	70%
43	1,52	0,46	70%
44	1,55	0,46	70%
45	1,58	0,46	71%
46	1,61	0,47	71%
47	1,64	0,47	71%
48	1,67	0,47	72%
49	1,70	0,48	72%
50	1,73	0,48	72%
51	1,76	0,49	72%
52	1,79	0,49	73%
53	1,82	0,49	73%
54	1,85	0,50	73%
55	1,88	0,50	73%
56	1,91	0,51	73%
57	1,94	0,51	74%
58	1,97	0,51	74%
59	2,00	0,52	74%
60	2,03	0,52	74%

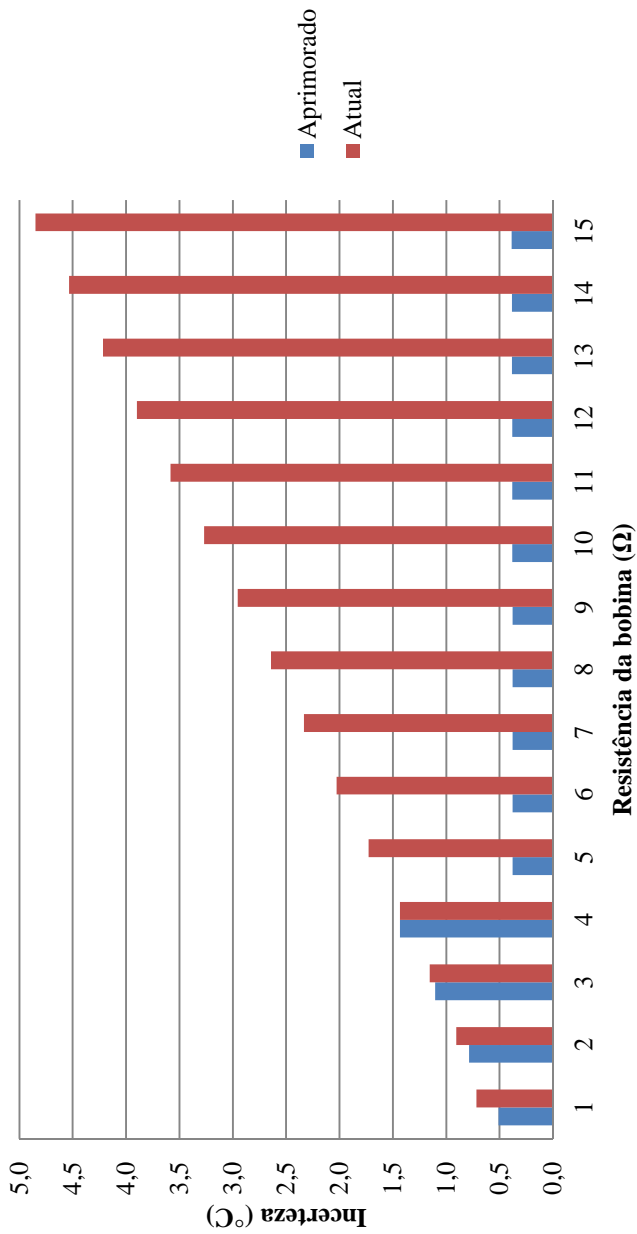


Figura 25: Comparação da incerteza de medição de temperatura entre os sistemas

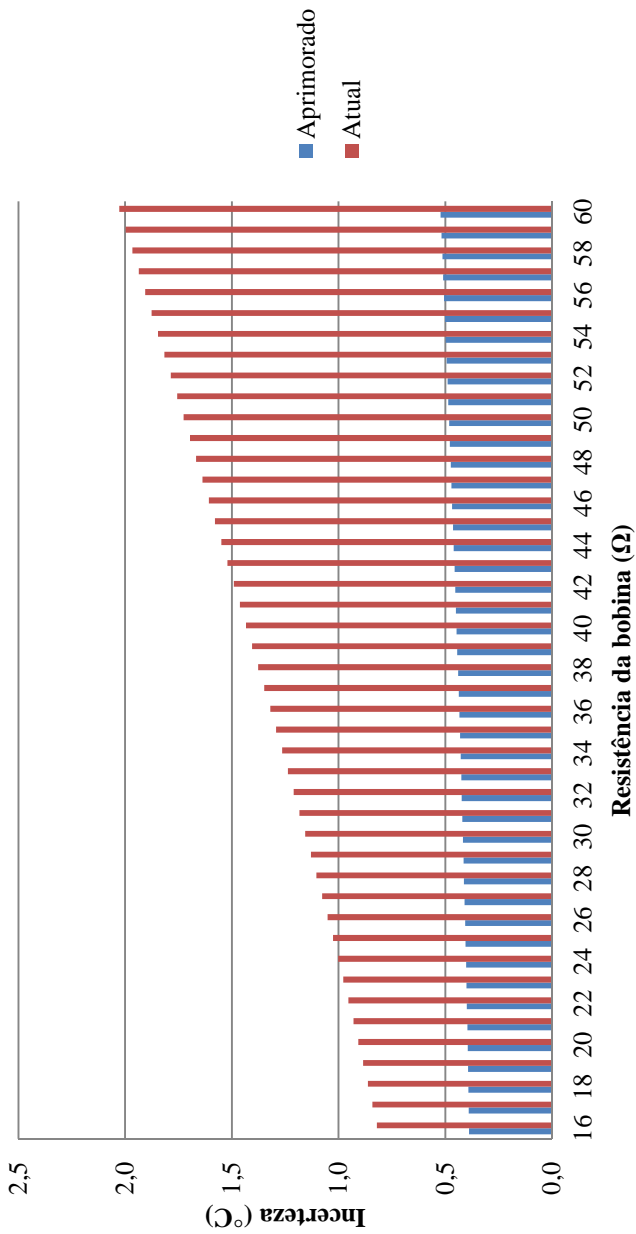


Figura 26: Comparação da incerteza de medição de temperatura entre os sistemas

4. AVALIAÇÃO METROLÓGICA DA BANCADA

PROTÓTIPO

Conforme apresentado no item 2.3, o ensaio de tombamento tem por objetivo determinar a máxima pressão de descarga que um compressor suporta, dada certa pressão de sucção. O resultado do ensaio é, portanto, um conjunto de pares de pressões com as quais se aproxima uma curva, denominada curva de tombamento.

Neste capítulo são apresentados os métodos ISO GUM e Monte Carlo para determinar incertezas de medição e é apresentado o método proposto para avaliação da curva de tombamento.

4.1 MÉTODOS DE AVALIAÇÃO DE INCERTEZAS

A medição das pressões de sucção e descarga é realizada por dois sistemas de medição de pressão distintos – apresentados no item 2.4.2 – de modo que não há interação entre eles.

A incerteza na medição das pressões pode ser calculada individualmente pelo método do ISO GUM – do inglês *International Organization for Standardization Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement* [6]. Esse método necessita que haja um modelo matemático (função) derivável – denominado função de medição – conforme equação (17). Quando as grandezas das quais o mensurando é dependente são não correlacionadas, isto é, independentes, a incerteza padrão pode ser calculada através da equação (18):

$$Y = f(X_1, X_2, \dots, X_n) \quad (17)$$

em que: Y^7 é a estimativa do valor do mensurando;

X_1, X_2, \dots, X_n são as grandezas das quais Y é dependente.

⁷ Denota-se por y a estimativa do valor do mensurando Y .

$$u_c^2(y) = \sum_{i=1}^N \left[\frac{\partial f}{\partial x_i} \right]^2 \cdot u^2(x_i) \quad (18)$$

em que: $u_c(y)$ é a incerteza padrão combinada da estimativa do valor do mensurando Y ;

$\frac{\partial f}{\partial x_i}$ é a derivada parcial da função de medição f em relação à grandeza de entrada x_i ;

$u(x_i)$ é a incerteza da grandeza de entrada x_i .

Quando as grandezas das quais o mensurando é dependente são correlacionadas, isto é, dependentes, a incerteza padrão pode ser calculada através da equação (19):

$$u_c^2(y) = \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \frac{\partial f}{\partial x_i} \cdot \frac{\partial f}{\partial x_j} \cdot u(x_i, x_j) \quad (19)$$

em que: $u_c(y)$ é a incerteza padrão combinada da estimativa do valor do mensurando Y ;

$\frac{\partial f}{\partial x_i}$ é a derivada parcial da função de medição f em relação à grandeza de entrada x_i ;

$u(x_i, x_j)$ é a covariância estimada associada com x_i e x_j .

As incertezas das grandezas das quais o mensurando é dependente podem ser provenientes de análises estatísticas de uma série de medições – quando são denominadas incertezas padrão do tipo A – ou por experiência, especificações do fabricante, dados de certificados de calibração, entre outros – quando são denominadas incertezas padrão do tipo B. Deve-se atribuir uma função densidade de probabilidade adequada quando tratar-se de incertezas do tipo B, pois comumente é fornecida pelo fabricante ou pelo certificado de calibração a incerteza expandida⁸ – que compreende o valor da incerteza padrão multiplicada

⁸ Incerteza expandida é o valor da incerteza padrão multiplicada pelo coeficiente t de Student, de acordo com o nível de confiança requerido e os graus de liberdade efetivos.

por um coeficiente de abrangência – de forma a determinar a incerteza padrão correspondente.

A incerteza calculada pela equação (18) corresponde a um desvio padrão, ou seja, o resultado compreende um nível de confiança de 68,27% da distribuição de valores em torno do resultado de medição. Quando é requerido um nível de confiança maior, tal como 95% ou 99%, utiliza-se a equação (20) para calcular os graus de liberdade efetivos e recorre-se à tabela de coeficientes t de Student, para encontrar o coeficiente de abrangência pelo qual deve ser multiplicada a incerteza padrão combinada a fim de se obter o nível desejado de confiança do resultado.

$$\frac{u_c^4(y)}{v_{eff}} = \sum_{i=1}^N \frac{u_i^4}{v_i} \quad (20)$$

em que: $u_c(y)$ é a incerteza padrão combinada da estimativa do valor do mensurando y ;

v_{eff} é o número de graus de liberdade efetivos;

u_i é a incerteza da i -ésima fonte de incerteza;

v_i é o número de graus de liberdade da i -ésima fonte de incerteza.

O número de graus de liberdade para incertezas do tipo A é definido por $n - 1$, em que n é o número de medições realizadas. Para as incertezas do tipo B, assume-se que o número de graus de liberdade é infinito [46].

O resultado da medição é expresso conforme equação (21):

$$Y = y \pm k \cdot u_c(y) \quad (21)$$

em que: Y é o mensurando;

y é a estimativa do valor do mensurando Y ;

k é o coeficiente t de student;

$u_c(y)$ é a incerteza padrão combinada da estimativa do valor do mensurando y .

O termo $k \cdot u_c(y)$ da equação (21) é definido como incerteza expandida.

Em resumo, os passos para determinar a incerteza de medição segundo método do ISO GUM são [46] [57]:

- a) definir o modelo matemático do sistema de medição;
- b) definir as grandezas das quais o mensurando é dependente;
- c) quantificar as incertezas acerca das grandezas das quais o mensurando é dependente;
- d) calcular a incerteza combinada;
- e) calcular o número de graus de liberdade efetivos;
- f) calcular a incerteza expandida.

O método proposto pelo ISO GUM possui algumas limitações: quando a função de medição é fortemente não linear e as incertezas das grandezas de entrada não são suficientemente pequenas, pode-se chegar a um valor incerteza padrão do mensurando enganoso ou errôneo, pelo fato da equação (18) ser uma expansão da série de Taylor truncada na primeira derivada; é assumido que a função densidade de probabilidade da incerteza das grandezas de entrada é gaussiana, o que nem sempre é verdade na prática; é assumido que a função densidade probabilidade do mensurando é gaussiana, o que também pode não ser verdade; o cálculo analítico dos graus de liberdade efetivos através da fórmula (20) pode ser um problema principalmente pelas incertezas padrão do tipo B, que frequentemente levam o resultado a graus de liberdade infinitos [58] [57] [59] [60] [61].

Com objetivo de contornar as limitações do método proposto pelo ISO GUM, em 1997 foi criado o *Joint Committee for Guides in Metrology* – JCGM – presidido pelo diretor do BIMP – *Bureau International des Poids et Mesures* – e que incluía sete organizações internacionais que elaboraram as versões originais do ISO GUM [6] e do Vocabulário Internacional de Termos Fundamentais e Gerais em Metrologia [62] – VIM – que tinha a atribuição de preparar suplementos que ampliassem as aplicações do ISO GUM [63].

Foi então elaborado pelo JCGM o documento *Evaluation of measurement data – Supplement 1 to the guide to the expression of uncertainty in measurement – Propagation of distribution using a Monte Carlo method* que utiliza simulação de Monte Carlo para o cálculo da incerteza de medição [64]. Esse método utiliza números aleatórios para simular a distribuição de valores das grandezas de entrada conforme sua função densidade de probabilidade. Através da função de medição é realizada a propagação das distribuições das grandezas de entrada, sendo que a função densidade probabilidade do mensurando não será

necessariamente normal (Figura 27) como prevê o método do ISO GUM [65].

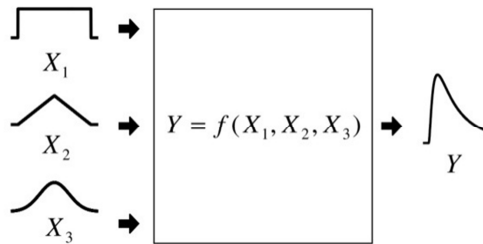


Figura 27: Propagação de distribuições do método de Monte Carlo (adaptado de [65])

As etapas do método de avaliação de incertezas por simulação de Monte Carlo [57] [60] [65] são:

- a) estabelecer uma função de medição tal qual método proposto pelo ISO GUM, relacionando o mensurando Z às grandezas de entrada;
- b) quantificar as fontes de incerteza das grandezas de entrada, tal qual método do ISO GUM;
- c) identificar a função densidade de probabilidade das fontes de incerteza $p(x_i)$ provenientes das grandezas de entrada x_i ;
- d) definir o número de iterações M da simulação de monte carlo;
- e) simular M amostras $(x_{i1}, x_{i2}, \dots, x_{iM})$ de cada fonte de incerteza x_i consideradas como um número aleatório variável com função de densidade de probabilidade $p(x_i)$;
- f) simular os M resultados (Z_1, Z_2, \dots, Z_M) utilizando as M amostras $(x_{i1}, x_{i2}, \dots, x_{iM})$ para cada variável x_i ;
- g) calcular a média e o desvio padrão dos M resultados obtidos para Z , isto é, determinar o valor esperado de Z e sua incerteza padrão;
- h) ordenar os M resultados obtidos para Z em ordem crescente (Z_1, Z_2, \dots, Z_M) e determinar o nível de

confiança dos resultados (Z_L, Z_H) ⁹, em que $(H - L)$ é igual a parte inteira de $p \cdot M + \frac{1}{2}$.

Os gráficos de tombamento não representam a pressão de descarga em função da pressão de sucção – até porque isso não ocorre na prática – de modo que não há uma equação de medição que relacione as duas pressões.

No entanto, experimentalmente é observado que quanto maior a pressão de sucção, menor é a pressão de descarga na qual o compressor tomba. Isso mostra que há uma relação entre as pressões, não em termos de incerteza de medição, mas sim do próprio resultado. Observando-se a curva de tombamento (Figura 28), pode-se considerar que uma incerteza na medição da pressão de sucção leva a uma incerteza no valor da pressão de descarga na qual o compressor tomba.

Há a necessidade de determinar a incerteza em torno da curva de tombamento para caracterizar a confiabilidade metrológica dos resultados. Uma vez que não é possível aplicar o método do ISO GUM para determinar a incerteza na curva de tombamento, propõe-se neste trabalho a aplicação de uma variação do método de Monte Carlo para realizar tal análise.

⁹ Z_L é o valor inferior e Z_H é o valor superior da distribuição de valores obtidos de Z . Denota-se por p é o nível de confiança do resultado que varia de 0 (zero) a 1.

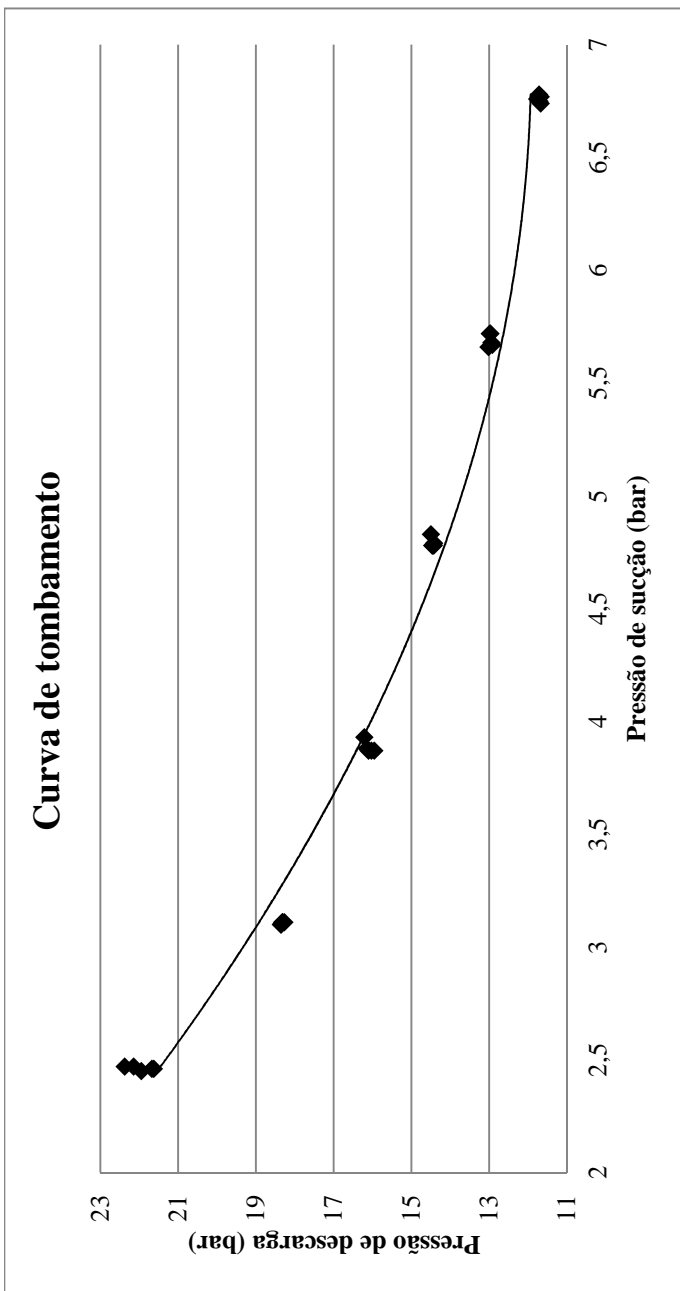


Figura 28: Curva de tombamento de um compressor

4.2 INCERTEZA DE MEDIÇÃO DAS PRESSÕES DE SUÇÃO E DESCARGA

Para realizar a análise da curva de tombamento de compressores, é necessário determinar a incerteza de medição das pressões de sucção e descarga do compressor em teste. Para tal tarefa, utilizou-se o método proposto pelo ISO GUM [6].

4.2.1 Incerteza da pressão de sucção

O sistema de medição da pressão de sucção é composto pelos seguintes módulos mostrados na Figura 29:



Figura 29: Módulos do sistema de medição da pressão de sucção

As incertezas dos módulos são:

- a) Transmissor de Pressão [66]:
 - Faixa de medição: (-1 a +24) bar;
 - Saída: em tensão de 0 a 5 V;
 - Incerteza: 0,1% da faixa de medição, incluindo não linearidade, histerese, erro de zero e incerteza da sensibilidade¹⁰ ($0,1\% \cdot 25 = \pm 0,025 \text{ bar} \equiv \pm 0,005 \text{ V}$).
- b) Placa de Aquisição [67]:
 - Impedância de entrada: 100 GΩ;

¹⁰A incerteza da sensibilidade é conhecida amplamente por erro de fundo de escala. No entanto esse termo não é adequado, razão pela qual não foi utilizado neste trabalho.

- Resolução do conversor A/D: 12 bits;
- Faixa de medição: 0 a 5 V
- Erro máximo: $\pm 5,391$ mV.

A função de medição da pressão de sucção é apresentada na equação (22).

$$P_{suc} = (5 \cdot V_{suc}) - 1 \quad (22)$$

em que: P_{suc} é a pressão de sucção em bar;
 V_{suc} é a tensão equivalente à pressão de sucção lida pela placa de aquisição de sinais.

Considerando que as incertezas do transmissor e da placa de aquisição de sinais são independentes – não correlacionadas – pode-se calcular a incerteza de V_{suc} através da equação (23) [46]:

$$u_c(V_{suc}) = \sqrt{u_{trans}^2 + u_{daq}^2} \quad (23)$$

em que: $u_c(V_{suc})$ é a incerteza padrão combinada de V_{suc} ;
 u_{trans} é a incerteza do transmissor de pressão;
 u_{daq} é a incerteza da placa de aquisição de sinais.

O valor da incerteza padrão combinada de V_{suc} é 7,35 mV, que equivale a uma pressão de 0,036 bar.

4.2.2 Incerteza da pressão de descarga

O sistema de medição da pressão de sucção é composto pelos seguintes módulos mostrados na Figura 30:

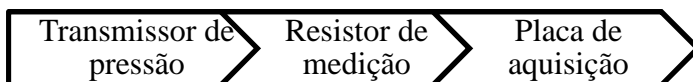


Figura 30: Módulos do sistema de medição da pressão de descarga

As incertezas dos módulos são:

- a) Transmissor de Pressão [66]:
- Faixa de medição: (-1 a +39) bar;
 - Saída: em corrente de (4 a 20) mA;
 - Incerteza: 0,1% da faixa de medição, incluindo não linearidade, histerese, erro de zero e incerteza da sensibilidade $(0,1\% \cdot 40 = \pm 0,04 \text{ bar} \equiv \pm 0,016 \text{ mA})$.
- b) Resistor:
- Resistência nominal: 280 Ω ;
 - Incerteza: 3 m Ω ¹¹;
 - Potência: 0,25 W.
- c) Placa de Aquisição [67]:
- Impedância de entrada: 100 G Ω ;
 - Resolução do conversor A/D: 12 bits;
 - Faixa de medição: 0 a 5 V
 - Erro máximo: 5,391 mV.

Como o sinal de saída do transmissor é em corrente, é utilizado um resistor de medição para gerar uma queda de tensão que pode ser lida pela placa de aquisição de sinais. A função de medição da pressão de descarga é mostrada na equação (24).

$$P_{desc} = (8,9285 \cdot R_m \cdot i_{trans}) - 11 \quad (24)$$

em que: P_{desc} é a pressão de descarga em bar;
 R_m é o resistor de medição;
 i_{trans} é a corrente de saída do transdutor

Considerando que as incertezas do transmissor e do resistor de medição são independentes, a incerteza combinada desses componentes é calculada conforme equação (18) e mostrada na equação (25):

¹¹ Considera-se que o resistor tenha sido calibrado com multímetro de oito e meio dígitos [53].

$$u_{c1} = \sqrt{(8,9285 \cdot i_{trans} \cdot u_{R_m})^2 + (8,9285 \cdot R_m \cdot u_{i_{trans}})^2} \quad (25)$$

em que: u_{c1} é a incerteza combinada do transmissor de pressão e do resistor de medição;

u_{R_m} é a incerteza do resistor de medição;

$u_{i_{trans}}$ é a incerteza do transmissor de pressão.

O valor de u_{c1} é função de i_{trans} , que pode variar de (4 a 20) mA. Neste trabalho será considerado o erro máximo, que é obtido quando a corrente de saída do transdutor for 20 mA. Utilizando a equação (25), o valor máximo de u_{c1} é 0,04 V. Ao valor de u_{c1} deve ser combinada a incerteza da placa de aquisição de sinais. Como as contribuições são independentes, utiliza-se a equação (26).

$$u_c(V_{desc}) = \sqrt{u_{c1}^2 + u_{daq}^2} \quad (26)$$

O valor da incerteza padrão combinada de V_{desc} é 0,04 V. Observa-se que o valor da incerteza de u_{daq} é desprezível em relação à u_{c1} . Considerando o valor do resistor 280 Ω , obtém-se uma corrente de 0,14 mA que equivale a uma pressão de 0,36 bar.

4.3 MÉTODO PROPOSTO PARA DETERMINAR INCERTEZA DA CURVA DE TOMBAMENTO

O método proposto por este trabalho para analisar a incerteza de tombamento consiste em simular diversas curvas com base nos pontos obtidos nos ensaios. O algoritmo utilizado é descrito a seguir:

- a) É realizado o ensaio de tombamento em que se obtêm n valores de pressão de descarga para cada ponto de pressão de sucção ensaiado (Figura 28). Através dos n valores é estimada a repetitividade, que é uma componente da incerteza padrão. Assim como a pressão

- de descarga, o valor da pressão de sucção também possui uma incerteza associada, proveniente do sistema de medição;
- Para cada ponto de pressão de sucção e descarga são geradas M amostras, com distribuição normal, média P e desvio padrão $u(P)$ que compreende a incerteza padrão. M é o número de iterações da simulação de Monte Carlo;
 - Utilizando os pontos gerados segundo as distribuições, são realizados M ajustes de curva através do método dos mínimos quadrados, ou seja, obtêm-se M equações que relacionam a pressão de sucção e a pressão de descarga;
 - Para cada valor de pressão de sucção obtido no ensaio, são calculados M valores de pressão de descarga utilizando-se as M equações obtidas anteriormente;
 - Os resultados são então ordenados e com base no nível de confiança estipulado – definido neste trabalho como 95% – obtêm-se os limites inferior e superior da pressão de descarga para cada ponto de pressão de sucção. O limite inferior será o elemento de índice $\frac{M-M \cdot 0,95}{2}$ e o limite superior será o elemento de índice $\frac{M \cdot 0,95}{2}$ ¹².

Foram realizados no decorrer deste trabalho ensaios de tombamento em dois modelos de compressores, cujos dados serão utilizados para a análise de incerteza das curvas de tombamento. As especificações dos compressores são mostradas na Tabela 19. Os dados obtidos em tais ensaios são mostrados na Tabela 20 e na Tabela 21.

Tabela 19: Dados dos compressores utilizados

	Capacidade de refrigeração (Btu/h)	Potência nominal (W)	Alimentação elétrica (V/Hz)
Compressor 1	1250	260	115/60
Compressor 2	420	107	220/60

¹² Válido para distribuições simétricas.

Para realizar a análise através do método de Monte Carlo, foi desenvolvido um *software* em *Labview* [68] mostrado na Figura 31 e na Figura 32.

Tabela 20: Resultado do ensaio de tombamento para do compressor 1

Ponto de ensaio	Pressão Sucção (bar)	Pressão Descarga (bar)
	5,78	28,08
	5,63	27,83
5 °C	5,62	27,51
	5,62	27,24
	5,63	27,12
Média	5,65	27,56
Desvio	0,07	0,40
	6,76	22,40
	6,69	22,75
10 °C	6,69	22,56
	6,69	22,63
	6,69	22,55
Média	6,71	22,58
Desvio	0,03	0,13
	7,91	18,84
	7,92	18,97
15 °C	7,91	19,21
	7,91	18,73
	7,89	18,93
Média	7,91	18,94
Desvio	0,01	0,18

Tabela 21: Resultado do ensaio de tombamento para do compressor 2

Ponto de ensaio	Pressão Sucção (bar)	Pressão Descarga (bar)	Ponto de ensaio	Pressão Sucção (bar)	Pressão Descarga (bar)
25 °C	5,63	17,87	35 °C	7,93	14,90
	5,61	18,19		7,90	15,23
	5,63	18,36		7,92	15,44
	5,64	18,09		7,90	15,07
	5,63	18,22		7,92	15,46
Média	5,63	18,15	Média	7,91	15,22
Desvio	0,01	0,18	Desvio	0,01	0,24
30 °C	6,69	16,57	40 °C	9,24	13,96
	6,69	16,21		9,21	13,97
	6,73	16,47		9,26	14,30
	6,75	16,59		9,24	14,05
	6,78	16,60		9,23	14,27
Média	6,73	16,49	Média	9,24	14,11
Desvio	0,04	0,16	Desvio	0,02	0,17

Método de Monte Carlo para avaliação de incertezas

Bancada de partida e tombamento

Dados da medição		u sucção		P descarga		u descarga	
Ponto	P sucção						
Ponto 1	2,460	1,39E-2	21,96	4,45E-1			
Ponto 2	3,110	1,39E-2	18,32	5,55E-2			
Ponto 3	3,880	4,16E-2	16,09	1,39E-1			
Ponto 4	4,790	2,78E-2	14,45	4,16E-2			
Ponto 5	5,690	4,16E-2	12,97	5,55E-2			
Ponto 6	6,760	2,78E-2	11,71	5,55E-2			

Ações	
Calcular	Parar

Dados MMC	
Número pts	100000
I.Cobert. 95%	

	Mínimo	Lim. Inf.	Lim. Sup.
	20,1089	21,0721	22,8712
	17,9619	18,1627	18,4707
	15,3621	15,7643	16,4147
	14,1538	14,326	14,5728
	12,4027	12,7879	13,1339
	11,2457	11,572	11,8428

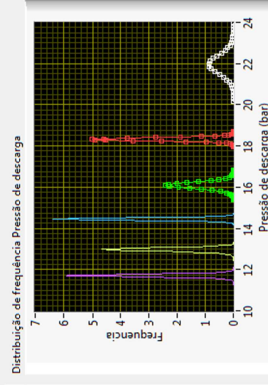
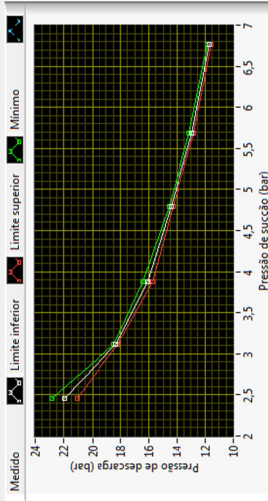


Figura 31: Painel frontal do programa desenvolvido em Labview

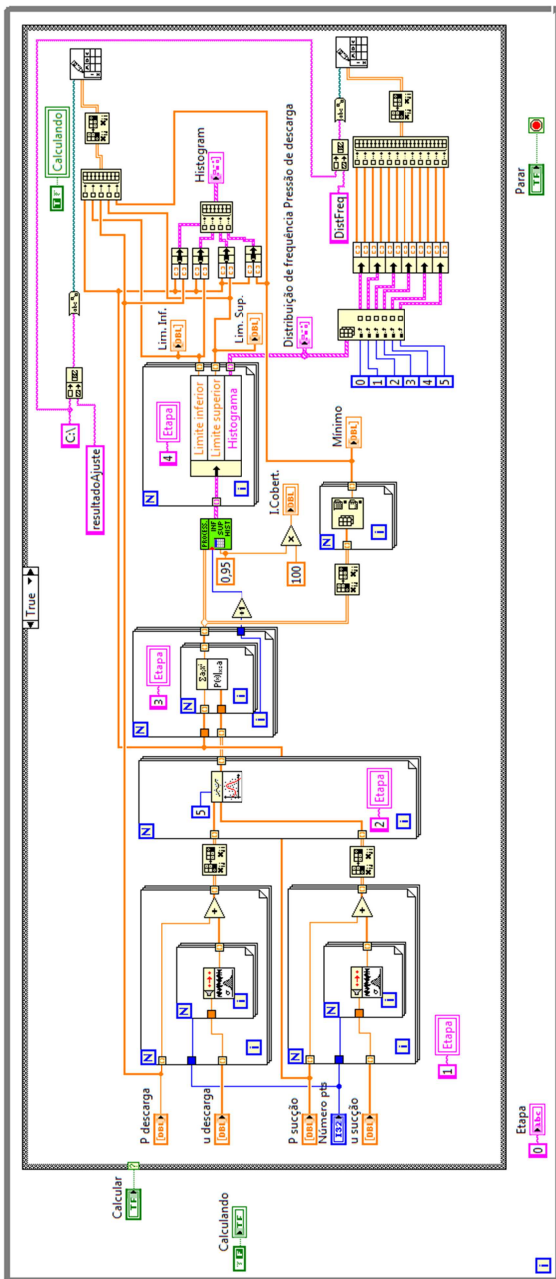


Figura 32: Código do programa desenvolvido em Labview

Para as simulações do compressor 1 foram utilizados os dados apresentados na Tabela 22.

Tabela 22: Dados para simulação dos resultados do compressor 1

Pressão sucção (bar)	Incerteza pressão sucção¹³ (bar)	Pressão de descarga (bar)	Incerteza pressão descarga (bar)
5,63	0,08	27,56	0,54
6,71	0,05	22,58	0,38
7,91	0,04	18,94	0,40

Utilizando o software desenvolvido, foram realizadas análises com 10^6 iterações, valor esse que de acordo com o Suplemento 1 do ISO GUM [64] é adequado para um nível de confiança de 95% com resultados de duas casas decimais de dígitos significativos. O resultado da análise para o compressor 1 é mostrado na Tabela 23 e a incerteza da curva de tombamento é mostrada na Figura 33.

¹³ Resultado da raiz quadrada da soma quadrática da incerteza de medição da pressão e do desvio padrão das medições obtidas nos ensaios. Válido para as pressões de sucção e descarga de ambos os compressores.

Tabela 23: Resultado da análise para o compressor 1

Pressão sucção (bar)	Pressão de descarga (bar)			
	Mínimo	Limite inferior	Média	Limite superior
5,63	24,63	26,26	27,56	29,02
6,71	20,44	21,74	22,58	23,42
7,91	16,77	18,12	18,94	19,74

A coluna mínimo da Tabela 23 mostra os pontos mínimos obtidos considerando 100% das distribuições geradas pela simulação de Monte Carlo. As colunas limite inferior e superior definem os resultados para um nível de confiança de 95%. Já a coluna média mostra a média dos valores obtidos nos ensaios para a pressão de descarga.

A Figura 34 mostra o histograma da pressão de descarga do compressor 1 para uma pressão de sucção de 5,63 bar, a Figura 35 para 6,71 bar e, por fim, a Figura 36 para pressão de sucção de 7,91 bar.

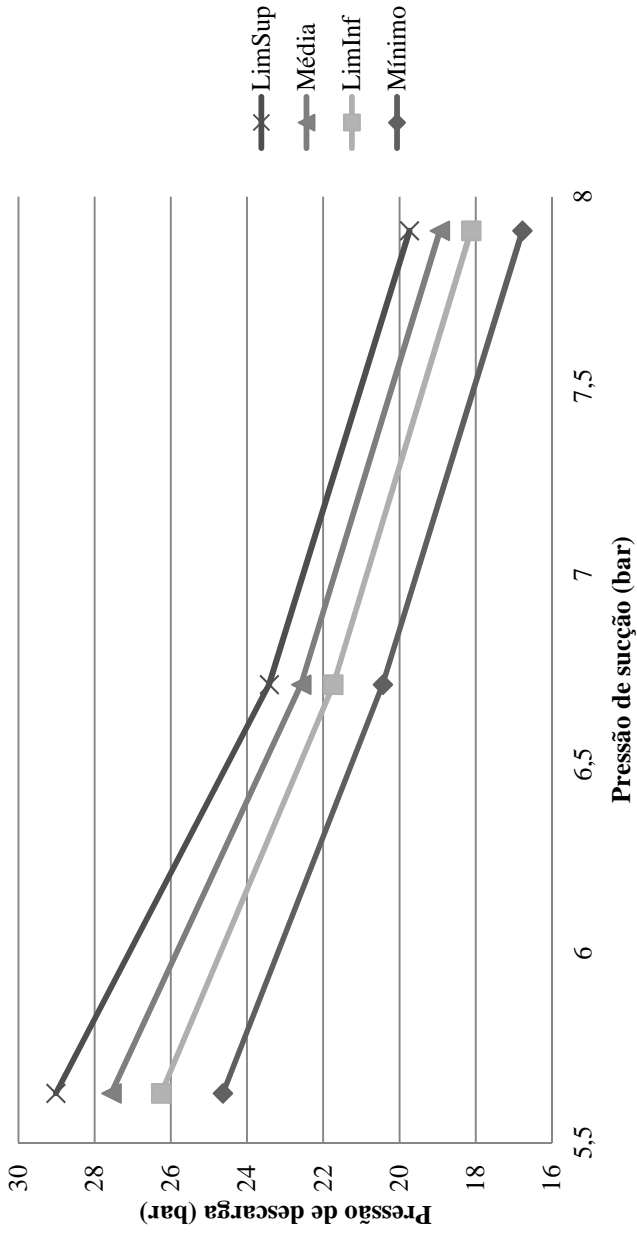


Figura 33: Curva de tombamento do compressor 1

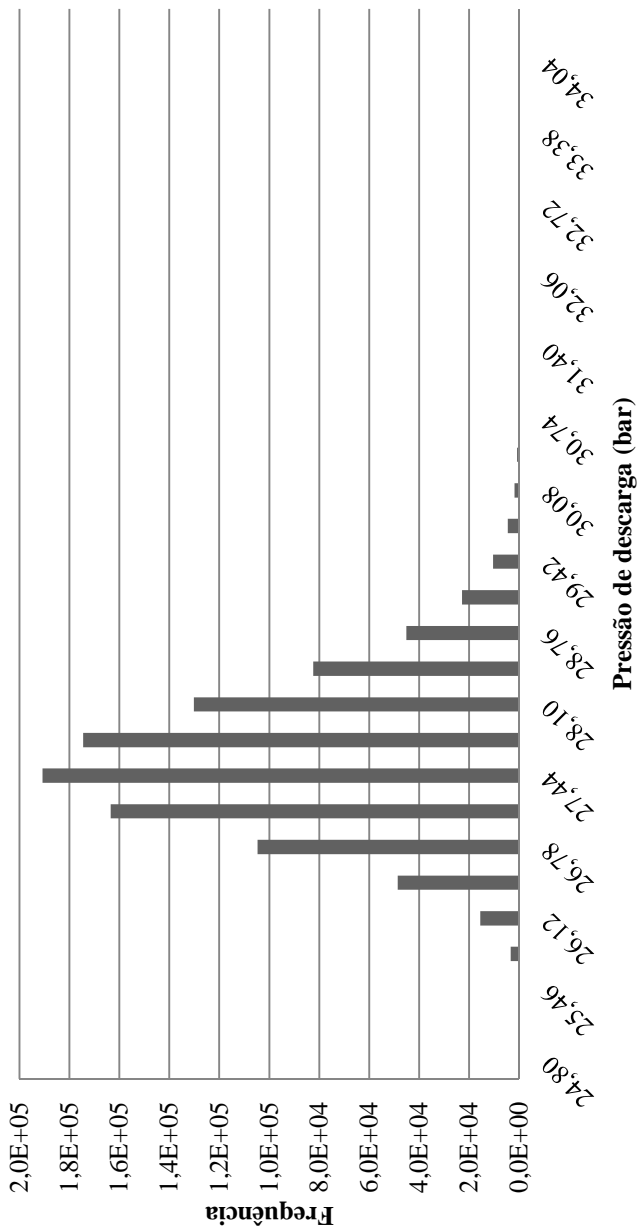


Figura 34: Histograma compressor 1 - Sucção 5,63 bar

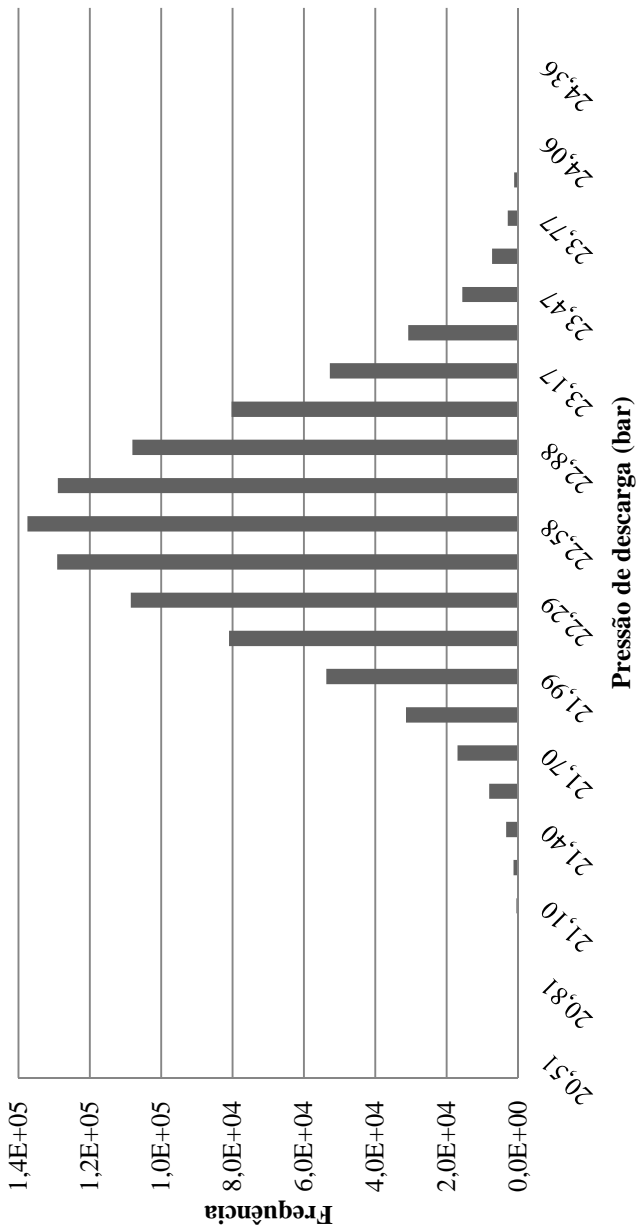


Figura 35: Histograma compressor 1 - Sucção 6,71bar

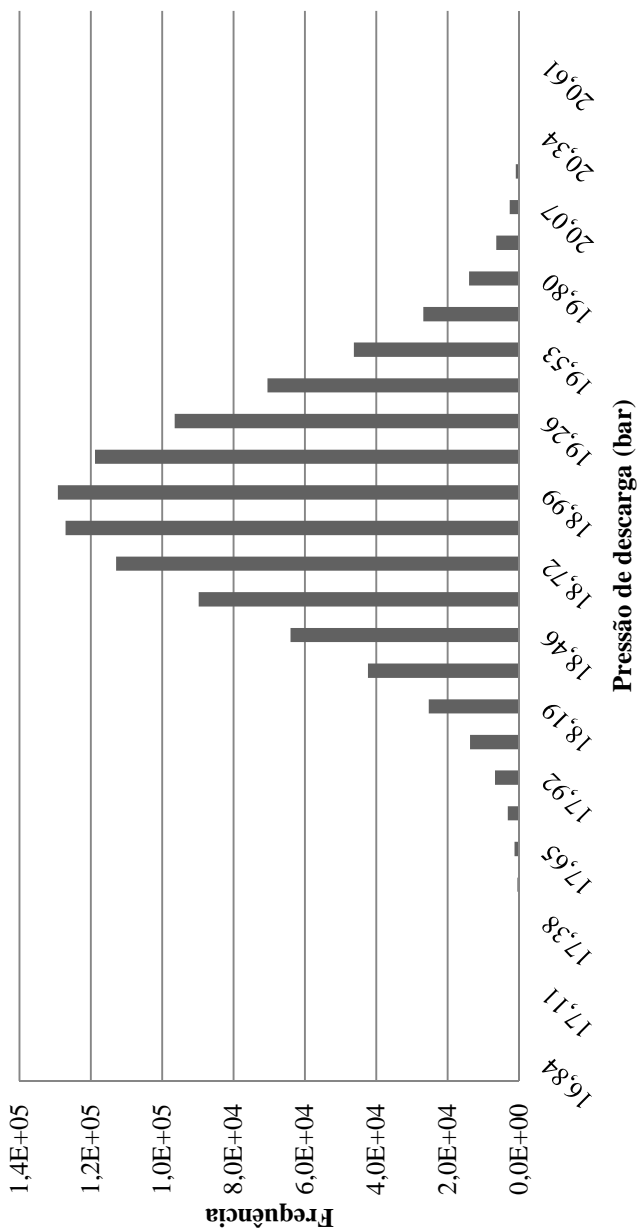


Figura 36: Histograma compressor 1 - Sucção 7,91 bar

Para as simulações do compressor 2 foram utilizados os dados apresentados na Tabela 24.

Tabela 24: Dados para simulação dos resultados do compressor 2

Pressão sucção (bar)	Incerteza pressão sucção (bar)	Pressão de descarga (bar)	Incerteza pressão descarga (bar)
5,63	0,04	18,15	0,40
6,73	0,05	16,49	0,40
7,91	0,04	15,22	0,43
9,24	0,04	14,11	0,40

Do mesmo modo que a análise anterior, utilizou-se uma simulação com 10^6 iterações. O resultado da análise para o compressor 2 é mostrado na Tabela 25 e a incerteza da curva de tombamento é mostrada na Figura 37.

Tabela 25: Resultado da análise para o compressor 2

Pressão sucção (bar)	Pressão de descarga (bar)			
	Mínimo	Limite inferior	Média	Limite superior
5,63	16,16	17,36	18,15	18,97
6,73	14,62	15,69	16,49	17,29
7,91	12,90	14,38	15,22	16,08
9,24	12,13	13,31	14,11	14,90

A Figura 38 mostra o histograma da pressão de descarga do compressor 2 para uma pressão de sucção de 5,63 bar, a Figura 39 para 6,73 bar, a Figura 40 para 7,91 bar e, por fim, a Figura 41 para pressão de sucção de 9,24 bar.

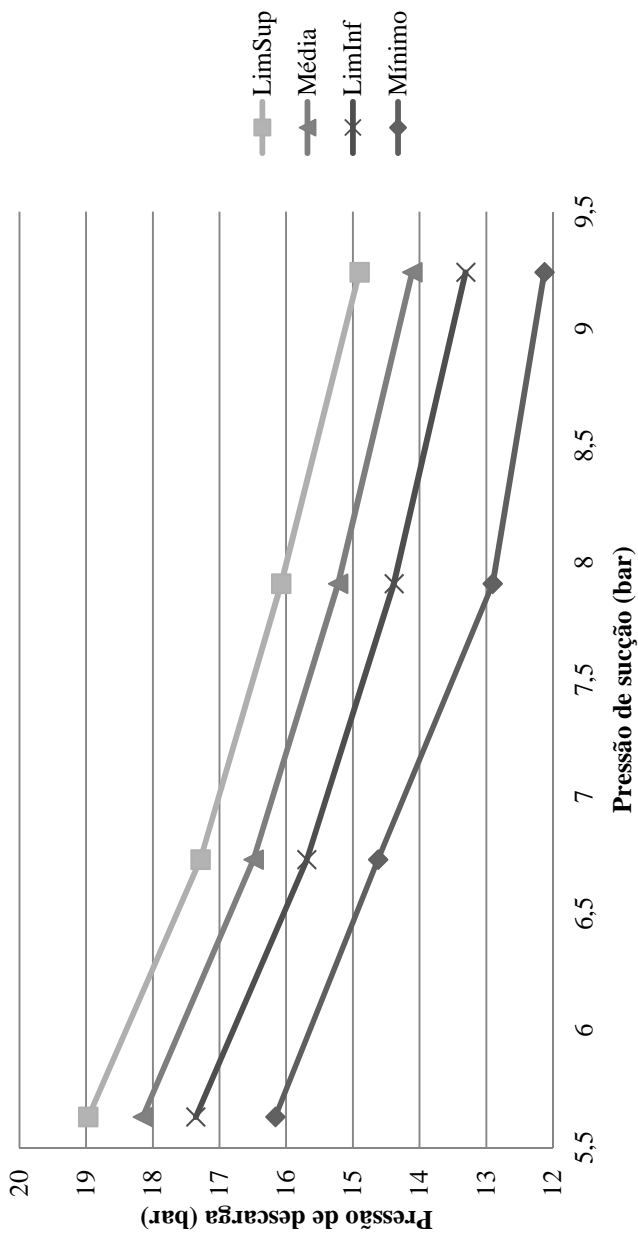


Figura 37: Curva de tombamento do compressor 2

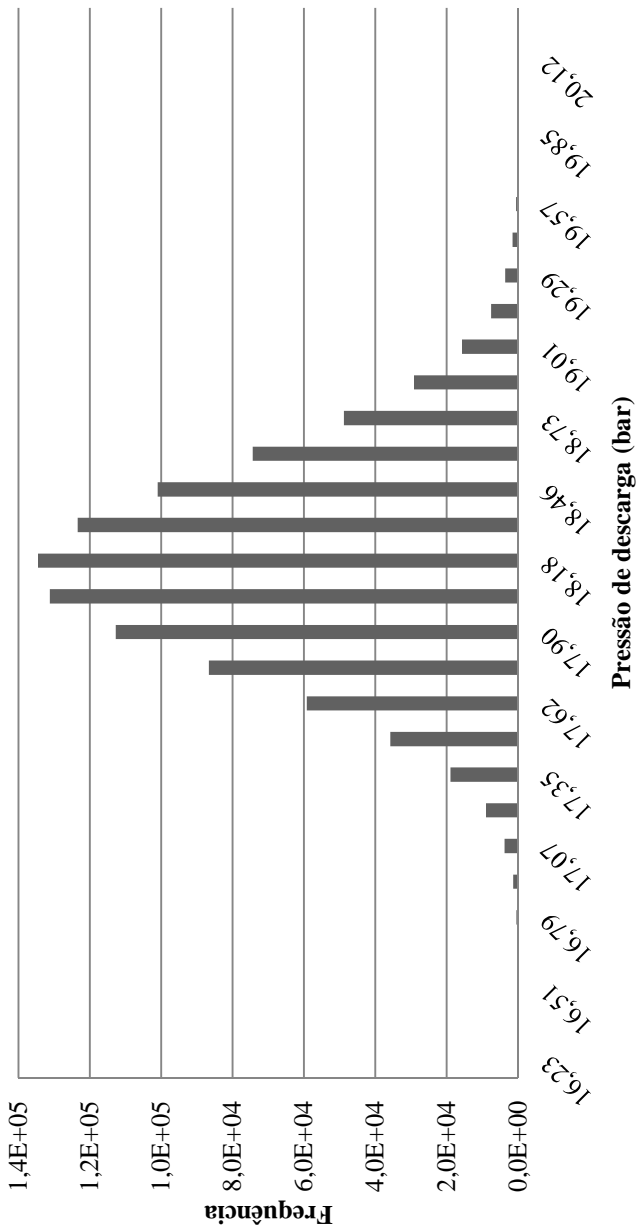


Figura 38: Histograma compressor 2 - Sucção 5,63 bar

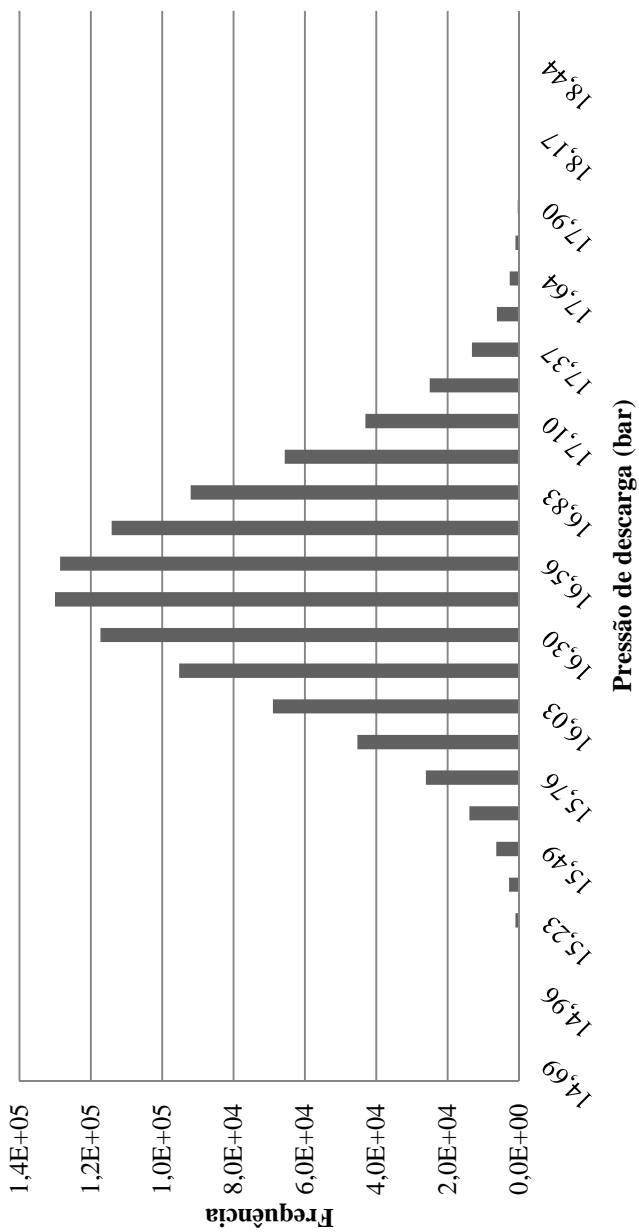


Figura 39: Histograma compressor 2 - Sucção 6,73 bar

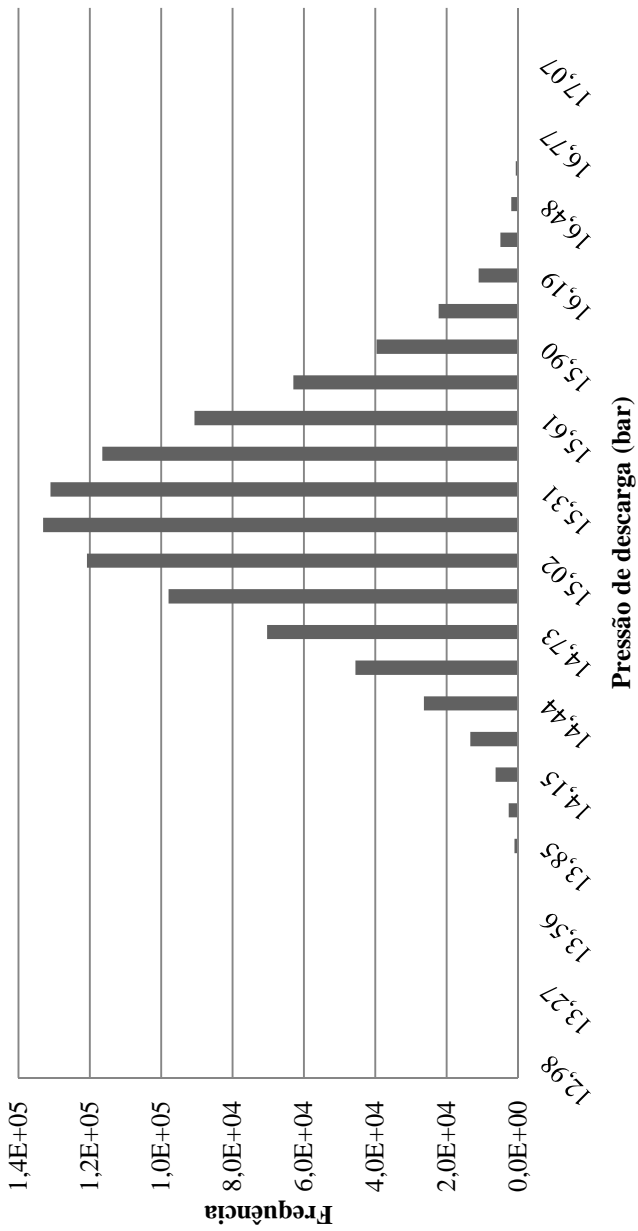


Figura 40: Histograma compressor 2 - Sucção 7,91 bar

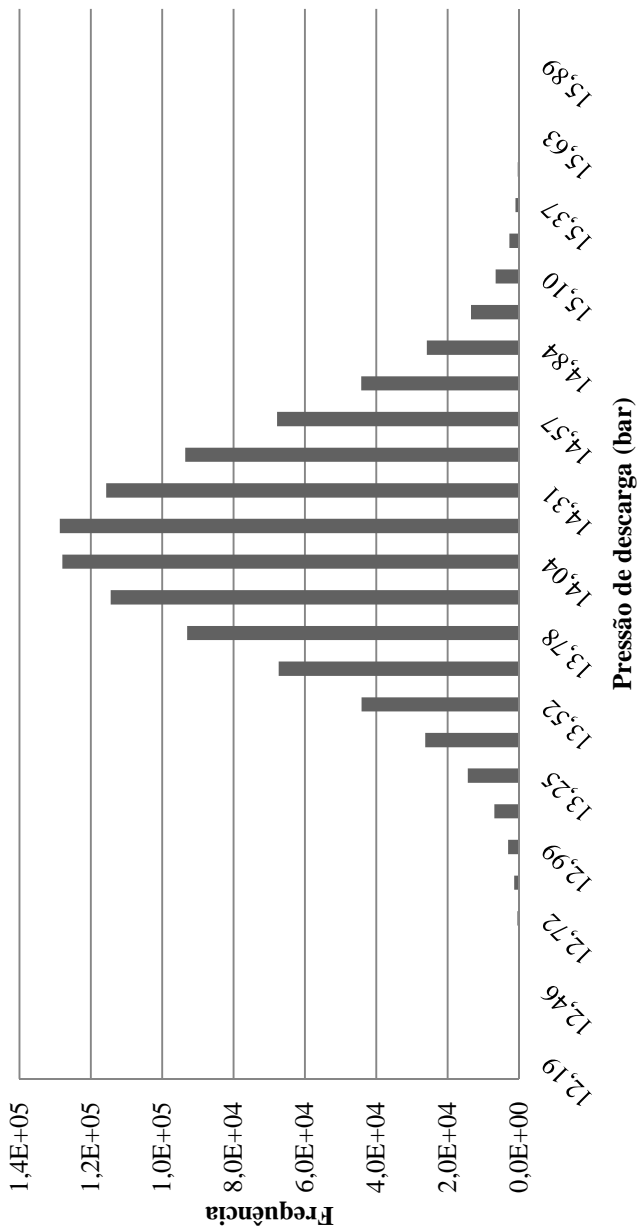


Figura 41: Histograma compressor 2 - Sucção 9,24 bar

A forma de abordagem proposta nesse trabalho para avaliação da incerteza da curva de tombamento se mostrou plenamente adequada. As diversas curvas obtidas através da simulação de Monte Carlo combinam a incerteza de medição, da pressão de sucção e da pressão de descarga, por meio das distribuições geradas. Assim não há a necessidade de uma função de medição que relacione as duas pressões.

Os resultados dos histogramas mostram a dispersão de valores da pressão de descarga já considerando a variação causada pela incerteza da pressão de sucção no resultado do ensaio. De posse desses dados, é possível definir a incerteza da curva, o que permite uma análise mais segura da adequação de um compressor a uma determinada aplicação (Figura 5).

5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS

FUTUROS

5.1 CONCLUSÕES

O presente trabalho teve como objetivos o aprimoramento do sistema de medição de temperatura do enrolamento de compressores e a caracterização do comportamento metrológico de uma bancada de ensaios de partida e tombamento de compressores de refrigeração.

Com intuito de facilitar a compreensão do texto, as conclusões foram organizadas em tópicos.

5.1.1 Quanto à medição de temperatura

A temperatura do enrolamento do motor do compressor é um parâmetro do ensaio que possui extrema importância, uma vez que pode influenciar nos resultados dos ensaios. O sistema de medição desenvolvido por [22] trouxe um grande avanço para a operação da bancada, visto que atualmente as únicas maneiras de monitorar a temperatura durante os ensaios é com um compressor instrumentado ou com a utilização de um ohmímetro com o compressor desligado. Tal sistema permitiu que a medição de temperatura com o compressor sem instrumentação e energizado fosse possível. Porém, padecia da alta incerteza na medição de temperatura por não ter sido projetado prevendo a utilização na bancada de partida e de tombamento, que possui uma tolerância mais restrita do que o sistema de medição poderia garantir.

Buscou-se não acrescentar novos equipamentos na bancada para medição de temperatura, e sim aprimorar o existente. Algumas soluções em medição de tensão e corrente foram analisadas e chegou-se a conclusão que o circuito mais adequado à bancada de partida e de tombamento para medição de corrente é composto de um resistor shunt, um amplificador de ganho e um amplificador de isolamento. Para o circuito de medição de tensão o mais adequado é composto de um divisor resistivo, um amplificador para adequação de impedâncias e um amplificador de isolamento.

Com as modificações propostas neste trabalho diminuiu-se a incerteza na medição da resistência do enrolamento e atingiu-se uma incerteza na medição de temperatura de no máximo 1,43 °C, abaixo dos 2 °C estipulados inicialmente como incerteza máxima admissível. Em comparação com o sistema desenvolvido por [22], obteve-se redução de até 92% na incerteza de medição de temperatura, o que foi considerado um grande avanço em termos metrológicos. Esses resultados mostram que é possível a aplicação do sistema existente com algumas modificações na bancada de partida e de tombamento, garantindo que os ensaios sejam efetuados dentro das tolerâncias exigidas.

5.1.2 Quanto à avaliação da incerteza de medição

Observou-se durante a pesquisa bibliográfica a inexistência de publicações que abordassem a análise da incerteza de medição em ensaios de partida e de tombamento de compressores de refrigeração. Os métodos do ISO GUM [6] e de seu Suplemento 1 [64] foram utilizados neste trabalho, uma vez que são as principais referências para avaliação da incerteza de medição.

As avaliações das incertezas das pressões de sucção e de descarga foram realizadas utilizando o método do ISO GUM. Nem todas as fontes de incertezas relacionadas às duas pressões foram levadas em conta, pois a bancada é um protótipo e não está definida qual a arquitetura de aquisição de sinais que será utilizada no modelo final. Porém utilizaram-se os dados disponíveis e as avaliações experimentais realizadas para ilustrar o método para avaliação da curva de tombamento.

A avaliação da curva de tombamento realizada neste trabalho seguiu os princípios do Suplemento 1 do ISO GUM através de simulação pelo método de Monte Carlo. A ausência da função de medição para os gráficos analisados foi um fator limitante à plena aplicação do método. No entanto, o método alternativo proposto permitiu avaliar a incerteza da curva de tombamento de compressores mesmo com tal limitação, através da simulação de milhões de curvas, permitindo que fossem obtidos resultados com nível de confiança de 95%.

A avaliação metrológica da bancada conferiu confiabilidade aos resultados, o que permite que sejam utilizados com maior segurança.

5.1.3 Quanto ao alcance dos objetivos e ganhos adicionais

Os resultados obtidos através deste trabalho mostram que os objetivos iniciais foram atendidos.

Obeve-se redução na incerteza de medição de temperatura, tal como exposto no item 5.1.1, de forma que o equipamento de medição aprimorado passou a atender aos requisitos exigidos nos ensaios de partida e de tombamento.

Tornou-se possível a análise da incerteza de medição da curva de tombamento utilizando-se o método proposto. As limitações impostas pelas características dos resultados dos ensaios foram contornadas através desse método alternativo, de modo que se atingiu o objetivo utilizando princípios das duas principais referências para análise de incertezas: ISO GUM [6] e seu Suplemento 1 [64].

5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

O circuito de medição de corrente ainda permite melhorias, destacando-se a adição de mais um ganho no circuito de medição a fim de diminuir a incerteza para medição de compressores cuja bobina tenha resistência de (2 a 4) Ω .

A bancada existente no LIAE é um protótipo que utiliza um computador pessoal e algumas placas de aquisição de sinais, apresentadas no item 2.4.2. Para que seja possível levá-la para a indústria é necessária a definição de uma arquitetura robusta para aquisição de sinais e controle, assim como especificação de todos os outros componentes.

As incertezas das medições de pressão e descarga podem ser mais exploradas quando houver certeza da arquitetura que será utilizada, uma vez que será possível levar em conta a real parcela da incerteza do hardware de aquisição de sinais na incerteza do processo de medição.

REFERÊNCIAS

1. VIEIRA, R. P.; AZZOLIN, R. Z.; GASTALDINI, C. C. **Electrical Parameters Identification of Hermetic Refrigeration Compressors with Single-Phase Induction Machines using RLS Algorithm**. XIX International Conference on Electrical Machines. Roma: [s.n.]. 2010.
2. SCUSSEL, J. N. **Propostas de ações para reduzir o tempo demandado por ensaio de desempenho de compressores herméticos**. Dissertação (Mestrado) - Curso de Pós-Graduação em Metrologia Científica e Industrial. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2006. 152 p.
3. CHANG, C.-C.; LIANG, N.-W.; CHEN, A. S.-L. Miniature Vapor Compressor Refrigeration System for Electronic Cooling. **IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies**, Dec 2010.
4. HENKLEIN, P. **Análise de ensaios de compressores herméticos durante o transitório**. Dissertação (Mestrado) - Curso de Pós-Graduação em Metrologia Científica e Industrial. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2006. 136 p.
5. COSTA, J. G. F. D. **Automação de ensaios de compressores de refrigeração operando sob condições extremas**. Dissertação (Mestrado) - Curso de Pós-Graduação em Metrologia Científica e Industrial. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2010. 195 p.
6. INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **Guide to the expression of uncertainty in measurement**. Tradução de ABNT Inmetro. 3. ed. Rio de Janeiro: [s.n.], 2003.
7. POLETTO, E. L. **Aprimoramento de uma bancada de ensaios de desempenho de compressores herméticos visando reduzir incertezas de medição**. Dissertação (Mestrado) - Curso de Pós-Graduação em Metrologia Científica e Industrial. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2006. 107 p.
8. ALTHOUSE, A. D.; TURNQUIST, C. H.; BRACCIANO, A. F. **Modern Refrigeration and Air Conditioning**. [S.l.]: The Goodheart-Willcox Company, Inc, 2004.

9. PIZARRO, R. A. **Influência do óleo lubrificante na transferência de calor em um compressor hermético alternativo**. Dissertação (Mestrado) - Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2007. 134 p.
10. ROVARIS, J. B. **Uma metodologia para simulação numérica de compressores**. Dissertação (Mestrado) - Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2004. 114 p.
11. MORRIESEN, A. **Investigação experimental do transiente térmico no processo de sucção de compressores de refrigeração doméstica**. Dissertação (Mestrado) - Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2009. 183 p.
12. SERRANO, J. R. **Numerical simulation and experimental validation of hermetic compressors Integration in vapour compression refrigerating systems**. Doctoral Thesis. Centre Tecnològic de Transferència de Calor. Terrassa: Universidad Politècnica de Catalunya, 2002.
13. STOECKER, W. F.; JABARDO, J. M. S. **Refrigeração Industrial**. 2. ed. [S.l.]: Edgard Blücher LTDA, 2002.
14. WHITMAN, W. C.; JOHNSON, W. M.; TOMCZYC, J. A. **Refrigeration & Air Conditioning Technology**. 5. ed. [S.l.]: Thomson - Delmar Learning, 2005.
15. FITZGERALD, A. E.; KINGSLEY, C.; UMANS, S. D. **Electric Machinery**. 6nd. ed. New York: McGraw-Hill, 2003.
16. HUGHES, A. **Electric Motors and Drives**. 3. ed. Burlington: Newnes/Elsevier, 2006.
17. PACHECO, A. L. S. **Desenvolvimento de um sistema para medir a resistência de enrolamento em motores de compressores energizados**. Dissertação (Mestrado) - Curso de Pós-Graduação em Metrologia Científica e Industrial. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2007. 180 p.
18. EMBRACO. **Padrão Operacional (POP) - Ensaio de Partida**. [S.l.].
19. ANDERSON, E. P.; PALMQUIST, R. E. **Refrigeration: Home and Commercial**. 4. ed. [S.l.]: Hemus, 2002.

20. EMBRACO. **Padrão Operacional (POP) - Ensaio de Tombamento.** [S.l.].
21. EMBRACO. **Informativo Técnico - Utilização do R 134a em Sistemas Herméticos de Refrigeração LBP.** [S.l.], 1996.
22. SILVEIRA, A. N. **Diminuição do tempo de transitório em ensaios de desempenho de compressores utilizando injeção de corrente contínua.** Dissertação (Mestrado) - Curso de Pós Graduação em Metrologia Científica e Industrial. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2010. 225 p.
23. DEMAY, M. B. **Desenvolvimento de um sistema para medição de frequência rotacional em compressores herméticos.** Dissertação (Mestrado) - Curso de Pós-Graduação em Metrologia Científica e Industrial. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2008. 153 p.
24. WIKA. Your Partner for Pressure and Temperature Measurement Solutions. Disponível em: <<http://www.wika.com>>. Acesso em: 28 Novembro 2011.
25. IOPE. Instrumentos de Precisão. Disponível em: <<http://www.iope.com.br/>>. Acesso em: 29 Novembro 2011.
26. OGATA, K. **Modern Control Engineering.** 3. ed. [S.l.]: Prentice Hall, 1997.
27. SWAGELOK. Swagelok.com the source for tube fittings, valves and other fluid system components. Disponível em: <<http://www.swagelok.com/>>. Acesso em: 30 Novembro 2011.
28. DANFOSS. **Global Group - Danfoss.** Disponível em: <<http://www.danfoss.com.br>>. Acesso em: 30 Novembro 2011.
29. MAXON Motor - Driven by Precision. Disponível em: <<http://www.maxonmotor.com>>. Acesso em: 30 Novembro 2011.
30. CIA - CAN IN AUTOMATION. **Controller Area Network.** Disponível em: <<http://www.can-cia.org/>>. Acesso em: 01 Dezembro 2011.
31. FERREIRA, J. M. M. **Introdução ao Projecto com Sistemas Digitais e Microcontroladores.** 1. ed. [S.l.]: FEUP edições, 1998.
32. EXTECH ELECTRONICS. Exceeding Technology Barriers. Disponível em: <<http://www.extech-electronics.com>>. Acesso em: 01 Dezembro 2011.
33. PETROVIC, S. A. B. **Proposta de arquitetura do sistema de**

- automação aplicado a ensaios de desempenho de compressores herméticos de refrigeração.** Dissertação (Mestrado) - Curso de Pós-Graduação em Metrologia Científica e Industrial. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2007. 113 p.
34. STUMBERGER, G. et al. Prevention of Iron Core Saturation in Multi-Winding Transformers for DC-DC Converters, v. 46, n. 2, p. 582-585, February 2010.
 35. LUKITSCH, W. Dynamic Braking Without Specialized Controls. **Textile Industry Technical Conference, IEEE Annual**, p. 6/1-6/1, May 1989.
 36. SHEMANSKE, R. Electronic Motor Braking, v. IA-19, n. 5, p. 824-831, September/October 1983.
 37. MICHALSKI, L. et al. **Temperature Measurement**. 2. ed. Chichester: Wiley, 2001.
 38. CHILDS, P. R. N. **Practical Temperature Measurement**. Jordan Hill: Butterworth Heinemann, 2001.
 39. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 0794**. Rio de Janeiro: [s.n.], 2003. 61 p.
 40. EMBRACO; ASPERA. **Compressors Handbook**, April 2000. Disponível em: <http://www.embraco.com.br/portugue/produtos/informativos_pdf/mp01eg.pdf>. Acesso em: 06 dez. 2011.
 41. U.S. NATIONAL BUREAU OF STANDARDS. **Copper Wire Tables**. Washington: [s.n.], 1966.
 42. CENTRO DE ENSINO E PESQUISA APLICADA - USP. Variação da resistência com a temperatura. **e-física**, 2007. Disponível em: <http://efisica.if.usp.br/eletricidade/basico/corrente/var_resist_temperatura/>. Acesso em: 22 Maio 2012.
 43. LIDE, D. R. **CRC Handbook of Chemistry and Physics**. 75. ed. Boca Raton: CRC Press, 1994.
 44. MANJESHA; JYOTHI, B. **Minimization of Heat in the Stator Windings of a 3 Phase Induction Motor Using SPWM Technique - An Experimental Study**. Power Electronics Systems and Applications. [S.l.]: PESA 2009. 3rd International Conference on. may 2009. p. 1-2.

45. LEE, S. B.; HABELTLER, T. G. An Online Stator Winding Resistance Estimation Technique for Temperature Monitoring of Line-Connected Induction Machines. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. 39, 2003.
46. ALBERTAZZI, A.; SOUZA, A. R. **Fundamentos da Metrologia Científica e Industrial**. 1. ed. Barueri: Manole, 2008.
47. LEM. Current Transducer LA 25-NP. Disponível em: <<http://www.lem.com/docs/products/la%2025-np.pdf>>. Acesso em: 23 dez. 2011.
48. ANALOG DEVICES. AD215 Datasheet, 1996. Disponível em: <http://www.analog.com/static/imported-files/data_sheets/AD215.pdf>. Acesso em: 21 dez. 2011.
49. COSTA, R. **Automação e garantia da confiabilidade metrológica em ensaio de curto-circuito em baixa tensão**. Dissertação (Mestrado) - Curso de Pós-Graduação em Metrologia. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2005. 189 p.
50. BARBOSA, F. Q. **Redução das incertezas nas medições de grandezas elétricas em uma bancada de ensaios de desempenho de compressores**. Dissertação (Mestrado) - Curso de Pós-Graduação em Metrologia Científica e Industrial. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2006. 190 p.
51. OHMITE MANUFACTURING COMPANY. TGHG Series - Precision Current Sense Resistors. Disponível em: <<http://www.ohmite.com/catalog/pdf/tghg.pdf>>. Acesso em: 27 dez. 2011.
52. BURR-BROWN PRODUCTS FROM TEXAS INSTRUMENTS. Fast-Settling FET-Input Instrumentation Amplifier INA110, 2005. Disponível em: <<http://www.ti.com/lit/ds/symlink/ina110.pdf>>. Acesso em: 26 dez. 2011.
53. BURR-BROWN PRODUCTS FROM TEXAS INSTRUMENTS. Precision Lowest-Cost Isolation Amplifier ISO124, 2005. Disponível em: <<http://www.ti.com/lit/ds/symlink/iso124.pdf>>. Acesso em: 26 dez. 2011.
54. BURR-BROWN. High Accuracy Instrumentation Amplifier INA101, 1981. Disponível em: <<http://www.ti.com/lit/ds/symlink/ina101.pdf>>. Acesso em: 26

- dez. 2011.
55. FLUKE CALIBRATION. 5520A High Performance Multi-Product Calibrators | Fluke Calibration: United States. Disponível em: <http://us.flukecal.com/products/electrical-calibration/calibrators/5520a-high-performance-multi-product-calibrators>>. Acesso em: 12 dez. 2011.
 56. FLUKE CALIBRATION. 8508A 8.5 Digit Reference Multimeter | Fluke Calibration: United States. Disponível em: <http://us.flukecal.com/products/standard-laboratory-meters/8508a-reference-multimeter>>. Acesso em: 12 dez. 2011.
 57. KACKER, R.; TOMAN, B.; HUNANG, D. Comparison of ISO-GUM, draft GUM Supplement 1 and Bayesian statistics using simple linear calibration. **Metrologia**, Institute of Physics Publishing, p. s167-s177, 2006.
 58. MARTINS, M. A. F. et al. Comparação entre os métodos linear e não linear para a avaliação da incerteza de medição. **Revista Controle & Automação**, v. 21, n. 6, p. 557-576, Novembro e Dezembro 2010.
 59. KACKER, R.; SOMMER, K.-D.; KESSEL, R. Evolutions of modern approaches to express uncertainty in measurement. **Metrologia**, IOP Publishing, n. 44, p. 513-529, 2007.
 60. HERRADOR, M. Á.; GONZÁLEZ, A. G. Evaluation of measurement uncertainty in analytical assays by means of Monte-Carlo simulation. **Talanta**, April 2004.
 61. LEPECK, A. A computer program for a general case evaluation of the expanded uncertainty. **Accreditation and Quality Assurance**, v. 8, p. 296-299, May 15 2003.
 62. INSTITUTO NACIONAL DE METROLOGIA, NORMALIZAÇÃO E QUALIDADE INDUSTRIAL. **Vocabulário internacional de termos fundamentais e gerais de metrologia - VIM**. 4. ed. Rio de Janeiro: INMETRO, 2007. 72 p.
 63. COX, M.; HARRIS, P. An outline of supplement 1 to the guide to the expression of uncertainty in measurement on numerical methods for the propagation of distributions. **Measurement Techniques**, v. 48, n. 4, p. 336-345, 2005.
 64. JOINT COMMITTEE FOR GUIDES IN METROLOGY. **Evaluation of measurement data - Supplement 1 to the "Guide to the expression of uncertainty in measurement" - Propagation**

- of distributions using a Monte Carlo method.** 1. ed. [S.l.]: [s.n.], 2008. 82 p.
65. WÜBBELER, G.; KRYSTEK, M.; ELSTER, C. Evaluation of measurement uncertainty and its numerical calculation by a Monte Carlo method. **Measurement Science and Technology**, n. 19, 2008.
 66. WIKA. Pressure Transmitter for Precision Measurement, 2009. Disponível em: <http://www.wika.ru/upload/DS_PE8132_GB_1572.pdf>. Acesso em: 04 jan. 2012.
 67. NATIONAL INSTRUMENTS. Full-Features E Series Multifunction DAQ. Disponível em: <http://www.ni.com/pdf/products/us/4daqsc199-201_ETC_212-213.pdf>. Acesso em: 04 jan. 2012.
 68. NATIONAL INSTRUMENTS. What is NI Labview? Disponível em: <<http://www.ni.com/labview/whatis/>>. Acesso em: 04 jan. 2012.
 69. HALLIDAY, D.; RESNICK, R. **Física 3**. São Paulo: Livros Técnicos e Científicos (LTC), 1984.

ANEXO A – COEFICIENTES DE TEMPERATURA DO COBRE

TABLE 2. Various standard values for resistivity, temperature coefficient, and density, of annealed copper

Temperature C	1 England (Eng. Stds. Com., 1904)	2 Germany, Old "Normal Kupfer," density 8.91	3 Germany, Old "Normal Kupfer," assuming density 8.89	4 Lindeck, Mat- thiessen value, assuming density 8.89	5 A. I. E. E. before 1907 (Matthiessen value)	6 A. I. E. E. 1907 to 1910	7 Bureau of Standards and A. I. E. E. 1911	8 International Annealed Copper Standard
RESISTIVITY IN OHM-GRAM/METER ²								
0°	0.141 36 ₂	0.139 59 ₀	0.139 27 ₇	0.141 57 ₁	0.141 72 ₀	0.141 72 ₀	0.141 06 ₃	0.141 33 ₂
15°	.150 43 ₇	.148 50 ₂	.148 16 ₄	.149 97 ₄	.150 14 ₁	.150 65 ₈	.150 03 ₄	.150 29 ₀
(15.6°)	.150 8							
20°	.153 46 ₃	.151 47 ₀	.151 130	.152 85 ₁	.153 02 ₂	.153 63 ₄	.153 02 ₂	.153 28
25°	.156 48 ₈	.154 44 ₀	.154 09 ₃	.155 76 ₃	.155 93 ₈	.156 61 ₀	.156 01 ₀	.156 26 ₂
TEMPERATURE COEFFICIENT OF RESISTANCE PER °C								
0°	0.004 28	0.004 25 ₅	0.004 25 ₅	(11)	(11)	0.004 2	0.004 27 ₇	0.004 26 ₃
15°	.004 02 ₂	.004	.004			.003 95 ₁	.004 01 ₉	.004 00 ₂
20°	.003 94 ₃	.003 92 ₂	.003 92 ₂			.003 87 ₅	.003 94	.003 93
25°	.003 86 ₄	.003 84 ₆	.003 84 ₆			.003 80 ₁	.003 86 ₄	.003 85 ₄
DENSITY IN GRAMS/CM ³								
	1 ² 8.89	8.91	(8.89)	(8.89)	8.89	8.89	1 ³ 8.89	1 ³ 8.89

NOTE.—An explanation of table is given on p. 8.

¹¹ Matthiessen's formula: $M = \lambda_0(1 - 0.003 8701 + 0.000 009 009 t)$.

M and λ_0 = reciprocal of resistance at t and 0 °C, respectively.

¹² At 15.6 °C.

¹³ This is the density at 20 °C. It corresponds to 8.90 at 0 °C.

TABLE 3. Temperature coefficients of copper for different initial Celsius (Centigrade) temperatures and different conductivities

Ohm-gram/ meter at 20 °C	Percent conduc- tivity	α_0	α_{15}	α_{20}	α_{25}	α_{30}	α_{60}	T
0.161 34	95	0.00403	0.00380	0.00373	0.00367	0.00360	0.00336	247.8
.159 66	96	.004 08	.003 85	.003 77	.003 70	.003 64	.003 39	245.1
.158 02	97	.004 13	.003 89	.003 81	.003 74	.003 67	.003 42	242.3
.157 21	97.5	.004 15	.003 91	.003 83	.003 76	.003 69	.003 44	241.0
.156 40	98	.004 17	.003 93	.003 85	.003 78	.003 71	.003 45	239.6
.154 82	99	.004 22	.003 97	.003 89	.003 83	.003 74	.003 48	237.0
.153 28	100	.004 27	.004 01	.003 93	.003 85	.003 78	.003 52	234.5
.151 76	101	.004 31	.004 05	.003 97	.003 89	.003 82	.003 55	231.9
.150 37	102	.004 36	.004 09	.004 01	.003 93	.003 85	.003 58	229.5

NOTE.—The fundamental relation between resistance and temperature is the following:

$$R_t = R_{t_1} (1 + \alpha_{t_1} t - t_1),$$

where α_{t_1} is the "temperature coefficient," and t_1 is the "initial temperature" or "temperature of reference."

The values of α in the above table exhibit the fact that the temperature coefficient of copper is proportional to the conductivity. The table was calculated by means of the following formula, which holds for any percent conductivity, n , within commercial ranges, and for Celsius temperatures. (n is considered to be expressed decimal; e. g., if percent conductivity = 99 percent, $n = 0.99$.)

$$\alpha_{t_1} = \frac{1}{n(0.00393)} + (t_1 - 20)$$

The quantity T in the last column of the above table presents an easy way of remembering the temperature coefficient, its usefulness being evident from the following formulas:

$$t - t_1 = \frac{R_t - R_{t_1}}{R_{t_1}} (T + t_1)$$

$$\frac{R_t}{R_{t_1}} = 1 + \frac{t - t_1}{T + t_1} = \frac{T + t}{T + t_1}$$