



UNIVERSIDADE FEDERAL DA BAHIA

**Departamento de Engenharia Mecânica da Escola Politécnica
Departamento de Ciência da Computação do Instituto de Matemática**

PPGM – PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM MECATRÔNICA

VÍTOR PINHEIRO FERREIRA

**ESTUDO DO USO DE SENSORES DE TEMPERATURA NA
MEDIÇÃO E CONTROLE DE VAZÃO DE GASES COM
APLICAÇÃO EM HVAC.**

**Salvador
2008**

VÍTOR PINHEIRO FERREIRA

**ESTUDO DO USO DE SENSORES DE TEMPERATURA NA
MEDIÇÃO E CONTROLE DE VAZÃO DE GASES COM
APLICAÇÃO EM HVAC.**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Mecatrônica, programa conjunto com o Departamento de Engenharia Mecânica e o Departamento de Ciência da Computação, da Universidade Federal da Bahia como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre.

Orientador: Prof. Dr. Iuri Muniz Pepe

Salvador
2008

Dedico este trabalho a UFBA- Universidade Federal da Bahia por ter me dado a oportunidade de conhecer e conviver com essa ciência tão linda e fascinante chamada engenharia.

AGRADECIMENTOS

Antes de tudo, gostaria de agradecer ao meu orientador o professor Dr. Iuri Pepe, a quem credito todo o apoio durante o transcorrer do trabalho desde a fase de planejamento passando pelo desenvolvimento e a conclusão do mesmo. Através do convívio com ele, pude não apenas aprender técnicas, mas aumentar meu domínio da língua portuguesa, e melhorar muito como ser humano. Certamente ele foi fundamental para que pudesse realizar este trabalho.

Agradeço a toda turma do LAPO (Laboratório de Propriedades Ópticas da UFBA), pelas importantíssimas sugestões e atenção. Em especial a Lula por sua genialidade, a Itã, João Vítor, Froes, Marcos e PC pelo apoio e companheirismo em todos os momentos.

Um dia ouvi dizer que a música e o estudo nos aproximam de Deus, sendo assim, posso dizer que o LAPO, embora encravado no subsolo do Instituto de Física da UFBA, nos torna muito mais próximos do criador.

Gostaria de agradecer também a minha mãe pela paciência e apoio durante todo este período.

Agradeço também aos professores Herman Lepkison, Luis Alberto e Ednildo Torres pelos sábios conselhos acadêmicos, bem como aos colegas Alex Alisson e Lourenço Gobira pelo apoio incentivador.

"...Meu negócio é aproveitar e me divertir. E por que não, se no fim tudo vai acabar mesmo?..."

Janis Joplin

"...Quando o poder do amor superar o amor pelo poder, o mundo conhecerá a paz..."

Jimmy Hendrix

RESUMO

O presente trabalho visa o estudo da aplicação dos sensores térmicos, notadamente, os do tipo termoresistivo, numa configuração de anemômetros de fio quente (“*Hot Wire Anemometer*”) para fins de medição e controle de vazão de gases e fluidos pouco viscosos em dutos. Serão reportadas etapas importantes do projeto como a concepção e montagem de um banho termostático de baixo custo para estudo dos sensores termoresistivos, possibilitando desta forma o levantamento, com maior exatidão, da variação da resistência do sensor com a temperatura para tais transdutores. Além disso, são descritos o projeto e a montagem de um protótipo para calibração de anemômetros de fio quente para baixas velocidades (menores que $1,0 \text{ m.s}^{-1}$), dotado de um braço giratório acionado por um motor de velocidade variável e ajustável, de forma a gerar um padrão primário de velocidade, extremamente necessário para a calibração deste medidor de fluxo proposto, sobretudo em baixas velocidades. Espera-se com este trabalho demonstrar a viabilidade do uso dos sensores térmicos em aplicações de medição e controle de vazão de gases e fluidos pouco viscosos, além de avaliar as fontes de incertezas de medição do método, servindo como uma metodologia a ser utilizada como alternativa metrológica para outros sistemas como os de medição e distribuição de gás, por exemplo.

Palavras Chaves: Sensores térmicos, anemômetro de fio quente, controle.

ABSTRACT

The objective of this work is the study of the application of thermal sensors (termistors) in a configuration of hot wire anemometers for measurement and control of gases and low viscosity fluid flow in ducts. Important stages of the project will be reported as the development of a low cost thermostatic bath for study of the thermal sensors, making possible in such a way the high exactness calibration of the resistance sensor with the temperature. The design and construction of a calibration device prototype for hot wire anemometers in low speeds (lesser than $1,0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) is presented. It has a revolving arm driven by a variable speed motor to generate a speed primary standard, extremely necessary for the calibration of this flowmeter, especially in low speeds. This work intend to demonstrate the viability of using of thermal sensors in applications of measurement and control of gases and low viscosity fluids flows, and, at same time, to evaluate the sources of measurement uncertainties of the method, serving as a methodology to be used in others measurements systems for gas distribution, for example.

Key-Words: Thermal sensors, hot-wire anemometers, control.

LISTA DE FIGURAS

| | |
|---|----|
| Figura 1– Representação gráfica de filete fluido para equação de Bernoulli..... | 21 |
| Figura 2 – Representação gráfica das parcelas da energia na veia fluida..... | 22 |
| Figura 3 – Relação entre o coeficiente de descarga com o número de Reynolds e o tipo de elemento primário..... | 24 |
| Figura 4 – Detalhe de instalação de uma placa de orifício..... | 25 |
| Figura 5 – Vista em corte de placa de orifício clássica..... | 25 |
| Figura 6 – Vista em corte de um tubo Venturi..... | 26 |
| Figura 7 – Tubo de Pitot original para canais abertos..... | 27 |
| Figura 8 – Tubo de Pitot modificado para canais fechados..... | 27 |
| Figura 9 – Perfil da velocidade em uma tubulação (à esquerda laminar e turbulento à direita)..... | 28 |
| Figura 10 - Vista em corte de tubos de Pitot..... | 29 |
| Figura 11 – Medidor de vazão ultra-sônico por efeito Doppler..... | 31 |
| Figura 12 - Medidor de Vazão ultra-sônico a tempo de trânsito..... | 32 |
| Figura 13 – Medidor de vazão térmico para fluxo laminar..... | 33 |
| Figura 14 – Instalação de sondas em dutos circulares..... | 34 |
| Figura 15 – Detalhe dos sensores do anemômetro de fio quente..... | 35 |
| Figura 16 - Representação para sensores termoresistivos RTDs..... | 37 |
| Figura 17 - Comparação entre os materiais usados para RTDs..... | 38 |
| Figura 18 – Representação dos termistores PTC (à esquerda) e NTC (à direita)..... | 40 |
| Figura 19 – Curva R x T para um termistor PTC..... | 41 |
| Figura 20 – Formatos básicos de termistores comerciais..... | 41 |
| Figura 21 – Curva R x T para termistores NTC..... | 42 |
| Figura 22 - Variação de B com a temperatura..... | 44 |
| Figura 23 – Comparação entre as curvas de resposta entre sensores RTDs e termistores..... | 45 |
| Figura 24 – Constante de tempo para termoresistores..... | 47 |
| Figura 25 – Curva característica V x I para termistores..... | 49 |
| Figura 26– Curva corrente x tempo para termistores..... | 50 |
| Figura 27– Circuito para anemômetros a corrente constante..... | 51 |
| Figura 28 – Circuito para anemômetros a temperatura constante com RTDs..... | 54 |
| Figura 29 – Circuito para anemômetros a temperatura constante com termistores NTC.... | 55 |
| Figura 30 – Circuito para anemômetro a temperatura constante para compensação de temperatura..... | 57 |
| Figura 31 – Resultados da calibração (curva $V^2 \times v^n$) de anemômetro a temperatura constante para compensação de temperatura..... | 58 |
| Figura 32 – Circuito para anemômetro a temperatura constante com apenas um termistor para compensação de temperatura..... | 59 |
| Figura 33– Circuito para anemômetro digital com sinal PWM..... | 59 |
| Figura 34 – Circuito para anemômetros a tensão constante..... | 61 |
| Figura 35 - Curva característica Tensão x Velocidade para anemômetros a temperatura constante..... | 66 |
| Figura 36- Dispositivo para calibração de anemômetros de fio quente em baixas velocidades..... | 68 |
| Figura 37– Detalhe do banho termostático para caracterização de sensores termoresistivos..... | 70 |

| | |
|--|-----|
| Figura 38 – Circuito para coleta do sinal do banho..... | 71 |
| Figura 39 – Detalhe do posicionamento do sensor a ser estudado no banho termostático. | 72 |
| Figura 40 – Pontos R x T para termistor NTC-3200 Ω | 74 |
| Figura 41 – Curva ajustada R x T para termistor NTC-3200 Ω | 74 |
| Figura 42 – Pontos R x T para RTD Pt-100. | 76 |
| Figura 43 – Curva linearizada R x T para RTD Pt-100..... | 76 |
| Figura 44 – O desenho unifilar para o circuito do anemômetro a temperatura constante... .. | 78 |
| Figura 45 – Circuito do anemômetro montado em matriz de contatos. | 79 |
| Figura 46 – Detalhe de montagem dos resistores fixos no sistema de arrefecimento. | 80 |
| Figura 47 – Desenho unifilar para o circuito do anemômetro a temperatura constante com estágios de amplificação..... | 81 |
| Figura 48 – Detalhe do circuito montado em placa universal. | 82 |
| Figura 49 – Vista frontal do módulo eletrônico-2..... | 83 |
| Figura 50 – Vista traseira do módulo eletrônico-2..... | 83 |
| Figura 51 – Detalhe de fixação da ponte de Wheatstone e seu sistema de resfriamento. ... | 84 |
| Figura 52 – Vista frontal da caixa do módulo eletrônico-1..... | 85 |
| Figura 53 – Vista frontal da caixa de montagem do sistema de aquisição de dados..... | 86 |
| Figura 54 – Vista interna da caixa de aquisição de dados contendo circuito de medição de temperatura e tacômetro. | 86 |
| Figura 55 - Planta baixa do protótipo para calibração de anemômetros | 87 |
| Figura 56 - Vista geral do protótipo para calibração de anemômetros..... | 88 |
| Figura 57 - Detalhe da montagem do conjunto módulo termoelétrico e dissipadores | 89 |
| Figura 58 – Detalhe de uma das unidades de refrigeração do protótipo de calibração. | 89 |
| Figura 59 - Vista interna do protótipo com detalhe dos ventiladores internos..... | 90 |
| Figura 60 - Vista do controlador e fonte para ventiladores internos e externos..... | 91 |
| Figura 61 - Detalhe do módulo de acionamento do motor do braço com sistema PWM.... | 91 |
| Figura 62 - Detalhe do encoder óptico incremental montado no braço giratório..... | 92 |
| Figura 63 – Escove elétrica para coleta do sinal do sensor de velocidade. | 93 |
| Figura 64 – Detalhe das trilhas da escove elétrica..... | 93 |
| Figura 65 – Análise de ruído para escova no primeiro valor de rotação. | 94 |
| Figura 66 – Análise de ruído para escova no segundo valor de rotação. | 94 |
| Figura 67 – Análise de ruído para escova no terceiro valor de rotação..... | 95 |
| Figura 68 – Análise de ruído para escova no quarto valor de rotação..... | 95 |
| Figura 69 – Análise de ruído para escova no quinto valor de rotação..... | 96 |
| Figura 70 – Análise de ruído para escova no sexto valor de rotação. | 96 |
| Figura 71 – Comportamento da temperatura interna no protótipo de calibração com temperatura externa de 22,0 °C..... | 98 |
| Figura 72 – Comportamento da temperatura interna no protótipo de calibração com temperatura externa de 12,0 °C..... | 99 |
| Figura 73– Detalhe da câmara climatizadora para manutenção da temperatura externa ao protótipo. | 100 |
| Figura 74 – Unidade condensadora para câmara climatizadora e seu controlador eletrônico. | 100 |
| Figura 75 – Protótipo de calibração no interior da câmara climatizadora..... | 101 |
| Figura 76 – Localização dos pontos de avaliação da homogeneidade do protótipo de calibração..... | 101 |
| Figura 77 – Sensores de velocidade (à esquerda) e de temperatura (à direita) utilizados para o anemômetro. | 103 |
| Figura 78 – Pontos e curva ajustada para relação R x T no termistor de 1 k Ω (sensor de temperatura)..... | 104 |

| | |
|---|-----|
| Figura 79 – Pontos e curva ajustada para relação R x T no termistor de 250 Ω (sensor de velocidade). | 106 |
| Figura 80 – Curva com resposta do sinal para desligamento dos ventiladores internos... .. | 107 |
| Figura 81 – Descrição esquemática do sistema fluido-dinâmico para calibração do anemômetro a altas velocidade e validação final. | 108 |
| Figura 82 – Fan-coil para climatização do sistema fluido-dinâmico..... | 108 |
| Figura 83 – Sistema fluido-dinâmico montado para calibração e testes do anemômetro . | 109 |
| Figura 84 – Detalhe do anemômetro padrão e termômetro para calibração e testes. | 110 |
| Figura 85 – Trecho reto de duto usado para fixação dos sensores do anemômetro e do tubo de Pitot..... | 110 |
| Figura 86 – Seção reta de instalação dos sensores do anemômetro e do tubo de Pitot. | 111 |
| Figura 87 – Pontos medidos de calibração para anemômetro em protótipo de baixas velocidades. | 113 |
| Figura 88 – Curvas ajustadas V_{out}^2 (anemômetro) x Velocidade x Temperatura para velocidades menores que 1,0m/s. | 115 |
| Figura 89 – Pontos medidos da calibração V_{out}^2 (anemômetro) x Velocidade x Temperatura para velocidades entre 0,0 e 3,5 m/s. | 116 |

LISTA DE TABELAS

| | |
|--|-----|
| Tabela 1 – Locação dos pontos para tomadas de pressão..... | 30 |
| Tabela 2 – Erros de linearidade para termistores. | 44 |
| Tabela 3 – Erro de histerese para termistor 3200 Ω | 75 |
| Tabela 4 - Erro de histerese para RTD Pt-100..... | 77 |
| Tabela 5 – Desvio de Homogeneidade para o protótipo de calibração | 102 |
| Tabela 6 – Dados de calibração ($V_{out}^2 \times Vel \times T$) para velocidade até 1,0 m/s. | 113 |
| Tabela 7 – Dados de calibração para velocidade entre 0,0 a 3,5 m/s e temperatura entre 10,0 e 20,0 °C. | 116 |
| Tabela 8 – Resultados encontrados para a avaliação do modelo proposto..... | 123 |
| Tabela 9 – Resultados encontrados para a medição de velocidade em pontos de temperatura intermediários aos valores de calibração. | 123 |
| Tabela 10 – Resultados encontrados para o anemômetro em pontos de velocidade diferentes da calibração em pontos de temperatura intermediários aos valores de calibração..... | 124 |

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

| | |
|---------------|---|
| A | Área |
| ADC | Conversor Analógico Digital |
| β | Relação entre Diâmetros das Seções em um Duto |
| c | Calor Específico |
| C | Coefficiente de Descarga |
| D | Diâmetro |
| E | Coefficiente Adimensional que depende da Relação de Diâmetros (β) |
| ε | Coefficiente de Expansão Isoentrópica |
| f | Frequência |
| g | Aceleração da Gravidade |
| Gr | Número de Grashof (razão entre as forças de flutuação e viscosa) |
| h | Coefficiente de Convecção |
| Z | Altura |
| H | Entalpia |
| HVAC | Heating, Ventilation and Air Conditioning |
| I | Corrente Elétrica |
| l | Comprimento do Sensor |
| K | Condutividade Térmica |
| Kn | Número de Knudsen (razão entre a dimensão das partículas livres de um fluido) |
| m | Massa |
| Ma | Número de Mach |
| n | Coefficiente para Equação da Lei de King |
| Nu | Número de Nusselt |
| NTC | Negative Temperature Coefficient |
| p | Pressão |
| P | Potência |
| Pr | Número de Prandtl (parâmetro do fluido dependente da temperatura) |
| PTC | Positive Temperature Coefficient |
| PWM | Pulse Width Modulation |
| Q | Calor |

| | |
|-----------|---|
| Q_m | Vazão Mássica |
| r | Raio de giro |
| R | Resistência |
| Re | Número de Reynolds |
| RTD | Resistance Temperature Detector |
| S | Área Superficial do Sensor |
| SPRT | Standard Platinum Resistance Thermometer |
| t | Tempo |
| T | Temperatura |
| v | Velocidade |
| V | Tensão |
| V_{DC} | Tensão Contínua |
| V_{OUT} | Tensão de Saída |
| γ | Peso Específico |
| ρ | Massa Específica |
| μ | Viscosidade Absoluta do Fluido. |
| α | Sensibilidade relativa |
| δ | Constante de Dissipação do Sensor Térmico |
| τ | Constante de Tempo |
| ν | Viscosidade Cinemática |

SUMÁRIO

| | |
|--|------------|
| CAPÍTULO 1 INTRODUÇÃO | 16 |
| 1.1 O Problema | 16 |
| 1.2 Objetivos..... | 17 |
| 1.3 Justificativa | 18 |
| CAPÍTULO 2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA | 19 |
| 2.1 Introdução à Medição de Vazão | 19 |
| 2.2 Métodos de Medição | 19 |
| 2.3 Métodos Deprimogênios | 20 |
| 2.3.1 Medidores de Placa de Orifício | 24 |
| 2.3.2 Medição por Tubo Venturi | 26 |
| 2.3.3 Medição por Tubo de Pitot | 26 |
| 2.3.4 Outros Métodos Deprimogênios..... | 30 |
| 2.4 Medidores Lineares | 30 |
| 2.4.1 Medidores ultra-sônicos | 31 |
| 2.4.2 Outros Medidores Lineares..... | 32 |
| 2.4.3 Medidores Térmicos de Vazão | 32 |
| 2.5 Sensores Termoresistivos | 36 |
| 2.5.1 Sensores RTD | 36 |
| 2.5.2 Termistores | 40 |
| 2.5.3 Caracterização Dinâmica de Sensores Termoresistivos..... | 46 |
| 2.6 Métodos de Condicionamento do Sinal de Anemômetros de Fio Quente..... | 50 |
| 2.6.1 Anemômetros a Corrente Constante (CCA) | 51 |
| 2.6.2 Anemômetros à Temperatura Constante (CTA) | 54 |
| 2.6.3 Anemômetros de Fio Quente a Tensão Constante | 60 |
| 2.6.4 Comparação entre os métodos de condicionamento | 62 |
| 2.7 Técnicas de Calibração de Anemômetros de Fio/filme Quente | 63 |
| CAPÍTULO 3 DESENVOLVIMENTO..... | 69 |
| 3.1 Banho Termostático para Caracterização de Sensores Termoresistivos..... | 69 |
| 3.2 Circuito para Anemômetro de Fio Quente..... | 77 |
| 3.3 Protótipo de Calibração de Anemômetros de Fio Quente em Baixas Velocidades.... | 87 |
| 3.4 Caracterização dos Sensores Utilizados..... | 102 |
| 3.5 Sistema Fluido-Dinâmico para Calibração e Validação do Sistema de Medição Proposto..... | 107 |
| CAPÍTULO 4 CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE MEDIÇÃO | 112 |
| 4.1 Calibração a Baixas Velocidades..... | 112 |
| 4.2 Calibração a Altas Velocidades | 115 |
| CAPÍTULO 5 ALGORÍTMO PARA INDICAÇÃO DO ANEMÔMETRO VIA PORTA-PARALELA | 119 |
| 5.1 Aquisição de Dados..... | 119 |

| | | |
|---|--|------------|
| 5.2 | Processamento dos Dados Adquiridos | 119 |
| CAPÍTULO 6 RESULTADOS ENCONTRADOS..... | | 122 |
| 6.1 | Teste do Modelo | 122 |
| 6.2 | Teste da Estratégia de Interpolação..... | 123 |
| 6.3 | Avaliação das Incertezas pela Ação Combinada do Modelo e da Temperatura..... | 124 |
| CAPÍTULO 7 CONSIDERAÇÕES FINAIS E TRABALHOS FUTUROS..... | | 125 |
| REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS | | 129 |

CAPÍTULO 1 INTRODUÇÃO

1.1 O Problema

A medição da vazão de fluidos em processos industriais ainda continua a ser um grande desafio, para quem tenta encontrar um único método capaz de ser eficaz em todas as aplicações na indústria. Em geral, a medição desta grandeza faz apelo a recursos tecnológicos e alto grau de sofisticação técnica.

No que se refere ao posicionamento do elemento sensor, existem dois métodos possíveis: o método não intrusivo e o método intrusivo. No método não intrusivo, o elemento sensor se encontra fora do conduto em que o fluido circula, a exemplo dos métodos ultra-sônicos. Já no método intrusivo o elemento sensor se encontra no interior do conduto, ou de alguma forma faz contato físico com o fluido interno, a exemplo da medição de vazão com tubo de Pitot e através de placa de orifício.

Em aplicações de HVAC (aquecimento, ventilação e ar condicionado), o método mais utilizado ainda continua a ser o método intrusivo, com o uso do tubo de Pitot. Neste caso a vazão de ar de insuflamento é determinada indiretamente pela pressão medida por um manômetro diferencial (ou pela diferença entre as medidas de pressão de dois transdutores). Mede-se a diferença entre a pressão estática e a pressão total do duto. A diferença entre as pressões medidas pode determinar o perfil de velocidade do fluido dentro do duto.

O método de medição de vazão com tubo de Pitot, apesar de ser bastante difundido no setor de HVAC, traz consigo algumas desvantagens. O melhor exemplo é o efeito de carga no sistema fluido-dinâmico, por conta da dimensão da grade de tomada de

pressão. Além disso, o dispositivo para canalização e tomadas de pressão nos dutos ocupa um apreciável espaço externo e cria a inconveniente possibilidade de vazamentos de ar.

1.2 Objetivos

Este trabalho teve como principal objetivo aplicar o método do anemômetro de fio/filme quente (*hot wire anemometer*), com a utilização de dois sensores térmicos (termoresistivos), para a medição e controle de vazão de ar em sistemas de climatização. O método consiste em utilizar dois sensores intrusivos. Um deles mede a temperatura do ar que irá passar pelo segundo sensor, inicialmente aquecido pela passagem de uma corrente elétrica. A variação de uma das grandezas elétricas (resistência, corrente, ou tensão) de um circuito eletrônico apropriado, do qual faz parte o segundo sensor, permite indiretamente determinar a velocidade de circulação do ar de insuflamento.

A faixa de medição da velocidade estudada foi de 0,0 a 3,5 m/s, num intervalo de temperatura de 10,0 °C a 20,0 °C. A incerteza de medição esperada com a investigação deve ser inferior a 0,2 m/s.

No decorrer dessa investigação buscou-se identificar parâmetros como linearidade, repetitividade, tempo de resposta e histerese, de diferentes tipos de sensores térmicos, buscando o mais adequado para a aplicação em HVAC.

O trabalho buscou também avaliar a eficácia, a precisão e a exatidão da medição de temperatura usando sensores termoresistivos, e aplicar tais transdutores na medição de vazão em dutos de distribuição de gases, em particular em aplicações ligadas ao condicionamento de ar (HVAC), além de comparar estes sensores a outros congêneres.

Outro objetivo do trabalho foi estudar o método para aquisição e condicionamento de sinais elétricos, adquirindo de maneira fiel, o perfil de variação de uma das grandezas elétricas (tensão, corrente ou resistência) do sensor térmico (pré-aquecido pelo efeito Joule), associando esta grandeza com a velocidade do fluido (ar de insuflamento de sistemas de climatização). A variação de uma destas grandezas elétricas em um circuito eletrônico apropriado pode então ser convertida em velocidade linear do

fluido em questão.

Além disso, o trabalho visou estudar e desenvolver os métodos para a calibração do sistema de medição (anemômetro de fio quente), visando obter a melhor relação entre o sinal de saída do circuito de medição e o valor verdadeiro da velocidade.

Por fim, o desenrolar das atividades desse projeto de mestrado aponta a possibilidade do uso de sensores termoresistivos em sistemas de medição de vazão em dutos de distribuição de gases combustíveis e outros sistemas de bilhetação e faturamento.

1.3 Justificativa

Este trabalho responde a um crescente interesse por este tipo de tecnologia no Estado da Bahia, tanto no tocante a indústria automotiva e as aplicações em controle de sistemas de ar condicionado veicular, residencial, comercial e industrial, bem como em equipamento de sistemas de monitoração e bilhetação de gás combustível.

Com o método proposto pretende-se encontrar uma forma mais simples e compacta que possa medir com relativa exatidão a velocidade e, por conseguinte, a vazão de ar de circulação em sistemas de ventilação. O método proposto alia características como o baixo consumo elétrico, maior garantia de estanqueidade, redução sensível do efeito de carga no sistema de ventilação, simplicidade no sistema de aquisição de dados, preservando uma boa velocidade de resposta.

Algo extremamente motivador é a possibilidade da extensão do trabalho para utilização em sistemas fluido-mecânicos do tipo água gelada, muito utilizados nas instalações de condicionamento de ar, quando um fluido secundário (água ou solução de água + etileno glicol) é usado na transferência de calor.

CAPÍTULO 2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Introdução à Medição de Vazão

As principais aplicações para a medição da vazão são: transporte de fluido (oleodutos, gasodutos), serviços públicos (abastecimento, saneamento) e na indústria em geral, contribuindo desta forma, para a qualidade e a otimização de controle de processos.

A vazão pode ser medida na base de volume (vazão volúmica ou volumétrica) ou em base de massa (vazão mássica). Quando estamos tratando de medição de vazão com fluidos compressíveis é necessário especificar as condições de temperatura e pressão para a correta determinação da vazão volumétrica.

2.2 Métodos de Medição

Cada método de medição de vazão traz consigo características que limitam sua aplicação aos diferentes diâmetros de tubulação, a diferentes pressões, temperatura, viscosidade e teor de impureza dos fluidos em questão.

Segundo Delmée (2003), a escolha de um princípio de medição de vazão deve considerar fatores como: a perda de carga, trechos retos disponíveis, custos de implantação e de manutenção, entre outros parâmetros. Outro fator a ser considerado é a faixa de medição e a confiabilidade necessária a uma dada aplicação, ou seja, a relação entre o menor e o maior valor a ser lido por um determinado sistema de medição (sensor, condicionamento de sinal e sistema de leitura) e a confiabilidade da medição requerida dentro desta faixa.

Associado às variações de medição, existem as “variáveis de influência” que provocam desvios de leitura nas medidas, entre estas, a pressão e a temperatura são as principais.

2.3 Métodos Deprimogênios

A medição de vazão por métodos deprimogênios (determinação da vazão pela diferença de pressão), apesar de bastante antiga, ainda é o método mais usado na indústria por contar com medidores versáteis, podendo ser aplicados na maioria dos processos industriais.

A malha de medição por processo deprimogênio é composta por dois elementos: o elemento primário que propicia a diferença de pressão e alguns elementos secundários que, além de medir a diferença de pressão, a convertem indiretamente em velocidade do fluido em questão.

O elemento primário ou primeiro elo da malha está em contato direto com o fluido. Os elementos secundários são compostos por: transmissores de pressão, também chamadas de linhas de impulso, transdutores de pressão diferencial, um instrumento receptor, registradores, interfaces e dispositivo de leitura da vazão.

Os medidores de vazão por método deprimogênio são baseados no princípio de conservação de energia proposto por Bernoulli. A representação gráfica de um filete fluido escoando por um canal, conforme idealizado por Bernoulli é ilustrado na figura 1.

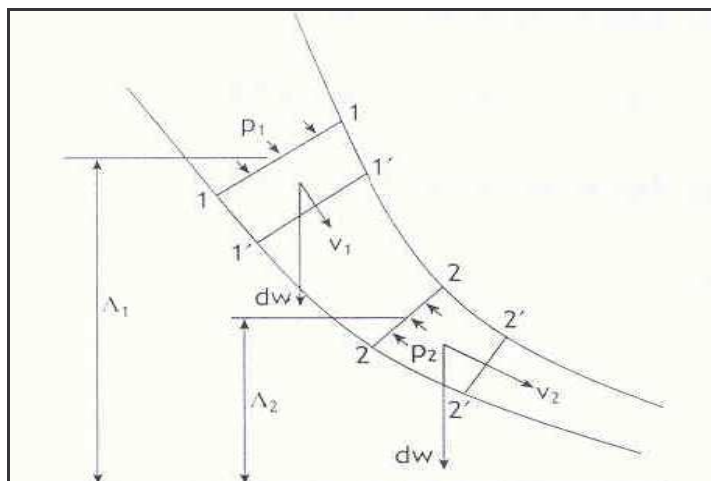


Figura 1– Representação gráfica de filete fluido para equação de Bernoulli.
 Fonte: DELMÉE, 2003.

Para o filete de fluido descrito anteriormente, vale a equação 1

$$\frac{v_1^2}{2.g} + \frac{p_1}{\gamma} + Z_1 = \frac{v_2^2}{2.g} + \frac{p_2}{\gamma} + Z_2 \quad (1)$$

Onde:

v_1 - velocidade do fluido à seção reta 1 em m/s;

v_2 - velocidade do fluido à seção reta 2 em m/s;

p_1 - pressão do fluido na seção 1 em N/m^2 ;

p_2 - pressão do fluido na seção 2 em N/m^2 ;

γ - peso específico do fluido em kgf/m^3 ;

g - aceleração da gravidade em m/s^2 ;

Z_1 - altura do centro do filete na seção 1 em m;

Z_2 - altura do centro do filete na seção 2 em m.

Observando a equação 1 é possível concluir que há uma conservação da energia total composta pelas parcelas cinética, potencial e de pressão. Ao se analisar em um trecho sem desnível (onde $Z_1=Z_2$), conforme ilustrado na figura 2, tem-se na seção 1 uma maior parcela da energia de pressão, enquanto na seção 2 a maior parcela da energia total se deve à energia cinética.

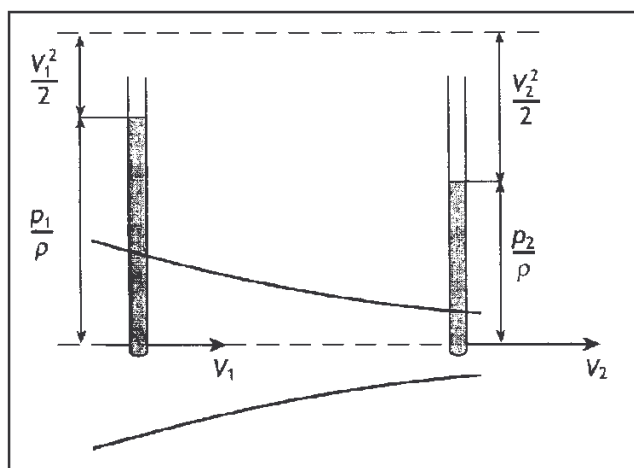


Figura 2 – Representação gráfica das parcelas da energia na veia fluida.

Fonte: DELMÉE, 2003

Reorganizando a equação 1, pode-se isolar o termo da velocidade na seção 1 como descrito na equação 2,

$$v_1 = E \cdot \beta^2 \cdot \sqrt{\left[\left(\frac{2}{\rho}\right) \cdot (p_1 - p_2)\right]} \quad (2)$$

Onde:

$$\beta = \frac{d}{D}$$

$$E = \frac{1}{\sqrt{1 - \beta^4}}$$

D- Diâmetro da seção 1 em m;

d- Diâmetro da seção 2 em m;

ρ – Massa específica do fluido em kg/m^3 .

A velocidade não é uniforme e as linhas de fluido não acompanham o perfil da tubulação. O perfil da velocidade na veia fluida depende do fator adimensional de Reynolds, descrito na equação 3.

$$\text{Re} = \frac{v \cdot D}{\nu} = \frac{\rho \cdot v \cdot D}{\mu} = \frac{4 \cdot Q_m}{\pi \cdot D \cdot \mu} \quad (3)$$

Onde:

Re – número de Reynolds (adimensional);

ν - velocidade média em m/s;

D – diâmetro da tubulação em m;

Q_m - vazão mássica em kg/s;

μ - viscosidade absoluta do fluido em N.s/m².

Assim, três condições de fluxo são possíveis em função do número de Reynolds:

- Se $Re < 2300$, tem-se um fluxo laminar;
- Se $2300 < Re < 4000$, tem-se um estado transitório;
- Se $Re > 4000$, tem-se um regime turbulento.

A equação 2 é aplicada apenas para estreitos filetes e para número de Reynolds inferior a 2300 (escoamento laminar), portanto, deve ser usado um fator de correção denominado coeficiente de descarga (C), conforme apresenta a equação 4:

$$C = \frac{Vazão_{real}}{Vazão_{teórica}} \quad (4)$$

O coeficiente de descarga depende de alguns fatores como:

- Tipo de elemento primário deprimogênio (placa, bocal, Venturi);
- Posição das tomadas de pressão;
- Número de Reynolds;
- A razão entre os diâmetros (B).

A dependência entre o coeficiente de descarga C com o número de Reynolds pode ser explicada pelo fato do perfil da velocidade tornar-se bastante irregular quando o fluxo é laminar (onde $Re < 2.300$). Assim quanto maior o número de Reynolds (fluxo turbulento), mais o coeficiente C se aproxima do valor 1,0. Esta dependência de C com o número de Reynolds e com o tipo de elemento primário (aquele que faz contato com o fluido) pode ser observada na figura 3.

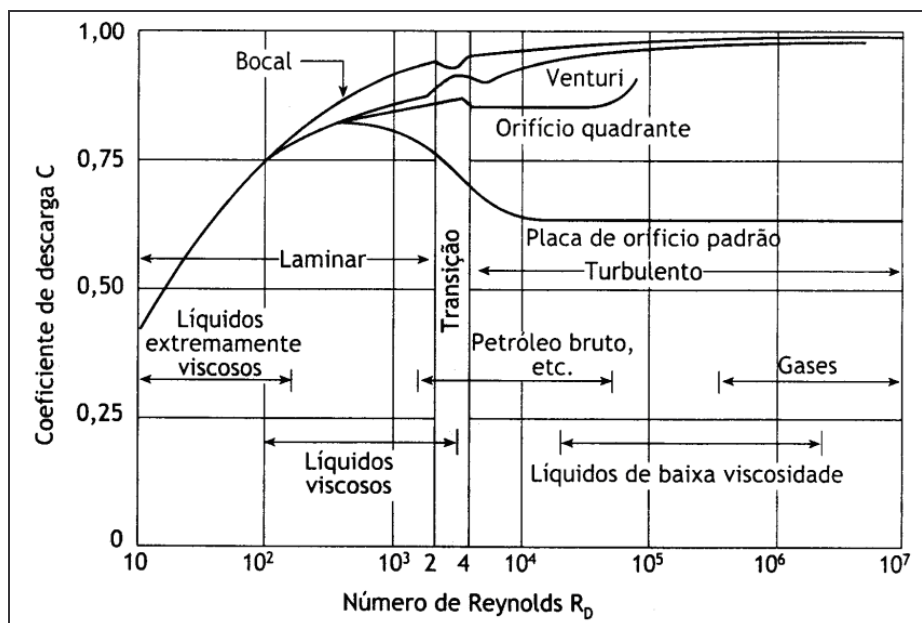


Figura 3 – Relação entre o coeficiente de descarga com o número de Reynolds e o tipo de elemento primário.

Fonte: (DELMÉE, 2003).

Uma formulação para este problema é dada pela equação 5 (DELMÉE, 2003).

$$Q_v = C \cdot Q_{teórica} = C \cdot E \cdot \beta^2 \cdot S \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot (p_a - p_2)}{\rho}} = 1,1107 \cdot C \cdot \beta^2 \cdot D^2 \cdot \sqrt{\frac{(p_1 - p_2)}{\rho}} \quad (5)$$

Para fluidos compressíveis deve ser introduzido o parâmetro ε (fator de expansão isoentrópica), conforme equação 6 (DELMÉE, 2003).

$$Q_v = 1,1107 \cdot C \cdot E \cdot \beta^2 \cdot D^2 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{\frac{(p_1 - p_2)}{\rho}} \quad (6)$$

2.3.1 Medidores de Placa de Orifício

As placas de orifício clássicas, caracterizadas por um elemento primário em forma de raquete perfurada, podem ser instaladas em tubulações de seção circular, em trechos horizontais ou verticais. O trecho a montante deve ter baixa rugosidade em uma distância mínima de 10 vezes o diâmetro interno (D) do duto (BEGA, 2006).

O dado mais importante no dimensionamento é o diâmetro do orifício a 20 °C. Para o caso convencional, ou seja, placa presa entre flanges, conforme ilustrado nas figuras 4 e 5.

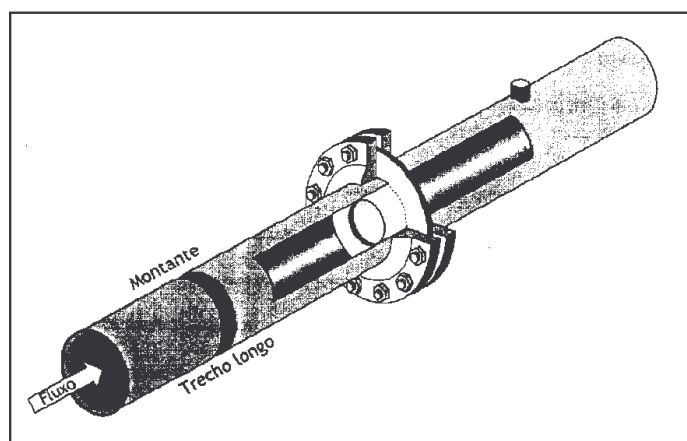


Figura 4 – Detalhe de instalação de uma placa de orifício.

Fonte: (DELMÉE, 2003).

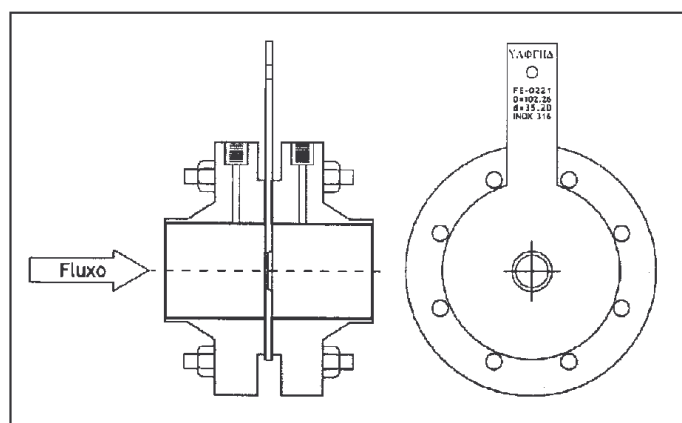


Figura 5 – Vista em corte de placa de orifício clássica.

Fonte: BEGA, 2006

Ainda segundo Delmée (2003), para este método podem ser listadas algumas limitações como:

- Necessidade de circularidade da tubulação;
- Não deve haver ressaltos a pelo menos 2.D à montante;
- A rugosidade deve ser controlada no trecho 17.D à montante;
- Devem ser tomadas diversas precauções nos pontos de tomada de pressão
- Baixa confiabilidade para pequenos valores de Reynolds, fato que implica na necessidade de arredondamento dos cantos da placa de orifício.

2.3.2 Medição por Tubo Venturi

Os medidores a tubo Venturi também são medidores deprimogênicos. Estes possuem a vantagem de necessitarem de um menor trecho reto, sendo utilizados quando é necessário um elemento primário que provoque pequena perda de carga. Estes medidores são caracterizados fisicamente por uma parte cilíndrica onde se localizam as tomadas de alta pressão, um cone convergente, uma garganta cilíndrica onde ficam as tomadas de baixa pressão e um cone divergente, conforme ilustrado na figura 6:

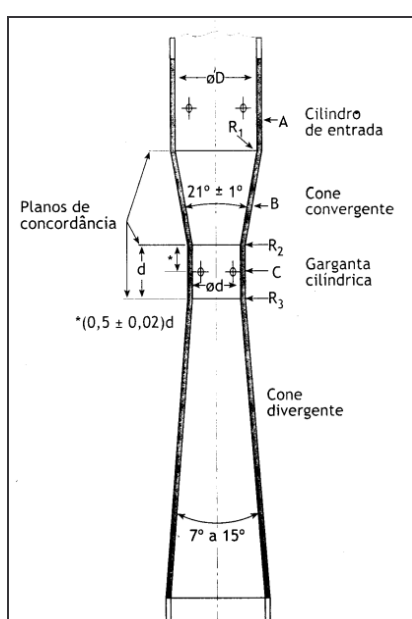


Figura 6 – Vista em corte de um tubo Venturi.

Fonte: BEGA, 2006

2.3.3 Medição por Tubo de Pitot

Em 1732, Henry Pitot faz um tubo curvo (figura 7) para medir, através da pressão total do fluido, a velocidade do mesmo em canais abertos (DELMÉE, 2003).

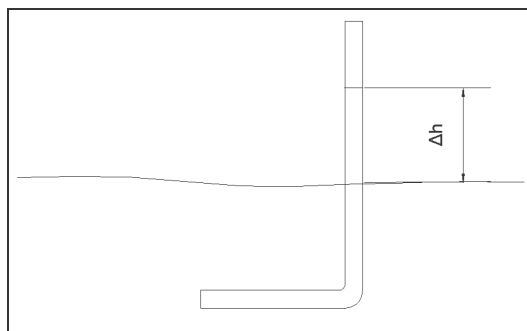


Figura 7 – Tubo de Pitot original para canais abertos

Uma derivação do tubo original de Pitot aplicada a canais fechados, é ilustrada na figura 8, em que a velocidade de um fluido (γ_1) pode ser determinada pelo desnível medido por um fluido manométrico (γ_2).

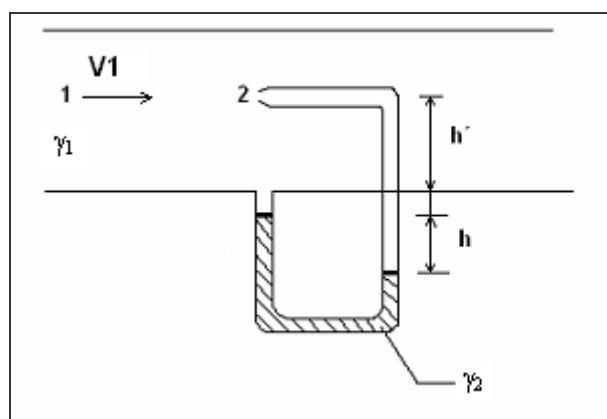


Figura 8 – Tubo de Pitot modificado para canais fechados.

A pressão total do fluido é medida pelo orifício 2 (figura 8), enquanto a outra extremidade do tubo mede a pressão estática. A esta diferença entre as pressões dá-se o nome de pressão dinâmica.

Partindo da equação 1 e para fluidos incompressíveis, pode-se determinar a velocidade do fluido através da equação 7

$$v_1 = \sqrt{\frac{2 \cdot g \cdot (p_2 - p_1)}{\gamma_1}} \quad (7)$$

Para o fluido manométrico no tubo vale a equação 8

$$p_1 + h' \cdot \gamma_1 + h \cdot \gamma_2 = \gamma_1 \cdot (h + h') + p_2 \quad (8)$$

Re-arrumando encontra-se

$$\frac{p_2 - p_1}{\gamma_1} = h \cdot \left(\frac{\gamma_2}{\gamma_1} - 1 \right) \quad (9)$$

Substituindo a equação 9 na equação 7, chega-se a equação 10

$$v_1 = \sqrt{2 \cdot g \cdot h \cdot \left(\frac{\gamma_2}{\gamma_1} - 1 \right)} \quad (10)$$

O tubo de Pitot mede a velocidade pontual, para tanto, devem ser tomados vários pontos, pois a corrente fluida não é isocinética (figura 9), com velocidades mais baixas nos pontos mais próximos às paredes e mais altas no centro.

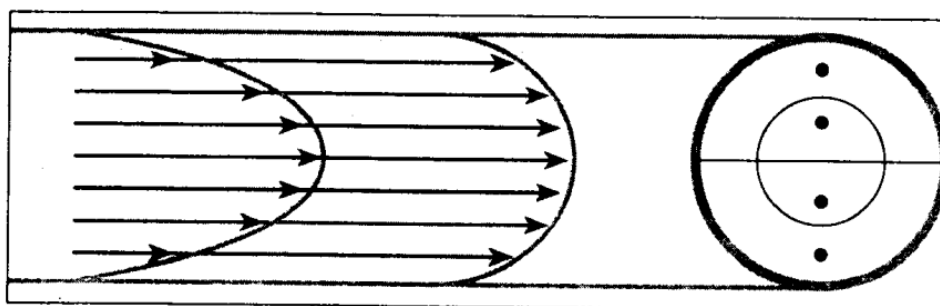


Figura 9 – Perfil da velocidade em uma tubulação (à esquerda laminar e turbulento à direita).

Fonte: BEGA, 2006

A figura 10 ilustra dois modelos comerciais de tubo de Pitot muito utilizados em instalações de condicionamento de ar (ALEXANDRE, 2001). A pressão total é extraída do orifício do tubo interno, enquanto a pressão estática é medida pelos orifícios no tubo externo. Estes orifícios devem ter uma distância conhecida. A pressão diferencial é medida por transdutores de pressão interligados aos tubos.

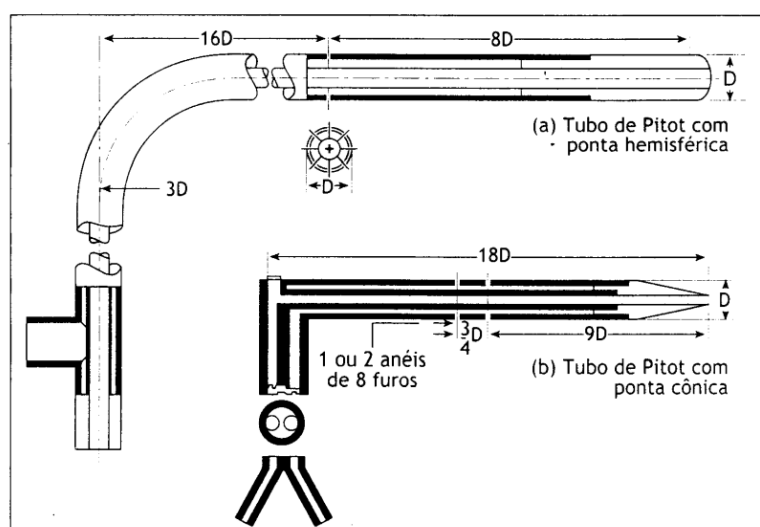


Figura 10 - Vista em corte de tubos de Pitot.

Fonte: (DELMÉE, 2003).

Como o perfil da velocidade não é uniforme, deve-se fazer uma exploração em várias posições de um plano, no mínimo de quatro pontos de medição.

A média das velocidades tomadas em intervalos regulares ao longo de um diâmetro é diferente de velocidade média real (Q/A), pois a velocidade do centro afeta áreas menores e a velocidade da extremidade atinge maiores áreas. É aconselhável o uso de médias ponderadas.

Para minimizar o erro com a variação da velocidade ao longo do raio de medição, existem dois métodos de locação dos elementos primários:

A) Método dos centróides de áreas iguais

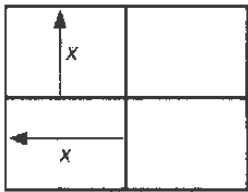
Através do método dos centróides de áreas iguais, os incrementos das áreas são iguais e assim calcula-se a média aritmética das velocidades.

B) Método Chebyshev

Neste método, os pontos são adequadamente espaçados. A velocidade média será a média aritmética das velocidades medidas.

Ambos os métodos são ilustrados na tabela 1 a seguir:

Tabela 1 – Locação dos pontos para tomadas de pressão.
Fonte: DELMÉE, 2003.

| Pontos de medição de velocidades em tubos, em função do raio r ou da distância x | | | | | |
|---|----------------------------|--------|-----------|---|---------------------|
| Quantidade de pontos simétricos | Método | | | | |
| | Centróides de áreas iguais | | Chebyshev | | |
| | $r =$ | $x =$ | $r =$ | $x =$ | Pl. central + $x =$ |
| $n = 2$ | 0,500 | 0,250 | 0,4597 | 0,212 | 0,424 |
| | 0,866 | 0,750 | 0,8881 | 0,788 | 0,852 |
| $n = 3$ | 0,4082 | 0,1667 | 0,3752 | 0,126 | 0,268 |
| | 0,7071 | 0,5000 | 0,7252 | 0,530 | 0,594 |
| | 0,9129 | 0,8333 | 0,9358 | 0,878 | 0,894 |
| $n = 4$ | 0,3536 | 0,1250 | 0,3314 |  | |
| | 0,6124 | 0,3750 | 0,6124 | | |
| | 0,7906 | 0,6250 | 0,8000 | | |
| | 0,9354 | 0,8750 | 0,9524 | | |
| $n = 5$ | 0,3162 | 0,1000 | 0,2866 | | |
| | 0,5477 | 0,3000 | 0,5700 | | |
| | 0,7071 | 0,5000 | 0,6892 | | |
| | 0,8367 | 0,7000 | 0,8472 | | |
| | 0,9487 | 0,9000 | 0,9622 | | |

Existem também os tubos de Pitot de média, também chamados de multifuros, sua finalidade é tomar, ao mesmo tempo, as pressões dinâmicas relativas e extrair sua média aritmética. Sua distribuição obedece à estatística de Chebishev.

2.3.4 Outros Métodos Deprimogênicos

Existem outros métodos deprimogênicos ainda bastante usados, que não serão tratados neste trabalho, como os bocais sônicos, os medidores de aerofólio e os medidores de cunha.

2.4 Medidores Lineares

Nos medidores lineares a grandeza medida é linear com a vazão. Vale lembrar que nos medidores deprimogênicos, conforme equação 1, a vazão varia de maneira quadrática com a pressão diferencial.

2.4.1 Medidores ultra-sônicos

Os medidores ultra-sônicos foram desenvolvidos na segunda metade do século XX para fins industriais (BEGA, 2006). Estes medidores utilizam a característica de propagação da onda ultra-sônica através de meios sólidos, líquidos ou gasosos, podendo, desta forma, ser utilizados como medidores não intrusivos.

As técnicas utilizadas para medição de vazão por ultra-som podem ser divididas em dois grupos:

- Efeito Doppler
- Medidores de tempo de trânsito

Na medição de vazão por efeito Doppler, é necessária a presença de partículas ou bolhas na veia fluida, para que estas possam, quando submetidas a uma onda ultra-sônica incidente, refletir uma onda que proporcionará o efeito de batimento entre a onda incidente e a onda refletida, conforme figura 11.

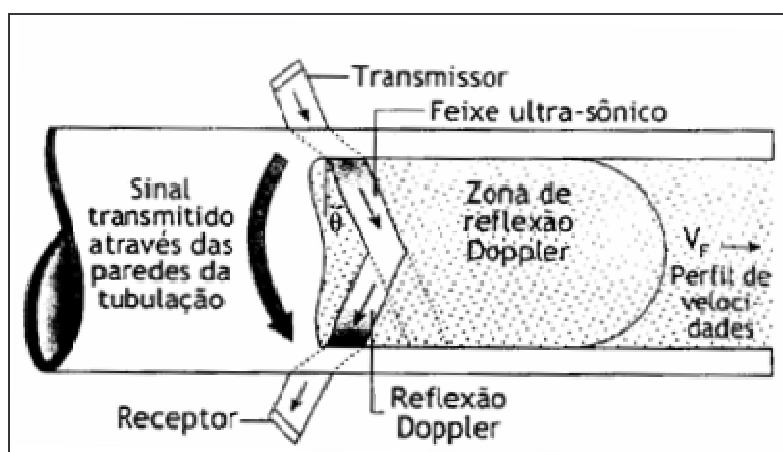


Figura 11 – Medidor de vazão ultra-sônico por efeito Doppler.

Fonte: BEGA, 2006.

Se a onda incidente tem a mesma direção de circulação do fluido, a onda refletida terá uma frequência maior que a original incidente. Caso contrário, haverá uma redução na frequência original (BEGA, 2006).

A técnica de medição de vazão por tempo de trânsito, ilustrada na figura 12, analisa a diferença de tempo de percurso de um feixe incidente inclinado em relação às

linhas de velocidade do fluxo. Assim, a componente do vetor velocidade paralela à direção do feixe irá se somar ou se subtrair da velocidade do ultra-som, com uma diferença de tempo de trânsito na ida e na volta do feixe (BEGA, 2006).

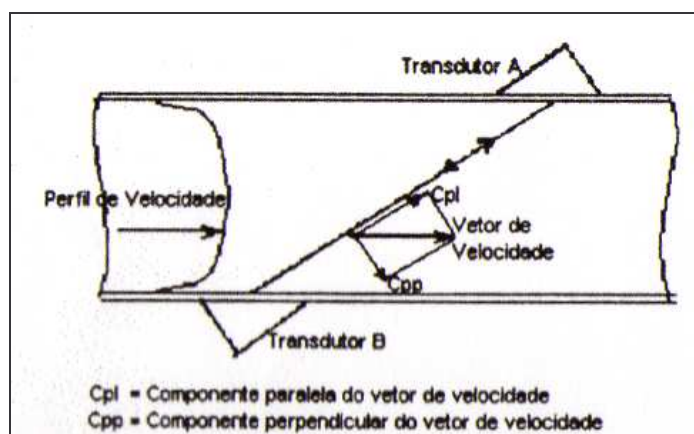


Figura 12 - Medidor de Vazão ultra-sônico a tempo de trânsito
Fonte: BEGA, 2006.

2.4.2 Outros Medidores Lineares

Existem outras técnicas empregadas para os medidores lineares de vazão que não serão descritos no presente trabalho, a exemplo dos medidores de área variável, também chamados de rotâmetros, medidores de turbina, medidores de efeito Coriolis e medidores de efeito eletromagnético (BEGA, 2006).

2.4.3 Medidores Térmicos de Vazão

Os medidores térmicos de vazão são baseados no princípio da alteração do equilíbrio térmico pela vazão de um fluido em um sensor aquecido (DELMÉE, 2003).

Existem três tipos básicos:

- Medidores para escoamento laminar
- Medidores para escoamento turbulento
- Anemômetros de fio/filme quente

2.4.3.1 Medidores para escoamento laminar

Um dos modelos aplicados para fluxo laminar é mostrado na figura 13, onde uma resistência em forma de bobina é montada sobre o tubo em que se deseja medir a vazão. Quando não há fluxo, o perfil de temperatura é como descrito pela curva $A_1B_1C_1$.

Sobre o mesmo tubo é montado um sensor de temperatura, geralmente termorresistivo, sendo metade deste montado em um braço de uma ponte de Wheatstone e a outra metade fazendo parte do outro braço da ponte.

Com o aumento do fluxo surge um deslocamento do perfil da temperatura na bobina, segundo a curva $A_2B_2C_2$ proporcionando o aparecimento do sinal de desbalanceamento da ponte que é amplificado posteriormente.

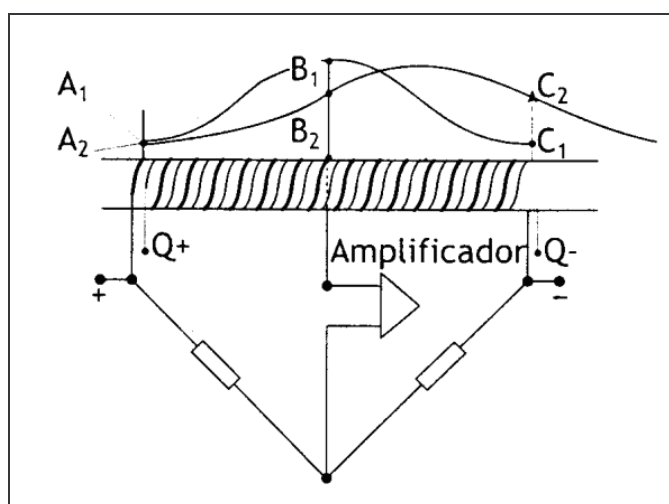


Figura 13 – Medidor de vazão térmico para fluxo laminar.
Fonte: BEGA, 2006.

Segundo Delmée (2003), o fluido utilizado deve ser limpo para não depositar detritos na bobina que podem impedir a transferência de calor para o ar.

2.4.3.2 Medidores térmicos de vazão para escoamento turbulento

Os medidores de vazão térmicos para fluxo turbulento possuem dois sensores, sendo um para medir a temperatura do fluido e outro que é aquecido por outra fonte de calor externa (um resistor de aquecimento, por exemplo) e que é responsável pela medição

da vazão do fluido. Quanto maior a vazão, menor a diferença de temperatura superficial entre os sensores (DELMÉE, 2003), conforme ilustrado na figura 14.

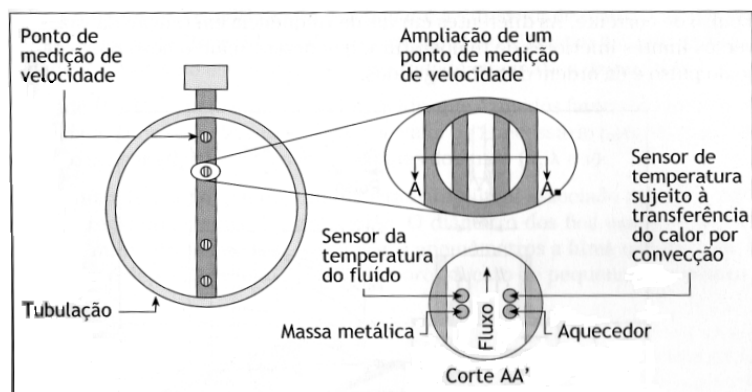


Figura 14 – Instalação de sondas em dutos circulares.

Fonte: DELMÉE, 2003.

Segundo Delmée (2003), estes medidores apresentam a desvantagem de serem muito lentos.

2.4.3.3 Anemômetros de fio/filme quente

Os anemômetros de fio quente têm sido, durante muitos anos, usados como ferramentas de pesquisa na mecânica dos fluidos.

As primeiras pesquisas de transferência de calor de um fio aquecido para um fluido foram iniciadas no início do século XX (BOUSSINESQ, 1905).

Os anemômetros de fio quente são caracterizados pelo efeito de resfriamento direto por convecção na superfície de um sensor aquecido pela passagem direta sobre o sensor de uma corrente elétrica, conforme figura 15.

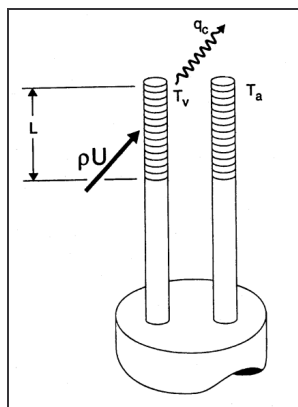


Figura 15 – Detalhe dos sensores do anemômetro de fio quente

Fonte: WEBSTER, 1999

A teoria dos anemômetros de fio quente é baseada na premissa de que a média dos diâmetros das partículas do fluido é muito menor do que o diâmetro do sensor inserido no conduto do fluido.

Os anemômetros de fio/filme quente são caracterizados por usarem dois sensores, um aquecido diretamente pelo efeito Joule, mede o fluxo do fluido e outro que mede a temperatura do fluido.

Segundo Stainback e Nagabushana (1993), o calor transferido da superfície do sensor para o fluido em escoamentos subsônicos (velocidade menor que a do som) é uma função da velocidade, densidade, temperatura do fluido e obviamente da temperatura do sensor aquecido.

A diferença entre a temperatura de superfície do sensor e a temperatura do fluido, também chamada de sobreaquecimento pode variar entre 10 a 200 °C a depender do material do fio e do tipo de fluido. Para fios de tungstênio esta diferença pode atingir 100 °C de diferença. Para medição de fluxo de água com fio/filme quente de platina a diferença de temperatura deve ficar na faixa de 10 a 20 °C (WEBSTER, 1999).

Quanto a sua construção, os anemômetros térmicos podem ser:

- A fio único
- A filme

Existem ainda anemômetros com três fios, que podem determinar a velocidade nos três eixos. Em tubulações de grandes diâmetros, é comum o uso de sondas múltiplas.

Os anemômetros de fio quente possuem como características positivas, além da alta sensibilidade, larga faixa de medição de vazão com confiabilidade.

Uma das limitações dos anemômetros de fio quente é quando existem altas velocidades e gases sujos ou úmidos. A ocorrência de gases sujos e (ou) umidade dificulta a transferência de calor entre o sensor e o fluido.

2.5 Sensores Termoresistivos

Os sensores termoresistivos são sensores que apresentam mudança em sua resistência com a mudança da temperatura. Os sensores termoresistivos são utilizados em diversas aplicações, desde a simples medição de temperatura à medição de vazão, passando pela medição da radiação incidente sobre uma superfície. Estes sensores são divididos em dois grupos: sensores do tipo RTD e termistores (WERNECK, 1996).

2.5.1 Sensores RTD

Os sensores termoresistivos do tipo RTD (detectores de temperatura resistivos) são sensores geralmente metálicos, e, portanto têm sua resistência aumentada com o aumento da temperatura.

Os RTDs podem ter 02, 03 ou 04 fios, permitindo a compensação da resistência dos cabos terminais.

As representações do sensor RTD com 02, 03 ou 04 fios estão ilustradas na figura 16 a seguir:

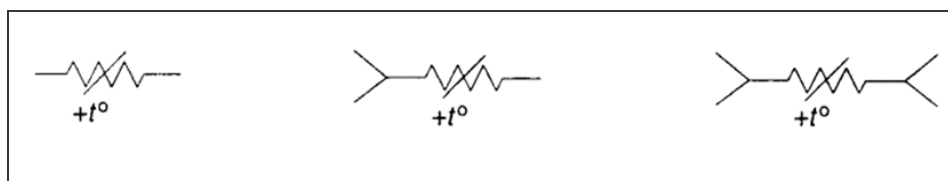


Figura 16 - Representação para sensores termoresistivos RTDs.

Fonte: CARR, 1993.

Os sensores do tipo RTD industriais são caracterizados por boa incerteza de medição (0,1 °C). Um termômetro padrão de platina (SPRT - *Standard Platinum Resistance Thermometer*) pode ter uma incerteza de medição de 0,0001 °C (WEBSTER, 1999).

A porção ativa de um RTD é, em geral, um fio enrolado de pequeno diâmetro, usualmente de platina, cobre ou níquel, com alta pureza do material. Esta configuração é chamada de elemento de fio enrolado. É comum também o uso de um filme fino de platina depositado sobre um substrato cerâmico.

A platina é escolhida devido a sua estabilidade em função do tempo e por ser quimicamente inerte. Este material resiste bem à oxidação, trabalhando em uma ampla faixa de temperatura. Em geral, para se medir a temperatura com sensores RTDs, utiliza-se uma corrente constante de baixo valor (0,8 a 1,0 mA), afim de reduzir o erro por auto-aquecimento. Desta forma mede-se a variação de tensão entre os terminais do sensor (WEBSTER, 1999).

Os principais erros, quando da utilização de sensores RTDs na medição de temperatura, são causados pelo aparecimento de tensões termoelétricas e pelo efeito de auto-aquecimento. Outra fonte de erros é a presença de impurezas no material que compõe o RTD.

Na figura 17 estão ilustradas as variações de resistência com a temperatura para vários metais.

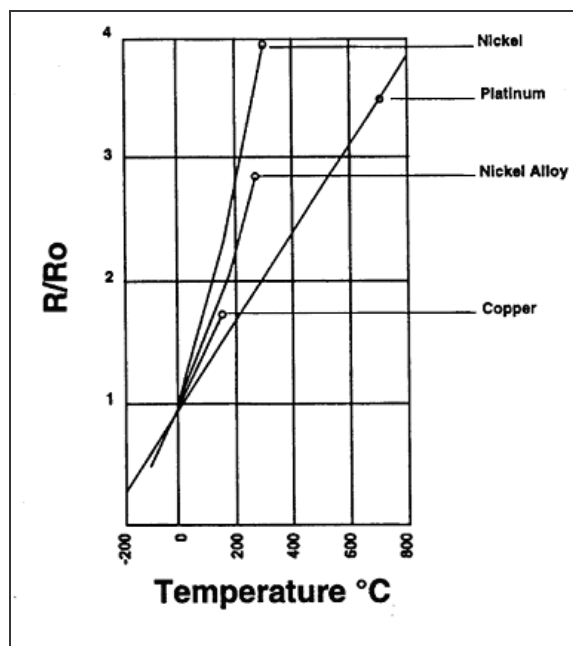


Figura 17 - Comparação entre os materiais usados para RTDs.
Fonte: WEBSTER, 1999.

Percebe-se, pela figura 17, que o níquel tem uma aplicação limitada, por apresentar uma resposta não linear.

O cobre tem uma boa relação linear, contudo oxida em temperaturas moderadas e não pode ser aplicado acima de 150 °C. A platina é o melhor desses metais por três razões: linearidade, repetitividade por toda a faixa e maior faixa de trabalho. Este metal não é o mais sensível, contudo é o mais estável (WEBSTER, 1999).

A sensibilidade relativa de um sensor RTD é definida como a variação relativa de sua resistência por grau de temperatura. A unidade de sensibilidade é $\Omega/(\Omega \cdot ^\circ\text{C})$ e é representada pela grega α .

A sensibilidade do níquel, em torno de $0,0672 \Omega/(\Omega \cdot ^\circ\text{C})$, é maior que a do cobre $0,00427 \Omega/(\Omega \cdot ^\circ\text{C})$, que por sua vez é maior do que a da platina, que apresenta sensibilidade de $0,00385 \Omega/(\Omega \cdot ^\circ\text{C})$ (WEBSTER, 1999).

Elementos sensores baseados em filme fino são extremamente pequenos (área transversal menor que 1.6 mm^2). Para se obter um RTD desse tipo, uma camada fina de platina é depositada em um substrato cerâmico. Estes transdutores não são tão bons quanto

os de fio enrolado, por conta de sua estabilidade, repetitividade e histerese, além de apresentarem sensibilidade aos erros por auto-aquecimento.

A caracterização estática dos sensores do tipo RTD, bem como de qualquer sensor termoresistivo, pode ser feita através de dois métodos. Em geral, se utiliza um banho termostático para levantamento de suas características estáticas (R x T), contudo segundo Oliveira (1996) é possível levantar as características estáticas destes transdutores através de um ensaio elétrico gerando um degrau de potência e medindo a temperatura superficial do sensor em seu estado estacionário em um ambiente com temperatura estável controlada. Este método se utiliza das equações que governam a relação de R x T para o sensor, bem como da equação de balanço de energia no estado estacionário (1ª lei da termodinâmica).

A relação da resistência com a temperatura nos sensores do tipo RTD é dada pela equação 11 (CARR, 1993).

$$R(T) = R_o \cdot (1 + \alpha_1 \cdot \Delta T + \alpha_2 \cdot \Delta T^2 + \alpha_3 \cdot \Delta T^3 + \dots + \alpha_n \cdot \Delta T^n) \quad (11)$$

Onde:

R(T) – resistência a uma temperatura qualquer;

$\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \dots, \alpha_n$ – coeficientes;

ΔT - Variação de temperatura.

Para pequenas variações de temperatura, pode ser aplicada a simplificação proposta na equação 12, onde foram suprimidos os termos de ordem 2 e superiores

$$R(T) = R_o \cdot (1 + \alpha_1 \cdot \Delta T) \quad (12)$$

As equações de Callendar Van Dusen são interpolações que visam descrever, de maneira simplificada, a relação RxT especificamente para RTDs industriais, conforme equação 13 (CARR, 1993).

Para o intervalo entre 0 e 850 °C

$$T) = \left[\frac{(R(T) - R_o)}{\alpha \cdot R_o} \right] + \delta \cdot [(T/100 - 1) \times (T/100)] \quad (13)$$

Para temperaturas entre -200 a 0 °C, pode ser utilizada a equação 14

$$T(^{\circ}C) = \left[\frac{(R(T) - R_o)}{\alpha \cdot R_o} \right] + \delta \cdot [(T/100 - 1) \times (T/100)] + \beta \cdot [(T/100) - 1 \cdot (T/100)^3] \quad (14)$$

Onde:

R_o é a resistência do sensor à temperatura de 0 °C

T é temperatura em °C

α , β , δ são coeficientes empíricos.

2.5.2 Termistores

A palavra termistor é uma contração de duas palavras: térmico e resistor (FRADEN, 2003). Diferentemente dos RTDs, que são metálicos da família PTC (coeficiente de temperatura positivo), os termistores podem ser PTCs ou NTCs (coeficiente de temperatura negativo).

A figura 18 ilustra as representações dos sensores termoresistivos do tipo termistor:

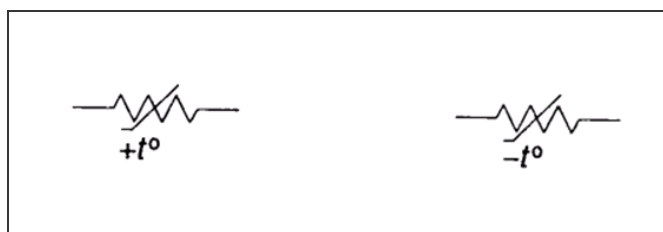


Figura 18 – Representação dos termistores PTC (à esquerda) e NTC (à direita).

Fonte: CARR, 1993.

Enquanto a sensibilidade (α) dos sensores RTD varia em média de 0,4 a 0,5 $\Omega/(\Omega \cdot ^{\circ}C)$, a depender do tipo de material, os termistores podem apresentar variados coeficientes de temperatura (NTC ou PTC).

Os termistores PTC, também chamados de posistores, podem ser usados como chave de comutação, uma vez que a baixas temperaturas apresentam baixo α e a altas temperaturas este coeficiente aumenta sensivelmente até cerca de $100\%.\text{°C}^{-1}$ (WEBSTER, 1999), conforme evidenciado na figura 19.

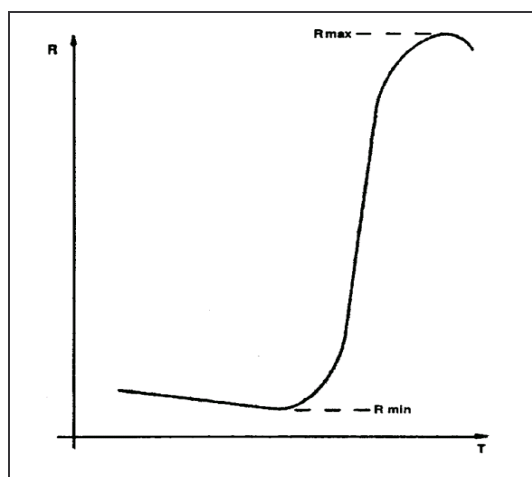


Figura 19 – Curva R x T para um termistor PTC.
Fonte: WEBSTER, 1999.

Os termistores do tipo NTC são caracterizados por apresentarem redução na sua resistência com o aumento da temperatura.

A figura 20 ilustra os formatos básicos de alguns termistores comerciais.

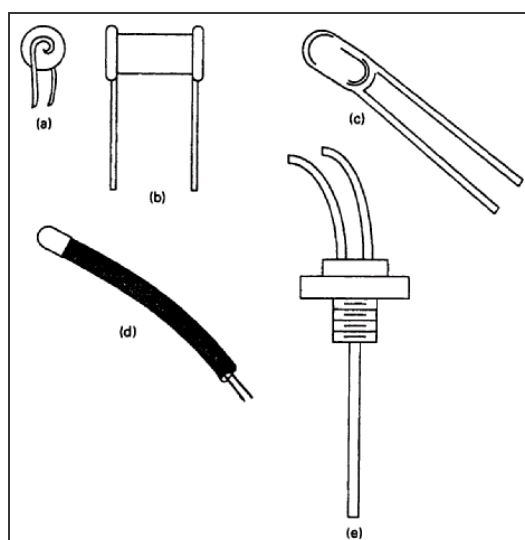


Figura 20 – Formatos básicos de termistores comerciais.
Fonte: CARR, 1993.

Termistores do tipo NTC constituídos por óxidos metálicos como cromo, cobalto, cobre, aço, manganês, níquel e titânio, apresentam um decréscimo monótono de R em função de T. (WEBSTER, 1999).

O logaritmo do valor da resistência R é aproximadamente uma função da inversa da temperatura absoluta. Por conta disso a constante α varia com T.

Apesar de R x T ser não linear em sensores do tipo NTC, é possível achar uma linearidade da condutância com a temperatura ou uma linearidade do produto R x T. Isto pode ser conseguido pelo uso de redes com termistores e resistores fixos, muito embora tal procedimento reduz a sensibilidade do sensor.

De acordo a Webster (1999), citando Pallas-Areny, os termistores apresentam caracterização estática, ou seja, a variação de sua resistência com a temperatura, segundo as curvas apresentadas na figura 21.

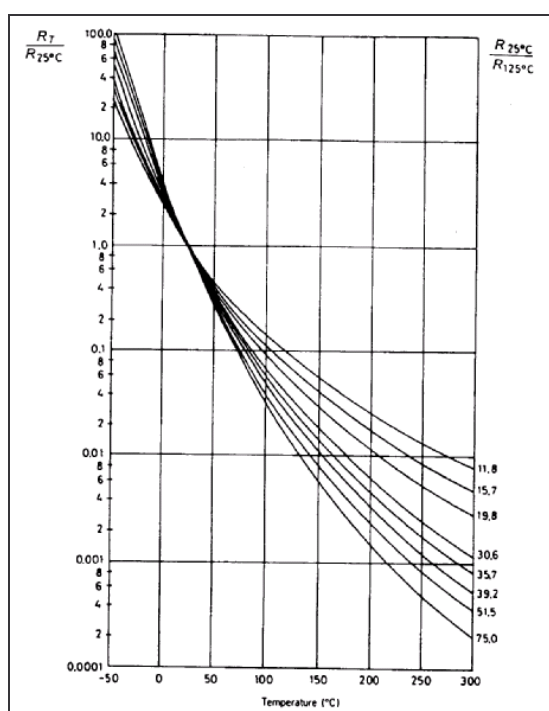


Figura 21 – Curva R x T para termistores NTC.
Fonte: PALLAS-ARENY; WEBSTER, 2001.

Para pequenos intervalos de temperatura, a relação entre a resistência e a temperatura em termistores NTC pode ser escrita segundo a equação 15, (CARR, 1993).

$$\ln R_t = A + \frac{B}{T} \quad (15)$$

Se $R_t=R_{T_0}$ (resistência de referência) quando $T=T_0$, chega-se a equação 16

$$R_T \cong R_{T_0} \cdot e^{\left[\frac{B \cdot (T_0 - T)}{T \cdot T_0} \right]} \quad (16)$$

Se a sensibilidade relativa é a derivada da resistência com a temperatura dividida pela resistência base, chega-se à expressão 17

$$\alpha = \frac{dR_t}{dt} \cdot \frac{1}{R_t}$$

$$\alpha = -\frac{B}{T^2} \quad (17)$$

Onde:

α - sensibilidade relativa do termistor

B - coeficiente característico do termistor

T - Temperatura absoluta (K)

O Ângulo B ($\log R \times 1/T$), também chamado de constante característica do termistor, sendo relativamente constante, varia muito pouco com a temperatura. Em geral o valor de B varia no intervalo de 2930 a 5135 K (na faixa de 25 a 125 °C).

O coeficiente B não é constante para faixas extensas de temperatura (WEBSTER, 1999), conforme mostra a figura 22.

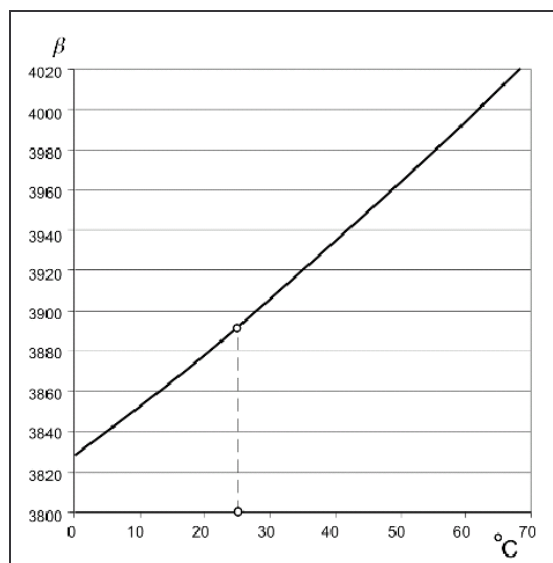


Figura 22 - Variação de B com a temperatura
Fonte: FRADEN, 2003

O valor médio do coeficiente B pode ser determinado experimentalmente pela determinação de dois pontos de temperatura e resistência, conforme a expressão 18

$$B_{\text{médio}} = \frac{\ln\left(\frac{R_1}{R_2}\right)}{\left(\frac{1}{T_1} - \frac{1}{T_2}\right)} \quad (18)$$

Segundo Webster (1999), os desvios na linearidade esperados para diversas faixas de variação de temperatura são apresentados na tabela 2.

Tabela 2 – Erros de linearidade para termistores.

| Faixa de Variação da temperatura (°C) | Erro (°C) |
|---------------------------------------|-----------|
| 10 | 0,01 |
| 30 | 0,10 |
| 50 | 0,30 |

Para a temperatura variando numa faixa superior a 50 °C, o uso de um polinômio de terceiro grau (equação 19) reduz consideravelmente os erros, sendo útil em várias aplicações (WEBSTER, 1999).

$$\ln R_t = A_0 + \frac{A_1}{T} + \frac{A_2}{T^2} + \frac{A_3}{T^3} \quad (19)$$

Onde:

R_t – resistência a uma determinada temperatura

A_0, A_1, A_2, A_3 , coeficientes característicos do termistor

T – temperatura absoluta (K)

Stainhart e Hart (CARR, 1993) propõem o uso desta equação sem o termo quadrático, como apresenta a equação 20.

$$\ln R_t = A_0 + \frac{A_1}{T} + \frac{A_3}{T^3} \quad (20)$$

Assim, a temperatura do sensor pode ser expressa em função da resistência do sensor e novos coeficientes, conforme a equação 21.

$$\frac{1}{T} = b_0 + b_1 \cdot \ln R_t + b_3 \cdot (\ln R_t)^3 \quad (21)$$

A figura 23 ilustra a comparação entre as curvas de resposta da resistência com a temperatura, para sensores do tipo RTD e termistores.

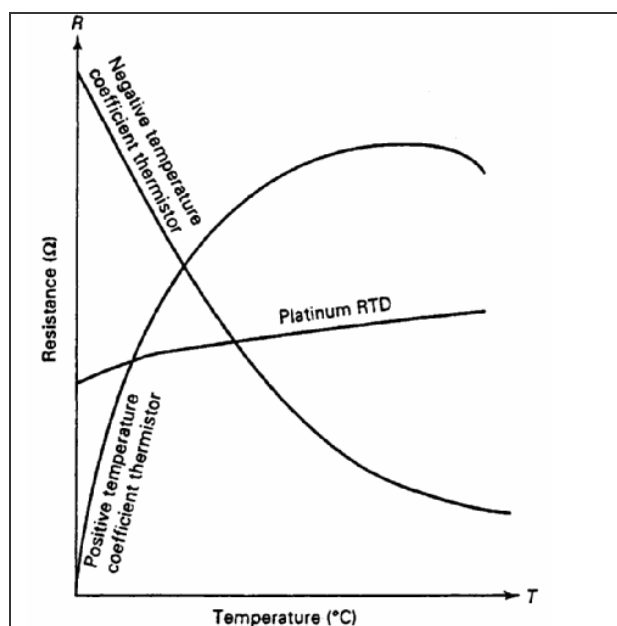


Figura 23 – Comparação entre as curvas de resposta entre sensores RTDs e termistores.

Fonte: CARR, 1993.

2.5.3 Caracterização Dinâmica de Sensores Termoresistivos

2.5.3.1 Fator de dissipação de calor

Outra característica importante em sensores do tipo termoresistivo é o fator de dissipação de calor (δ). Em termistores do tipo NTC, a chamada constante de dissipação do termistor (δ), é a taxa de mudança da potência de dissipação, que determina a mudança de temperatura do corpo do termistor (WEBSTER, 1999). Este coeficiente pode ser expresso pela equação 22.

$$\delta = h.S \tag{22}$$

Onde:

δ é a constante de dissipação do sensor;

h é coeficiente de convecção;

S é área superficial do sensor.

O coeficiente δ não é constante e varia com:

- A área do sensor;
- A Condutividade térmica do meio;
- A taxa de fluxo de calor

2.5.3.2 Constante de tempo

A constante de tempo do sensor termoresistivo, representada pelo símbolo [τ], é o tempo necessário para que este sensor chegue a 63,2% do valor final de temperatura (estado estacionário), após a aplicação de um degrau de potência, quando a potência dissipada no sensor é desprezível, conforme figura 24.

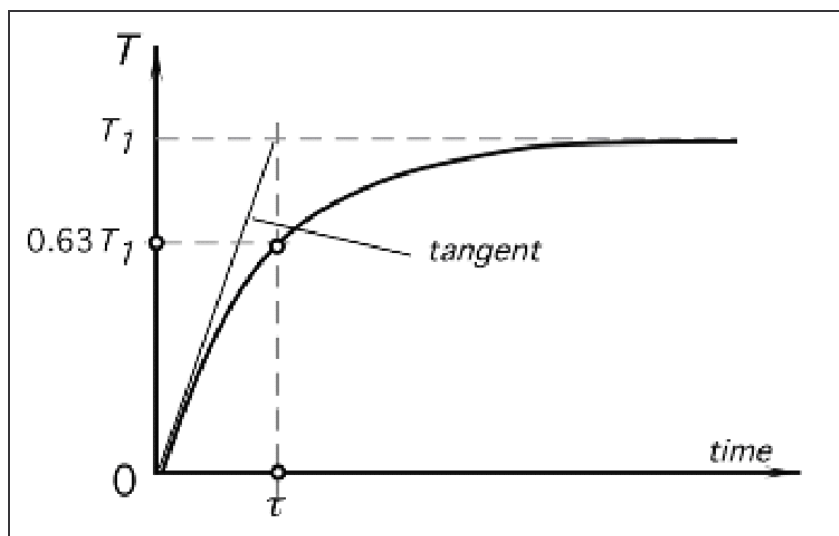


Figura 24 – Constante de tempo para termoresistores.
Fonte: FRADEN, 2003.

A constante de tempo (τ) varia com a transferência de calor para o meio. Assim, os fatores que aumentam a constante de dissipação, diminuem a constante de tempo (WEBSTER, 1999).

A resposta dinâmica do sensor termoresistivo a uma variação em forma de degrau de uma das grandezas de entrada é um parâmetro característico importante dos instrumentos baseados neste princípio, em geral a constante de tempo é especificada em que meio é submetido o sensor (DEEP et al, 1999).

De acordo à primeira lei da termodinâmica, (WYLEN, 1994) as energias dissipada, acumulada e fornecida por um termistor NTC, a qualquer instante e com a temperatura deste sensor maior que a do ambiente, podem compor a forma da equação 23.

$$\frac{dH}{dt} = P = V.I = \delta.(T - T_a) + m.c. \frac{dT}{dt} \quad (23)$$

Onde:

H é a entalpia em kJ;

P é a potência em W;

V é a tensão em volts;

I é a corrente em A;

δ é o fator de dissipação do sensor em W/K;

T é a temperatura a qualquer instante em °C;

T_a é a temperatura do ambiente em °C;

m é a massa do sensor em kg;
 c é o calor específico do sensor em kJ/(kg.K).

Vale ressaltar que não foi considerado o calor dissipado pelas extremidades do sensor. Em geral podem ocorrer erros de medição quando o calor perdido pelas extremidades do sensor é significativo.

Segundo Weidman e Browand (1975), para anemômetros de fio quente quando a razão entre comprimento e diâmetro é maior que 200, o calor perdido pelas extremidades, ou seja, o calor perdido pela convecção das laterais bem como por condução pelos cabos de ligação podem ser perfeitamente negligenciados. É recomendável que em anemômetros de filme quente a razão entre o comprimento e o diâmetro do sensor deve estar entre o intervalo de 10 a 20.

Segundo Webster (1999), esta parcela de calor perdida pelas extremidades do sensor representa menos que 10% do calor perdido do sensor para o fluido, sendo este percentual reduzido com o aumento da velocidade.

Da equação 23, como $\delta = U.A$ e se P é constante, tem-se a variação da temperatura superficial do sensor em função do tempo conforme a equação 24.

$$T = T_a + \frac{P}{\delta} \left[1 - e^{\left(\frac{-\delta}{c.m} \right) \cdot t} \right] \quad (24)$$

Quando $t \gg \frac{c.m}{\delta}$ (estado estacionário)

$$P = V.I = \delta.(T - T_a)$$

Onde:

V e I são, respectivamente, a tensão e a corrente do estado estacionário. Esta equação é a base para a curva característica $V \times I$ do sensor termoresistivo.

Quando o auto-aquecimento pode ser desprezado, ou seja, P tende a zero, chega-se à expressão 25.

$$\frac{dT}{dt} = \frac{\delta}{c.m} \times (T - T_a)$$

$$T = T_a + (T_i - T_a) \cdot e^{\left(\frac{-t}{\tau}\right)} \quad (25)$$

Em que τ é a constante de tempo do sensor termoresistivo, conforme descreve a equação 26.

$$\tau = \frac{c.m}{\delta} \quad (26)$$

Ainda segundo Deep et al (1999), é possível se obter o valor da constante de tempo de sensores termoresistivos através de um degrau na potência elétrica ou através de um trem de pulsos (PWM). Em seu trabalho a potência elétrica é mantida constante por um circuito de controle baseado em um microcontrolador de oito bits.

Para termistores outras duas propriedades são importantes na aplicação de tais sensores:

- Característica Tensão x Corrente
- Característica Corrente x Tempo;

A curva característica V x I dos termistores NTCs é ilustrada na figura 25. Esta figura mostra que, para certo valor de corrente, o termistor se comporta com um resistor negativo:

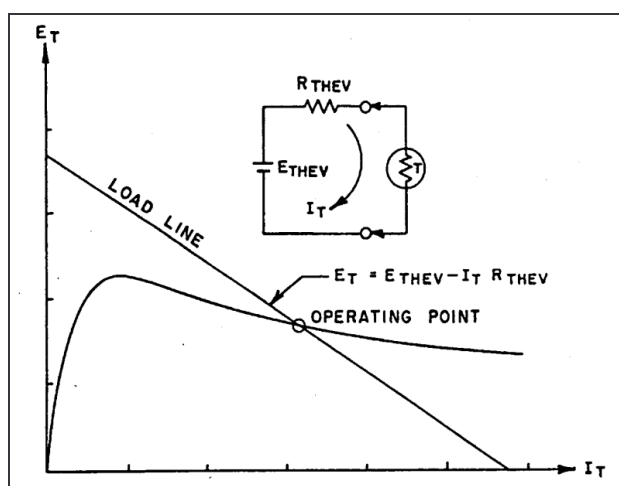


Figura 25 – Curva característica V x I para termistores.
Fonte: WEBSTER, 1999.

Diversas são as aplicações da característica $V \times I$ (tensão x corrente) dos termistores na composição diferentes tipos de detectores e transdutores.

2.5.3.3 Curva característica $I \times t$ (corrente x tempo)

Como ilustrado na figura 26, os termistores do tipo NTC podem ser caracterizados por suas constantes de tempo (τ). A curva de corrente em função do tempo põe em evidencia a dinâmica própria a este tipo de sensores.

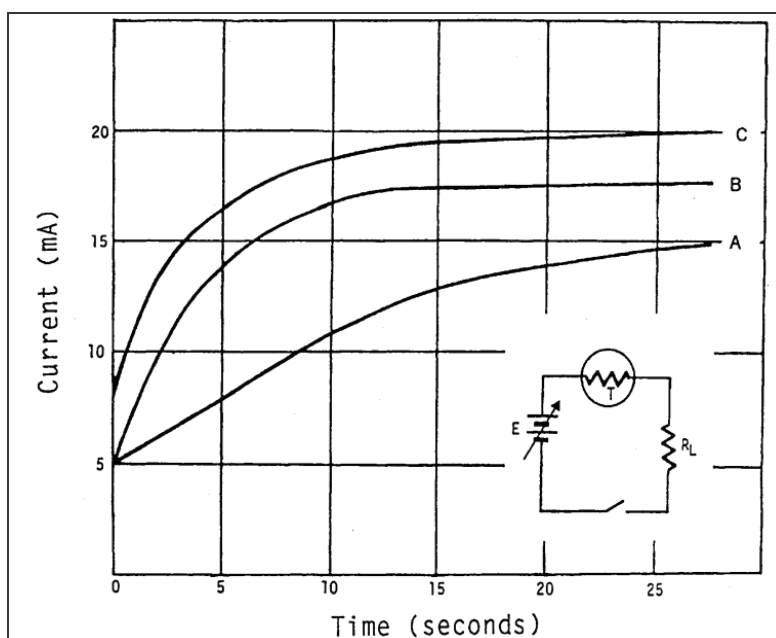


Figura 26– Curva corrente x tempo para termistores.

Fonte: WEBSTER, 1999.

2.6 Métodos de Condicionamento do Sinal de Anemômetros de Fio Quente

Os anemômetros de fio quente buscam manter constante, pelo uso de um circuito eletrônico apropriado, uma das três grandezas elétricas (tensão, corrente ou resistência) associadas a um dado sensor térmico. Nestes sistemas, a medida de velocidade e, por conseguinte, de vazão, é feita a partir da medida da variação de uma das grandezas restantes.

Existem três métodos para condicionamento do sinal em um anemômetro a fio quente:

- Método da corrente constante;
- Método da temperatura constante;
- Método da tensão constante;

As vantagens de cada método dependem do tipo de sensor (RTD ou NTC). O modelo aplicável a cada um dos métodos tem origem na aplicação da primeira lei da termodinâmica (WYLEN, 1994) escrita na forma da equação 27.

$$P_e = h.S.(T_s - T_a) + m.c. \frac{dT_s}{dt} \quad (27)$$

Nesta equação foram desprezados os efeitos da radiação, que sob condições normais de operação representam apenas 0.1% da potência de entrada (LEKAKIS, 1996).

2.6.1 Anemômetros a Corrente Constante (CCA)

Um dos circuitos utilizados para anemômetros de fio quente a corrente constante é ilustrado na figura 27 (OLIVEIRA, 1997). Neste circuito é usada uma corrente constante que atravessa o sensor, desta forma a velocidade pode então ser medida por um circuito em malha aberta, pela variação de tensão sobre os terminais do sensor.

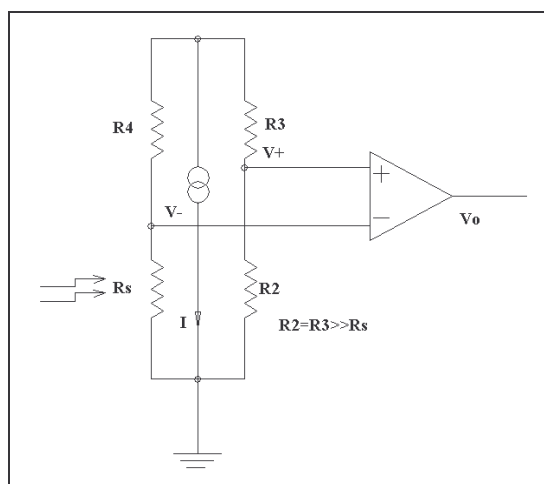


Figura 27– Circuito para anemômetros a corrente constante.

A partir da equação 28, pode-se obter para o estado estacionário

$$P_e = I_s^2 \cdot R_s = h \cdot S \cdot (T_s - T_a) \quad (28)$$

O coeficiente global de troca, que em primeira aproximação é o coeficiente de convecção (h), depende do meio e da velocidade dos fluidos nesse meio. Segundo a lei de King (KING, 1975), apresentada na equação 29

$$h = C_o + C_1 \cdot \sqrt{v} \quad (29)$$

Onde:

v é a velocidade em m/s.
 C_o e C_1 são constantes.

Esta equação é válida quando o efeito da convecção forçada supera a convecção livre. Quando estas grandezas se equiparam, utiliza-se a equação de King modificada (equação 30).

$$h = A + B \cdot v^n \quad (30)$$

Destas duas relações (equações 29 e 30), pode-se observar que o coeficiente global de troca não mantém uma relação linear com a velocidade.

Para o caso de um RTD, por exemplo, a equação pode ser re-escrita assumindo a forma da equação 12.

$$R_s = R_o + \alpha_1 \cdot R_o \cdot T_s$$

Onde R_o é a resistência a 0 °C.

Introduzindo uma variável auxiliar K_t

$$K_t = \frac{1}{\alpha_1 \cdot R_o}$$

O valor da temperatura pode ser obtido em função da resistência a uma dada temperatura (R_s) e da resistência de referência (R_o), conforme descrito na equação 31.

$$T_s = K_t \cdot R_s - K_t \cdot R_o \quad (31)$$

Substituindo a equação 31 na equação 28, tem-se,

$$I_s^2 \cdot R_s = h \cdot S \cdot K_t \cdot R_s - h \cdot S \cdot K_t \cdot R_o - h \cdot S \cdot T_a$$

Re-arrumando em função de R_s , obtém-se:

$$R_s = \frac{h \cdot S \cdot K_t \cdot R_o - h \cdot S \cdot T_a}{h \cdot S \cdot K_t - I_s^2}$$

Utilizando a lei de Ohm e isolando o termo de tensão, obtém-se a equação 32

$$V_s = R_s \cdot I_s = \left(\frac{h \cdot S \cdot K_t \cdot R_o + h \cdot S \cdot T_a}{h \cdot S \cdot K_t - I_s^2} \right) \cdot I_s \quad (32)$$

Da equação 32, podem ser extraídas algumas conclusões (OLIVEIRA, 1997):

- V_s (tensão sobre o sensor) é função da velocidade do fluido ($h = a + b \cdot v^n$);
- A sensibilidade da tensão em relação à variação de T_s (temperatura superficial do sensor) aumenta com o aumento de I_s ;
- A variação de V_s com a velocidade não é linear, o que acontece, aliás, com qualquer método, pois a relação h (coeficiente global de troca) x v (velocidade) é não-linear.

Por conta da sua baixa velocidade de resposta, os anemômetros de corrente constante são freqüentemente usados apenas para medir a temperatura do fluido nos circuitos de medição de velocidade por anemômetros de fio/filme quente por temperatura constante descritos posteriormente.

Os anemômetros de fio/filme quente a corrente constante apresentam como característica positiva uma boa relação sinal-ruído (MILLER, 1986).

2.6.2 Anemômetros à Temperatura Constante (CTA)

Os anemômetros de fio quente a temperatura constante são também chamados de anemômetros a resistência constante, uma vez que a resistência é uma função da temperatura em tais transdutores.

Existem diversos circuitos para se construir um anemômetro de fio quente operado a temperatura constante. O método convencional mantém a temperatura e, logicamente, a resistência através de realimentação com amplificador operacional.

O circuito para anemômetros de fio quente convencional aplicado a sensores RTDs é mostrado na figura 28 (OLIVEIRA, 1997).

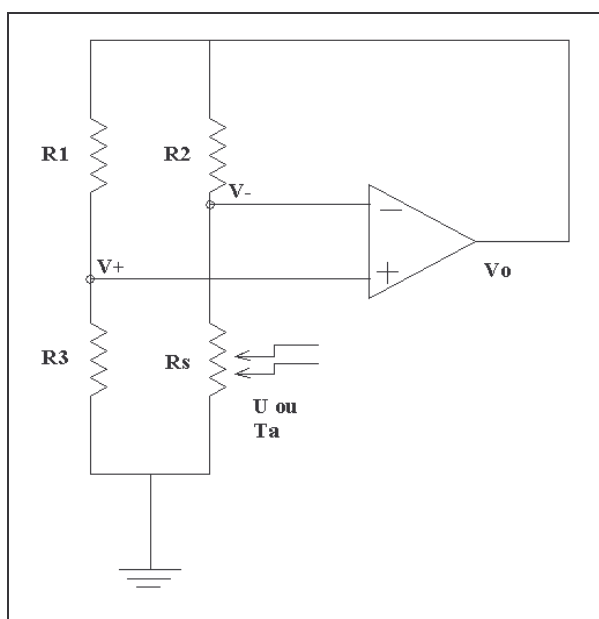


Figura 28 – Circuito para anemômetros a temperatura constante com RTDs.

Neste circuito, o sensor termoresistivo, em geral um fio de diâmetro de $5\mu\text{m}$ (MILLER et al, 1986) pré-aquecido por efeito Joule, é montado em um dos braços da ponte e Wheatstone. O equilíbrio da ponte é mantido pelo efeito de realimentação do amplificador operacional, que, após algum desequilíbrio por motivo da transferência de calor do sensor para o fluido, amplifica o sinal de desbalanceamento ajustando o valor de

tensão de alimentação da ponte, restabelecendo a resistência original do sensor pré-aquecido, e, por conseguinte, o equilíbrio da ponte.

A resolução espacial do sensor aquecido é limitada pelo comprimento do fio/filme e pela menor dimensão da escala de flutuação no fluxo do fluido. A resolução espacial ainda pode ser afetada pela distância entre sensores, no caso de anemômetros com vários sensores para medição pontual de velocidade.

Os anemômetros de fio/filme quente operando a temperatura constante necessitam de alto ganho de realimentação, bem como amplificadores operacionais com alta frequência de trabalho a fim de poder acompanhar as flutuações de velocidade do sensor termoresistivo (MILLER, 1986).

No caso de termistores NTC, como sua resistência aumenta pela diminuição da temperatura, os terminais de entrada do amplificador operacional deverão ser invertidos como mostra a figura 29.

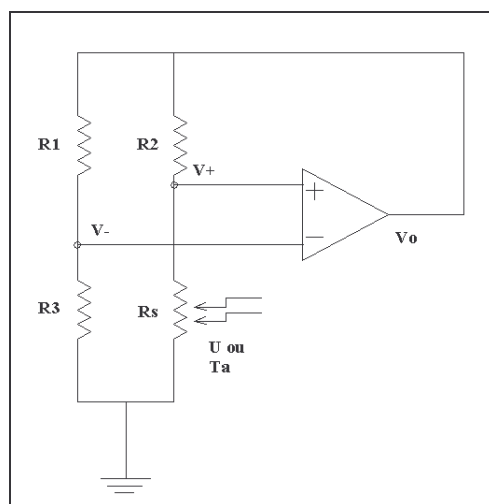


Figura 29 – Circuito para anemômetros a temperatura constante com termistores NTC.

A razão entre as resistências (R_2/R_1), frequentemente chamada de razão da ponte, serve para maximizar a corrente de aquecimento no sensor de velocidade. Razões de 5:1 a 20:1 são muito utilizadas (WEBSTER, 1999).

Ainda segundo Webster (1999) quando estas resistências são iguais (razão 1:1) há uma melhora na resposta em frequência.

As influências da taxa de sobreaquecimento na resposta em frequência de anemômetros de fio quente foram analisadas por Freymuth (1981).

Freymuth (1968) considera que as principais fontes de ruídos neste tipo de circuito básico são: o ruído provocado pela relação entre as resistências da ponte de Wheatstone, o ruído provocado pelo próprio sensor aquecido e o ruído provocado pelo amplificador operacional.

Strieder (2004) analisou a influência da estabilidade térmica dos resistores da ponte de Wheatstone na leitura da vazão. Seus resultados mostraram que os resistores fixos da ponte devem ser de potência elevada e serem arrefecidos por ventilação mecânica, a fim de melhorar a estabilidade da leitura.

Para a modelagem de anemômetros de fio quente, a temperatura constante, parte-se da equação 28 e reescrevendo-a chega à equação 33

$$V_s^2 = R_s \cdot h \cdot S \cdot (T_s - T_a) \quad (33)$$

Segundo Oliveira (1997), a partir da equação 33, pode ser extraída a seguinte conclusão:

- A tensão (V) não é linear com nenhuma das grandezas (T_a , R_s), apesar de ser o método mais usado, pois é o que apresenta menor constante de tempo.

Como em qualquer tipo de condicionamento de sinal para anemômetros de fio/filme quente, é necessária a medição da temperatura do fluido para a correção do sinal de saída. Conforme descrito por Ferreira et al (2001), um erro de 1 a 2% por °C pode ser introduzido na medição de velocidade devido à variação da temperatura do fluido.

Vários métodos foram propostos para a compensação da temperatura do fluido, conforme descrito por Tagagi (1985) e ilustrado na figura 30.

Tagagi (1985) propôs a utilização do sensor para medição da temperatura do fluido montado na mesma ponte do sensor pré-aquecido para medição de velocidade montado. A compensação da temperatura é feita através do resistor variável R_3 (figura 30).

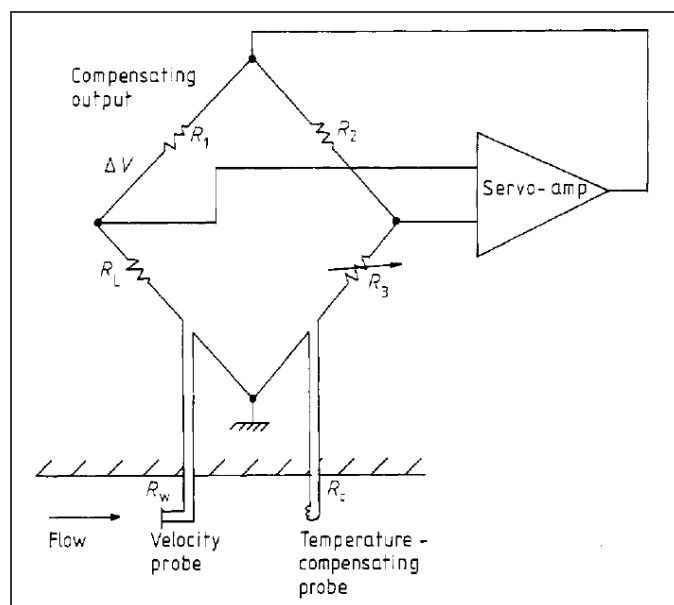


Figura 30 – Circuito para anemômetro a temperatura constante para compensação de temperatura.

Fonte: TAGAGI, 1985.

Neste circuito (figura 30) as resistências R_1 , R_w , R_c e R_3 representam a resistência dos cabos de interligação do sensor aquecido, a resistência do sensor auto-aquecido para medição da velocidade, a resistência para medição da temperatura do fluido e a resistência variável de compensação para variação da temperatura do fluido, respectivamente.

Este circuito apresentou bons resultados para o quadrado da queda de tensão no resistor R_1 com relação a v^n (velocidade elevada a n), onde n , obtido pela calibração foi encontrado como sendo 0,45 (TAGAGI, 1985), conforme evidenciado na figura 31.

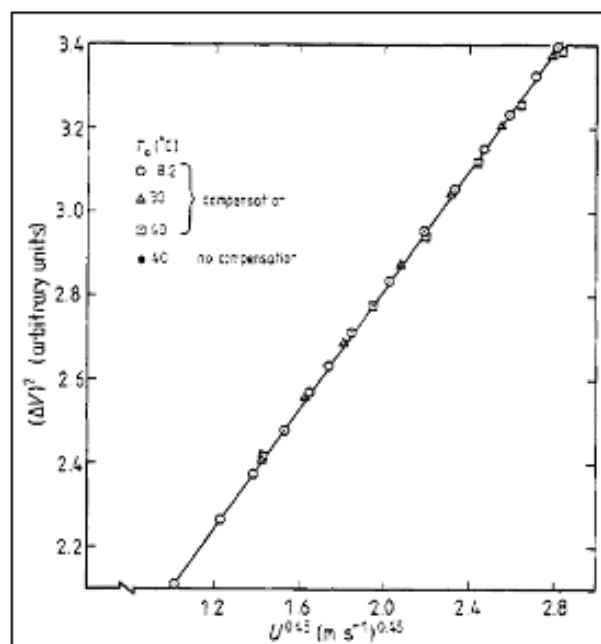


Figura 31 – Resultados da calibração (curva $V^2 \times v^n$) de anemômetro a temperatura constante para compensação de temperatura.

Fonte: TAGAGI, 1985.

De uma forma em geral, é possível com este método, segundo o discutido por Tagagi (1985), se obter uma incerteza de medição de até 1% para uma variação de temperatura de 25 °C.

Ferreira et al (2001) propôs a construção de um anemômetro de fio quente usando apenas um termistor para compensação da temperatura do fluido. Neste circuito um dos resistores da ponte pode ser alterado através de chaveamento adequado, permitindo, desta forma a medição de velocidade e temperatura do fluido pela alternância entre os resistores R_x e R_y , conforme descrito na figura 32.

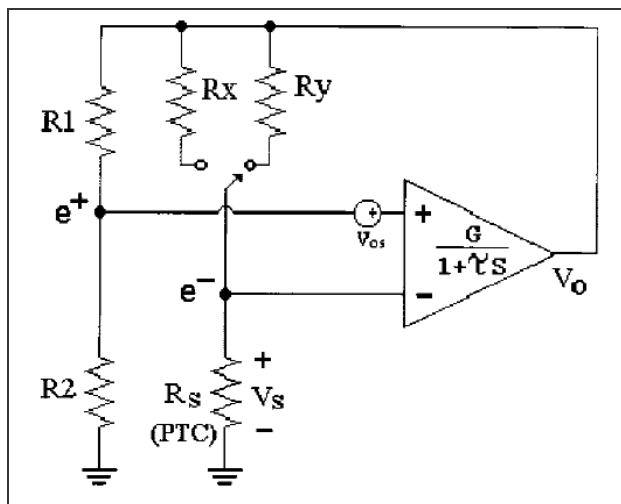


Figura 32 – Circuito para anemômetro a temperatura constante com apenas um termistor para compensação de temperatura.

Fonte: FERREIRA et al, 2001.

Okamoto et al (1994), propôs um anemômetro digital em que um termistor em miniatura (diâmetro menor que 1mm) auto-aquecido pelo efeito Joule e montado em uma ponte de Wheatstone como descrito anteriormente, foi exposto a um fluxo de ar. O sinal de desbalanceamento momentâneo da ponte, bem como o sinal de temperatura do fluido foram convertidos em sinal PWM e enviados a um display de três dígitos, conforme descrito na figura 33.

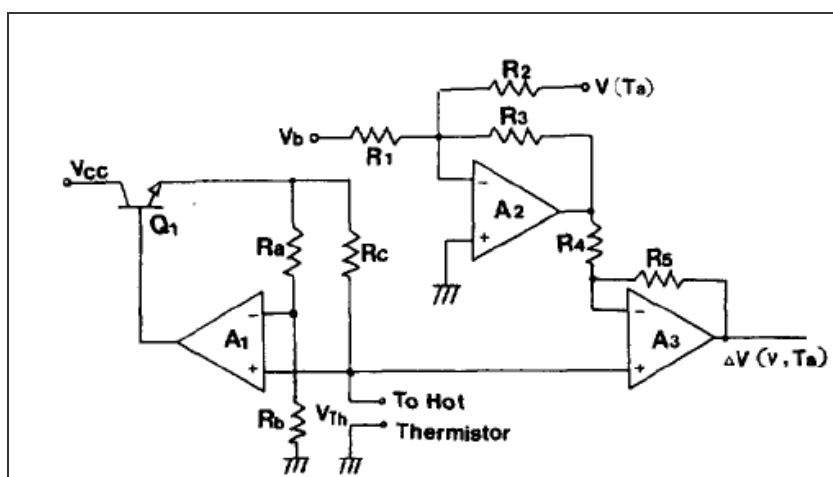


Figura 33– Circuito para anemômetro digital com sinal PWM.

Fonte: OKAMOTO et al, 1994.

O sinal $V(T_a)$ (figura 33) foi medido com um conversor temperatura – frequência e o sinal V_b introduzido na entrada do amplificador A_2 se destina a eliminar a componente constante do sinal de tensão de saída para velocidades iguais à zero.

Segundo Sarma (1993), os anemômetros de fio quente a temperatura constante não são eficientes em fluxos supersônicos (velocidade acima da velocidade do som no meio), onde o fio quente deve operar a uma temperatura superficial levemente acima da temperatura do fluido, ou seja, a uma baixa taxa de sobreaquecimento, o que reduz a sua sensibilidade. Vale lembrar que a resposta em frequência depende da corrente de saída do amplificador operacional, e esta está diretamente relacionada à taxa de sobreaquecimento. Neste caso, com baixas taxas de sobreaquecimento, a resposta em frequência é degradada (SARMA, 1993).

2.6.3 Anemômetros de Fio Quente a Tensão Constante

Os anemômetros de fio quente a tensão constante propostos por Sarma (1993) buscam manter a tensão constante sobre o elemento termoresistivo.

O circuito básico consiste de uma rede de resistores em forma de “T” na realimentação de um amplificador operacional onde o sensor é conectado como elemento central do “T” aterrado.

A plataforma experimental, mostrada na figura 34, é uma das alternativas para se medir a velocidade por este método.

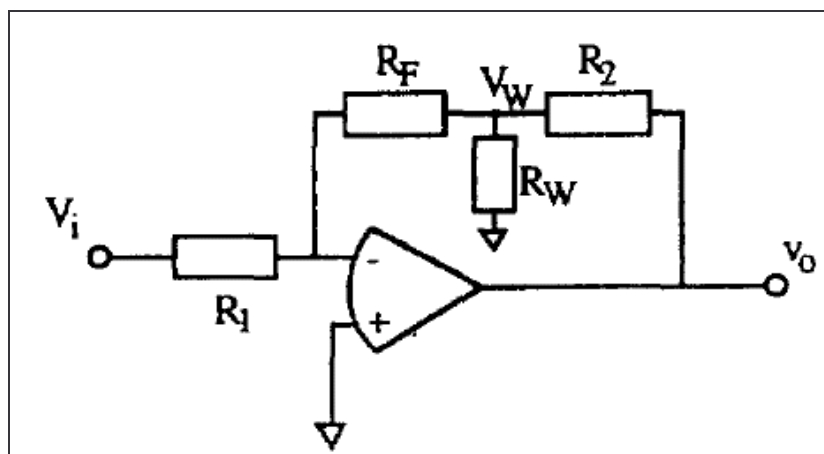


Figura 34 – Circuito para anemômetros a tensão constante.

Fonte: SARMA, 1993.

No circuito apresentado na figura 34, os resistores R_1 , R_f e R_2 são fixos e a tensão V_i é uma tensão de referência (V_{DC}) que proporcionará uma tensão constante nos terminais do sensor.

Da relação de ganho do amplificador operacional, pode-se afirmar que para pequenas variações de resistência do sensor, pela passagem do fluxo de fluido, a sensibilidade (razão entre a tensão de saída com a variação da resistência) pode ser dada pela equação 34

$$S_w = \frac{\Delta V_o}{\Delta R_w} = -\frac{R_2 \cdot R_f}{R_w^2} \cdot \left(\frac{V_{DC}}{R_1} \right) \quad (34)$$

Neste circuito, a tensão sobre o sensor (V_s) independe da resistência do sensor e assim a tensão sobre o mesmo permanece constante, como descrito pela equação 35

$$V_s = \frac{-V_{DC} \cdot R_f}{R_1} \quad (35)$$

Nestes medidores, como a tensão é mantida constante nos terminais do sensor aquecido, a corrente através do sensor é medida e relacionada com a velocidade. Como no caso de anemômetros de fio quente à corrente constante, os anemômetros de fio quente a tensão constante operam em malha aberta, necessitando, portanto, de algumas

compensações (SARMA, 1993), apesar do fato de que sua constante de tempo é muito inferior aos anemômetros de corrente constante.

Este método permite ampliar a largura de banda, melhorando a resposta em frequência (SARMA, 1993).

Para anemômetros a tensão constante, pode-se escrever novamente a partir da equação 28.

$$V_s \cdot I_s = h \cdot S \cdot (T_s - T_a)$$

Desta equação, pode-se concluir (OLIVEIRA, 1997) que:

- Is é não linear com qualquer das grandezas (T_a e velocidade) tanto para RTDs quanto para termistores do tipo NTC.

No caso de sensores do tipo RTD, por exemplo, a equação 28 pode ser reescrita em função de V_s , desta maneira chega-se a equação 36

$$V_s \cdot I_s^2 = h \cdot S \cdot (K_t \cdot V_s - K_t \cdot R_o \cdot I_s - T_a \cdot I_s) \quad (36)$$

Ainda segundo Sarma (1993), a vantagem dos anemômetros de fio quente à tensão constante é sua alta imunidade a efeitos capacitivos dos cabos e alta relação sinal ruído.

2.6.4 Comparação entre os métodos de condicionamento

Ainda segundo Oliveira (1997), em sua análise sobre os métodos de condicionamento de sinal para anemômetros de fio quente, algumas conclusões importantes podem ser obtidas dos métodos descritos anteriormente, como:

- Os anemômetros de fio quente à corrente constante apresentam boa sensibilidade, porém apresentam uma constante de tempo igual à constante de tempo aparente do sensor, sendo, portanto, o método com maior tempo de resposta.
- Os anemômetros de fio quente à temperatura constante apresentam boa sensibilidade e uma constante de tempo menor do que a constante de tempo aparente do sensor, ou seja, são mais rápidos devido ao sistema de realimentação.
- Os anemômetros de fio quente a tensão constante apresentam sensibilidade maior do que os dois outros métodos, porém sua constante de tempo tem valor intermediário em relação aos outros dois métodos.

2.7 Técnicas de Calibração de Anemômetros de Fio/filme Quente

Para se encontrar um modelo de solução analítica para a calibração de anemômetros de fio/filme quente é necessário partir da equação 28, que para o estado estacionário e desprezando o calor perdido pelas extremidades do sensor se reduz a equação 37

$$P = \frac{V_{Sensor}^2}{R_s} = h.S.(T_{Sensor} - T_f) = h.\pi.d.l.(T_{Sensor} - T_f) \quad (37)$$

Onde:

P é a potência de alimentação elétrica em W;

V_{Sensor} é a tensão elétrica nos terminais do sensor em volts;

S é a área de troca lateral do sensor em m^2 ;

d é o diâmetro do sensor termoresistivo aquecido em m;

l é o comprimento do sensor em m;

h é o coeficiente de convecção entre a superfície do sensor e o fluido em $W/(m^2.K)$;

T_{Sensor} é a temperatura superficial do sensor em °C.

T_f é a temperatura do fluido em °C.

O coeficiente de convecção (h) depende fortemente do parâmetro adimensional Nu (número de Nusselt), conforme a equação 38

$$Nu = \frac{h.d}{K} \quad (38)$$

Onde:

K é a condutividade térmica do fluido em questão (medida em $W.m^{-1}.K^{-1}$) à temperatura de superfície $\left(T_f = \frac{T_{sensor} + T_{fluido}}{2} \right)$, conforme exposto por Lekakis (1996).

De acordo a Lekakis (1996), o Número de Nusselt (Nu) é uma função de outros parâmetros adimensionais, ou seja, $Nu = f(Re, Pr, Ma, Gr, Kn, T_f)$, onde:

Re – Número de Reynolds (razão entre as forças dinâmicas e viscosas);

Pr – Número de Prandtl (parâmetro do fluido dependente da temperatura);

Ma – Número de Mach (parâmetro de compressibilidade do gás)

Gr – Número de Grashof (razão entre as forças de flutuação e viscosa)

Kn – Número de Knudsen (razão entre a dimensão das partículas livres de um fluido em movimento e o diâmetro do sensor).

T_f - A temperatura de superfície descrita anteriormente em °C.

Em geral, para aplicações industriais, nas quais o ar em condições de fluxo subsônico e incompressível, com velocidades menores que 5,0 m/s pode-se assumir que o número de Nusselt depende apenas do número de Reynolds e da temperatura do fluido (LEKAKIS, 1996), ou seja:

$$Nu = f(Re) .$$

Uma expressão desta forma foi derivada primeiro por King (1914), expressa previamente na equação 29 como

$$Nu = A + B.Re^n$$

Onde:

A e B são constantes determinadas pelo processo de calibração.

Ainda segundo Lekakis (1996), outras formas de relação mais precisas foram propostas por Collis and Williams (1959), como sendo (equação 39)

$$Nu = A + B.Re^n \cdot \left(1 + \frac{a_T}{2}\right)^{0,17} \quad (39)$$

Onde:

$$a_T = (T_{\text{Sensor}} - T_{\text{fluido}}) / T_{\text{fluido}}$$

$n = 0,45$; $A=0,24$; $B=0,56$ para $0,02 < Re < 44$;

$n = 0,51$; $A=0$; $B=0,48$ para $44 < Re < 140$:

Kramers, citado por Lekakis (1996), baseado em experimentos de medição de velocidade em ar, água e óleo propôs uma relação empírica para o número de Nusselt, conforme a equação 40

$$Nu = 0,42.Pr^{0,26} + 0,57.Pr^{0,53} . Re^{0,50} \quad (40)$$

No caso de um fluxo isotérmico e combinando as equações 30 e 37, pode-se chegar a uma expressão simplificada da variação da tensão nos terminais do sensor e a velocidade como descrito na equação 41.

$$V_{\text{Sensor}}^2 = a + b.v^n \quad (41)$$

Onde:

V_{Sensor} é a tensão nos terminais do sensor em volts;

a e b são novas constantes de calibração;

v é a velocidade do fluido em m/s;

n é o expoente da velocidade

Para o caso de um anemômetro de fio quente a temperatura constante através de uma ponte de Wheatstone com tensão de realimentação V_{out} , pode-se dizer, uma vez que os resistores da ponte praticamente não variam e que a realimentação do amplificador operacional mantém a resistência do sensor de velocidade praticamente constante, que

$$V_{\text{out}}^2 = A + B.v^n \quad (42)$$

Onde:

V_{out} é a tensão de alimentação da ponte de Wheatstone em volts;

A e B são novas constantes de calibração;

v é a velocidade do fluido em m/s;

n é o expoente da velocidade.

Conforme descrito por Webster (1999), a relação entre a tensão de saída do amplificador operacional e que alimenta o topo da ponte de Wheatstone em um anemômetro de fio/filme quente a temperatura constante pode ser relacionada com a velocidade do fluido, conforme ilustrado na figura 35.

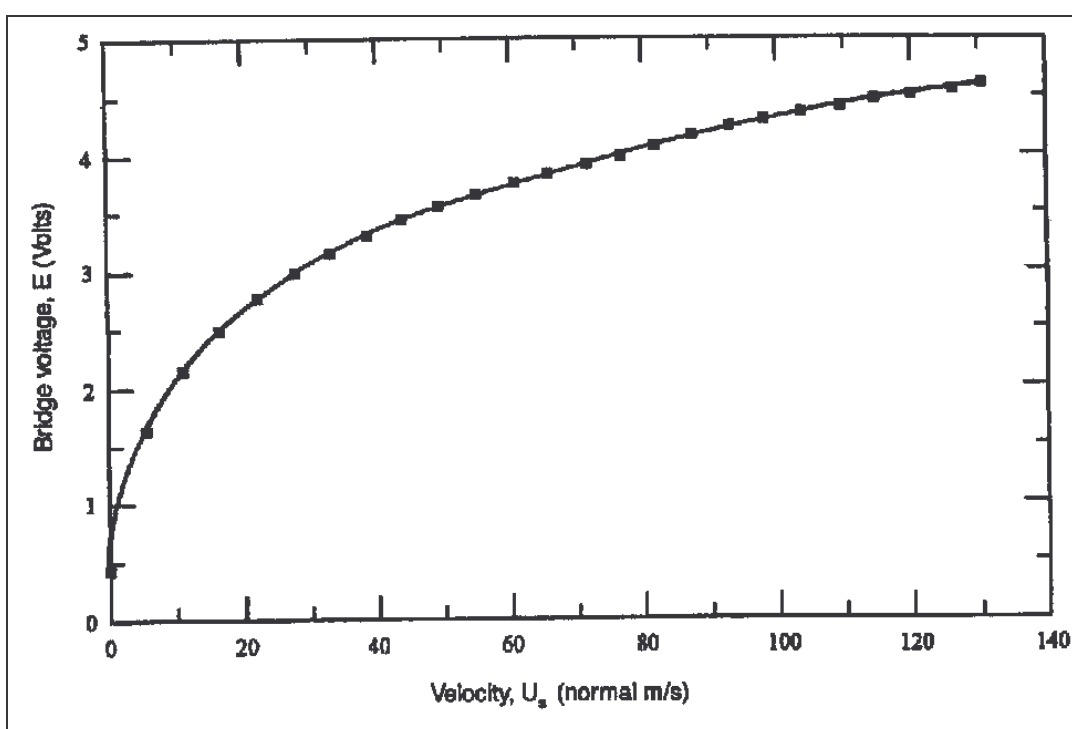


Figura 35 - Curva característica Tensão x Velocidade para anemômetros a temperatura constante.
Fonte: WEBSTER, 1999.

A curva descrita na figura 35 é baseada num fluxo isotérmico, sendo assim, deve ser feita uma curva de calibração para cada temperatura do fluido em aplicações que exijam maior exatidão.

O valor de n mencionado na equação 42 é fortemente dependente do regime de velocidade e em geral varia de 0,4 a 1,30 (AL GARNI, 2001). Alguns investigadores propõem seu valor entre 0,4 e 0,5, principalmente para velocidades maiores que 1,0 m/s.

O valor de n aumenta com a redução da velocidade. Alguns investigadores, inclusive propuseram o valor de 1,2282 para faixas de velocidades extremamente baixas (AL GARNI, 2001).

Segundo Lekakis (1996), o expoente 0,45 para o valor de n apresentou melhores resultados do que o expoente 0,5 proposto por King (1914).

Segundo Stainback e Nagabuchana (1993), o expoente n , em geral, varia entre 0,45 e 0,50 e é fundamental que não haja flutuação na velocidade do fluido durante o processo de calibração do anemômetro de fio quente.

Ainda segundo Stainback e Nagabushana (1993) outra fonte de distorção entre a solução analítica e a relação $(\text{Tensão})^2 \times \text{Velocidade}$ é o calor perdido pelas extremidades do elemento sensor aquecido.

Segundo Brunn (1979) não é possível obter-se, com relativa precisão, uma técnica de calibração para todas as provas (sensores) de anemômetro de fio quente. Conseqüentemente, para anemômetros de precisão é necessário um tempo considerável na calibração do sensor utilizado.

Segundo Webster (1999), um mínimo de dez a vinte pontos são necessários para se determinar com relativa exatidão os parâmetros A e B da relação entre a tensão do circuito e a velocidade do fluido (equação 42). De qualquer forma o valor de tensão do circuito de medição deve ser comparado a um sistema de medição padrão.

Muitas vezes, tubos de Pitot de precisão têm sido usados para este fim, contudo como a diferença de pressão varia como quadrado da velocidade, este sistema não tem se mostrado eficiente para calibração de anemômetros de fio quente para velocidades extremamente baixas.

Um método proposto por Al-Garni (2001) demonstra o uso de um padrão primário de velocidade, na forma de um braço giratório movido por um motor DC de velocidade controlada e variável. Este dispositivo gera uma velocidade linear conhecida em um ambiente com temperatura controlada, conforme mostrado na figura 36.

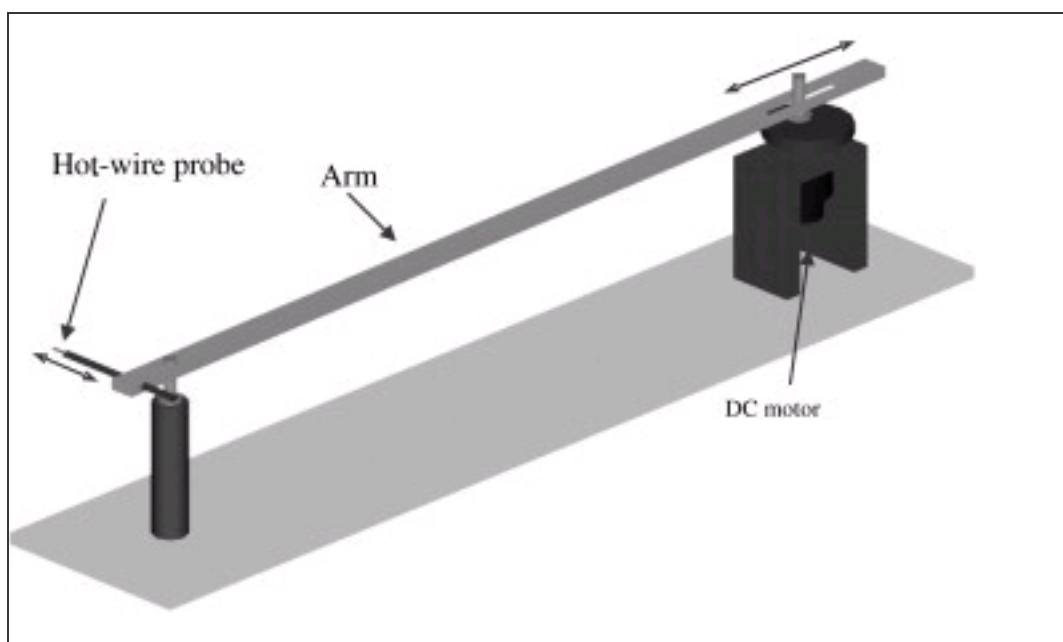


Figura 36- Dispositivo para calibração de anemômetros de fio quente em baixas velocidades.
Fonte: AL-GARNI, 2001.

Este método obteve bons resultados, sobretudo para faixas de velocidade menores que $1,0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, mais especificamente no intervalo de velocidade de 0 a $15,0 \text{ cm/s}$.

Os resultados do trabalho demonstraram que, para a faixa de velocidade de $3,0$ a $15,0 \text{ cm/s}$, existe uma relação aproximadamente linear entre o quadrado da tensão de saída do circuito de alimentação da ponte de Wheatstone de um anemômetro de fio quente (E^2) e o valor da velocidade elevado à potência n (U^n). Esta relação é estabelecida pela lei de King, sendo o valor encontrado para esta constante igual a $0,998$ (Al-GARNI, 2001).

Neste trabalho de Al-Garni (2001) também foram avaliadas as incertezas relacionadas ao ângulo de incidência do fluido no sensor de velocidade do anemômetro de fio quente.

CAPÍTULO 3 DESENVOLVIMENTO

Neste capítulo serão detalhadas seqüencialmente as etapas de montagem do aparato experimental necessário para o desenvolvimento do trabalho.

No item 3.1 será descrita montagem de um banho termostático necessário para escolha e caracterização dos sensores termoresistivos utilizados. O circuito eletrônico para aquisição, tratamento e indicação da velocidade é detalhado no item 3.2. No item 3.3 é descrito o projeto e a montagem de um protótipo de calibração para anemômetros de fio quente à baixas velocidades imprescindível pela escassez de sistemas de medição primários para a grandeza velocidade na faixa de 0,0 a 1,0 m.s⁻¹. No item 3.4 é descrita a escolha e caracterização dos sensores utilizados para a medição da velocidade e temperatura e por fim no item 3.5 é mostrado o desenvolvimento de um sistema fluido-dinâmico para a calibração do sistema de medição para altas velocidades e testes de validação do anemômetro proposto.

3.1 Banho Termostático para Caracterização de Sensores Termoresistivos

Com o objetivo de caracterizar os sensores termoresistivos, foi construído um banho termostático onde podem ser estudados e caracterizados até quatro diferentes transdutores por vez. Este equipamento é mostrado na figura 37. O banho apresenta a possibilidade de trabalhar com vários sensores ao mesmo tempo, uma vez que possui cinco poços de medição.



Figura 37– Detalhe do banho termostático para caracterização de sensores termoresistivos.

O banho foi projetado de modo a permitir variar a temperatura entre de 5,0 e 85,0 °C. Esta faixa de temperaturas foi escolhida em função dos objetivos deste trabalho. A tarefa de aquecimento da água, utilizada para homogeneizar o banho térmico, é feita por uma resistência de imersão, enquanto o processo de refrigeração é feito por uma serpentina interna; por onde circula um fluido refrigerante (R-134a); alimentada por uma unidade condensadora.

Na caracterização deste aparato, foram determinadas características como tempo de processo e homogeneidade. Para a mudança de temperatura de 25 a 85 °C, o banho tem um tempo de resposta de 25 minutos. Para ir de 25 a 5 °C, o tempo de processo é de 15 minutos.

No tocante a homogeneização, para toda a faixa estudada, o banho apresentou um desvio máximo de 0,5 °C para os cinco poços, com um tempo máximo de homogeneização para cada ponto medido de dez minutos. Foi utilizado um processo de recirculação forçada usando um conjunto composto por uma mini-bomba e um anel difusor interno.

Para o isolamento entre os sensores e a parede metálica dos poços, foi utilizado óleo mineral. Que serve de isolante elétrico e de acoplamento térmico ao mesmo tempo.

Para o teste do banho, foram utilizados dois sensores termoresistivos, sendo um sensor do tipo RTD de platina com resistência de referência de 100Ω à 0°C e outro do tipo termistor NTC com resistência de referência de 3200Ω a $25,0^\circ\text{C}$.

Em se tratando de sensores ativos, foi necessário construir um circuito eletrônico que gerasse uma corrente constante de baixo valor ($1,0 \text{ mA}$) a fim de não induzir os efeitos indesejáveis do auto-aquecimento.

O circuito implementado e apresentado na figura 38 é baseado no regulador de precisão LM-723 montado em configuração de fonte de corrente constante. Esta corrente constante é aplicada no circuito série, formado por um resistor fixo ($1,0 \text{ k}\Omega$) e o sensor. No potenciômetro multivoltas (P1) foi ajustada a tensão de referência de $1,0 \text{ V}$ de forma a obter, na saída da fonte de corrente, $1,0 \text{ mA}$, que também atravessa o sensor termoresistivo estudado.

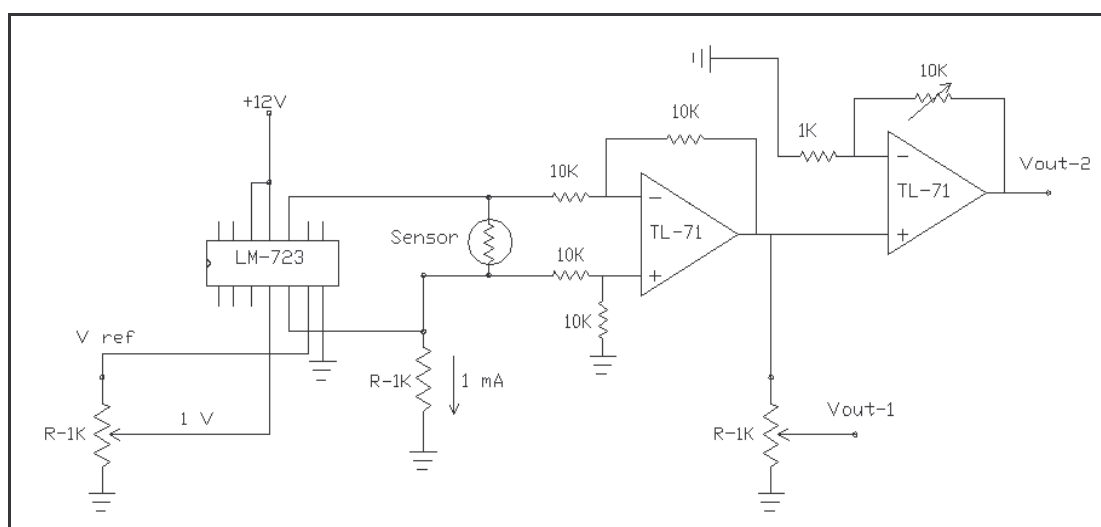


Figura 38 – Circuito para coleta do sinal do banho.

O circuito formado por dois amplificadores operacionais serve para preparar (configuração diferencial), atenuar ou amplificar (configuração amplificador não-inversor) o sinal de tensão medido diretamente sobre os terminais do sensor. O sinal de saída atenuado ou amplificado é colocado a disposição do sistema de medição ou aquisição de dados pelos pontos de conexão Vout-1 e Vout-2, respectivamente.

A posição escolhida para o circuito de corrente constante, bem como o posicionamento do sensor estudado em relação ao banho termostático, podem ser vistos na figura 39. Neste particular buscou-se posicionar estes elementos próximos entre si e próximos ao poço de medição de maneira a maximizar a razão sinal/ruído.

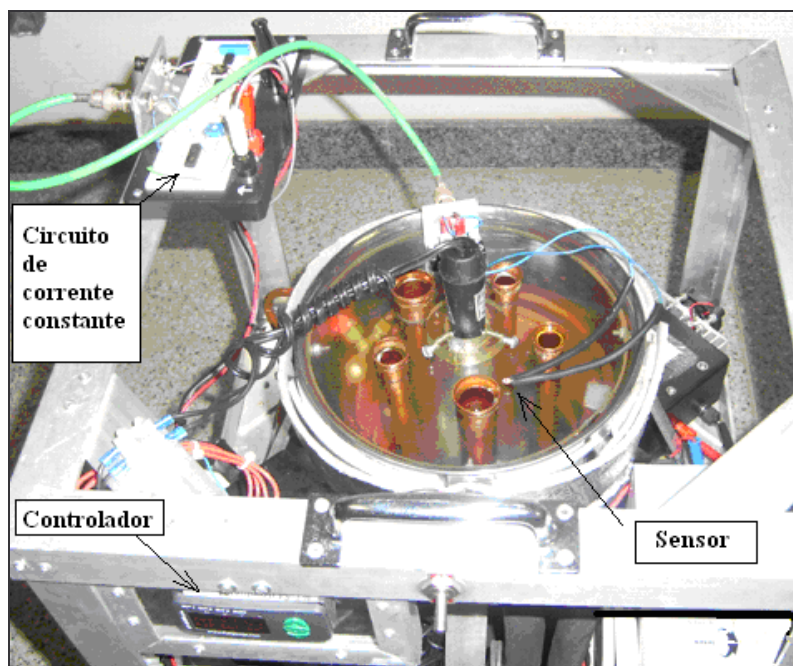


Figura 39 – Detalhe do posicionamento do sensor a ser estudado no banho termostático.

Em seguida, foi feita a calibração dos conversores analógico-digitais bipolares de 12 bits. Um dos canais foi utilizado para o sensor investigado, enquanto o outro canal foi utilizado para a medição da temperatura do banho com um termopar tipo K com incerteza de 0,1 °C para o intervalo de 0 a 80 °C. Um termômetro de cinco sensores, capaz de medir quase de maneira simultânea a temperatura de todos os poços, foi usado como sistema de aferição independente, de forma a dirimir dúvidas.

Para a calibração dos ADCs foi utilizado um voltímetro com resolução de 1,0 mV, sendo feita a calibração de 0 mV até 1,0 V para o canal-1 e de 0 mV até 100 mV para o canal-2, sendo encontradas relações entre o número de contagens dos ADCs e o valor da tensão em milivolt.

- Para o canal-1, foi obtida a seguinte relação:

$$V(mV) = -0,56299(mV) + 0,53652(mV / \text{contagem}) \cdot C(\text{contagem})$$

Onde:

V – tensão de entrada no ADC

C - número de contagens do ADC, em formato decimal, variando entre -2047 e + 2047

- Para o canal-2, foi obtida a seguinte relação:

$$V(mV) = 2,05938(mV) + 17,01249(mV / contagem).C(contagem)$$

Onde:

V – tensão de entrada no ADC

C - número de contagens do ADC, em formato decimal, variando entre -2047 e + 2047

Em seguida foram ensaiados os dois primeiros sensores, avaliando alguns requisitos importantes como relação resistência x temperatura (R x T), histerese, repetitividade e tempo de resposta.

No caso do NTC 3200 Ω (25,0 $^{\circ}\text{C}$), fabricado pela Phillips, como o sinal de variação apresentava grande sensibilidade com a temperatura, foi necessária redução do valor da tensão aplicada à entrada no ADC. Para o caso do RTD de Platina também fabricado pela Philips, por conta da sua baixa sensibilidade, tornou-se necessária uma amplificação do sinal.

Os resultados para a variação da resistência com a temperatura para o sensor NTC 3200 Ω para o ciclo ascendente em intervalos de 2,5 $^{\circ}\text{C}$ são mostrados na figura 40.

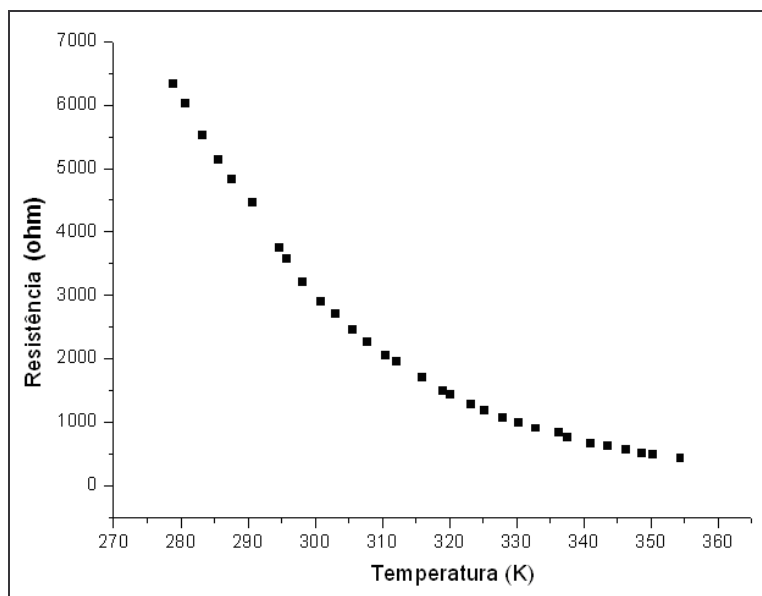


Figura 40 – Pontos R x T para termistor NTC-3200 Ω.

Através da regressão apropriada, é possível obter os parâmetros do termistor. Conforme descrito anteriormente pela equação 17.

$$R_T \cong R_{T_0} \cdot e^{\left[\frac{B \cdot (T_0 - T)}{T \cdot T_0} \right]}$$

Com a curva ajustada da figura 41, podem ser extraídas as constantes do sensor.

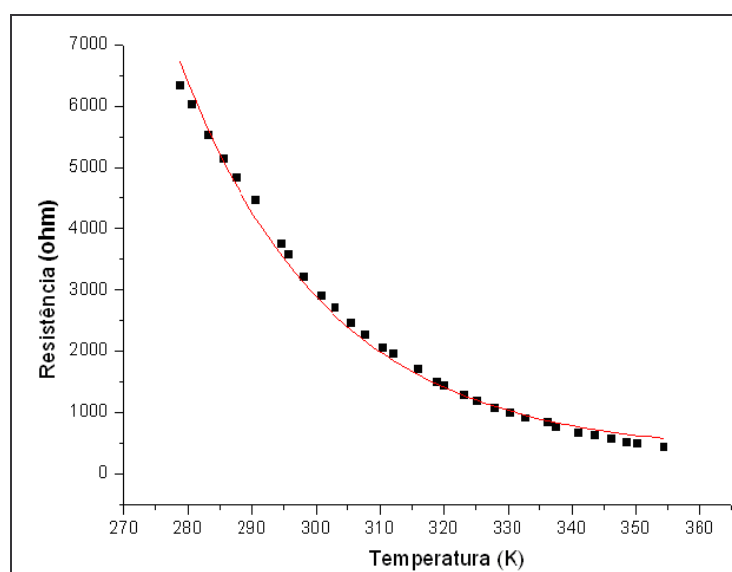


Figura 41 – Curva ajustada R x T para termistor NTC-3200 Ω.

Com esta formulação matemática, a curva ajustada (figura 38) com $\chi^2 = 1,7.10^4$ apresentou como valores das constantes características:

$$R_{t_0} = (3136,4 \pm 29,6) \Omega;$$

$$B = (3249 \pm 54) K;$$

$$T_0 = 298,15 K \text{ (temperatura de referência).}$$

Os erros de histerese foram avaliados durante ciclo descendente (resfriamento), em intervalos regulares de 10,0 °C, conforme tabela 3.

Tabela 3 – Erro de histerese para termistor 3200 Ω .

| T Media (°C) | T (K) | Rdes (Ω) | Rasc(Ω) | Erro(Ω) |
|-------------------------|--------------|-----------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|
| 5,57 | 278,57 | 6337,74 | 6337,74 | 0,00 |
| 10,17 | 283,17 | 5538,15 | 5526,93 | 11,22 |
| 19,57 | 292,57 | 3753,96 | 3746,38 | 7,58 |
| 30,60 | 303,60 | 2704,08 | 2706,81 | -2,74 |
| 40,10 | 313,10 | 1968,80 | 1966,81 | 1,99 |
| 50,23 | 323,23 | 1278,06 | 1276,77 | 1,29 |
| 60,10 | 333,10 | 908,29 | 908,29 | 0,00 |
| 69,40 | 342,40 | 619,05 | 619,67 | -0,62 |
| 80,93 | 353,93 | 442,70 | 442,70 | 0,00 |

Para o sensor RTD de platina Pt-100, como o sinal de variação apresentava baixa sensibilidade com a temperatura, foi necessária amplificação (ganho de aproximadamente 6x) antes da entrada de tensão no ADC.

Os resultados para a variação da resistência do Pt-100 com a temperatura, para o ciclo ascendente, são mostrados na figura 42.

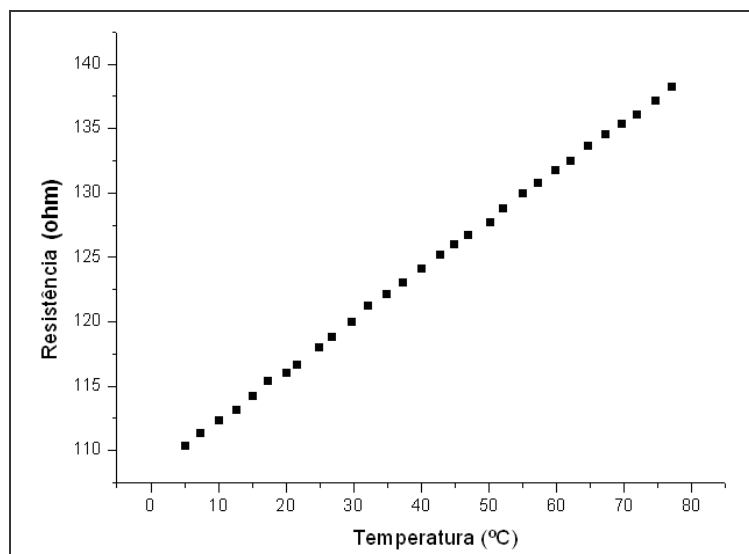


Figura 42 – Pontos R x T para RTD Pt-100.

Por regressão linear, é possível obter os parâmetros do RTD, conforme exposto no capítulo 2, sendo assim, a equação 12 foi usada no ajuste da melhor reta.

$$R(T) = R_o \cdot (1 + \alpha_1 \cdot \Delta T)$$

A curva linearizada é apresentada na figura 43:

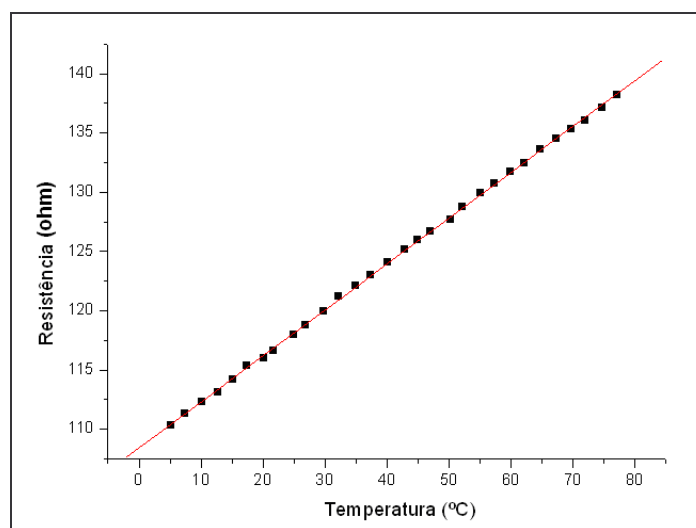


Figura 43 – Curva linearizada R x T para RTD Pt-100.

A reta ajustada com $\chi^2 = 0,10$ apresentou como valores das constantes características:

$$R_o = 108,40 \pm 0,10 \Omega;$$

$$\alpha = 0,3874 \pm 0,0014 \Omega/(\Omega.K).$$

Caso seja necessário melhorar a incerteza, pode-se, conforme dito no capítulo 2, adotar

uma função de segunda ordem:

$$R(T) = R_o + \alpha_1 \cdot \Delta T + \alpha_2 \cdot \Delta T^2$$

Fazendo isto, e, utilizando a temperatura de referência para RTDs (0 °C), obtém-se os seguintes coeficientes com $\chi^2 = 0,079$:

$$R_o = 108,180 \pm 0,010 \Omega;$$

$$\alpha_1 = (0,4044 \pm 0,0015) \Omega/K;$$

$$\alpha_2 = (-0,0000410 \pm 0,0000060) \Omega/K^2.$$

Os erros de histerese foram avaliados no ciclo de descida (resfriamento) em intervalos regulares de 10,0 °C, conforme a tabela 4.

Tabela 4 - Erro de histerese para RTD Pt-100.

| T Média (°C) | Rdesc (Ω) | Rasc(Ω) | Erro(Ω) |
|-------------------------|------------------|----------------|----------------|
| 4,45 | 110,42 | 110,59 | -0,17 |
| 9,30 | 111,84 | 112,40 | -0,57 |
| 20,00 | 115,72 | 116,10 | -0,38 |
| 29,37 | 120,18 | 120,11 | 0,07 |
| 39,97 | 123,79 | 123,96 | -0,18 |
| 50,17 | 127,78 | 127,58 | 0,20 |
| 59,97 | 131,59 | 131,74 | -0,15 |
| 69,47 | 135,29 | 135,30 | 0,00 |
| 79,90 | 138,62 | 138,60 | 0,02 |

3.2 Circuito para Anemômetro de Fio Quente

Inicialmente foi montado um circuito de anemômetro de fio quente operando à temperatura constante (resistência constante) em sua configuração convencional, ou seja, em que o sensor de velocidade pré-aquecido pelo efeito Joule está montado em dos ramos de uma ponte de Wheatstone, conforme sugerido pela bibliografia citada anteriormente.

O sensor testado para detecção de velocidade foi um termistor do tipo NTC com resistência à temperatura de referência à 25 °C de 250 Ω.

O sensor apresenta diâmetro de 1,6 mm e comprimento de 4,0 mm, com encapsulamento de vidro.

Foi adotada uma temperatura superficial do sensor de $55,0\text{ }^{\circ}\text{C}$, ou seja, trinta e cinco graus ($35\text{ }^{\circ}\text{C}$) acima da temperatura máxima do fluido, que neste no caso particular será de $20,0\text{ }^{\circ}\text{C}$.

O desenho unifilar para o circuito no primeiro teste é ilustrado na figura 44

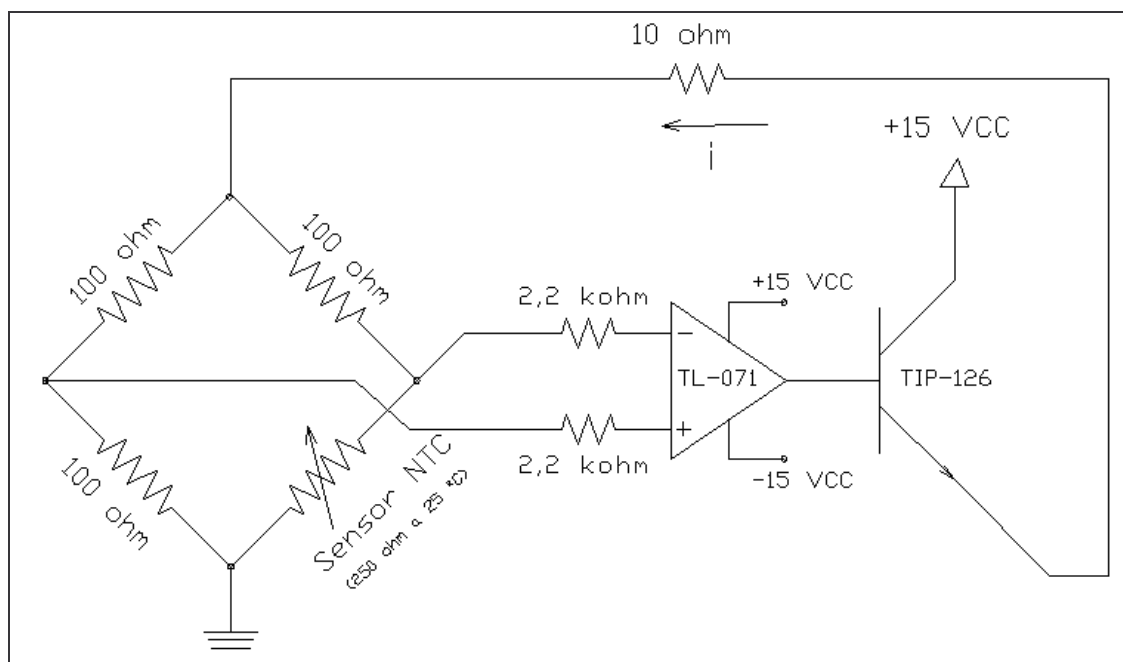


Figura 44 – O desenho unifilar para o circuito do anemômetro a temperatura constante.

Os resistores da ponte de Wheatstone foram escolhidos por conveniência iguais e de valor $100\ \Omega$.

A estabilidade da ponte foi aferida inicialmente utilizando-se de quatro resistores iguais. Verificou-se que o sistema de realimentação era eficaz mantendo a diferença de tensão no centro da ponte praticamente nula.

O resistor na saída do amplificador operacional de $10\ \Omega$ conforme figura 44 serve para a medição da corrente aplicada à ponte.

O detalhe do circuito inicial montado ainda em matriz de contatos (protoboard) é ilustrado na figura 45.

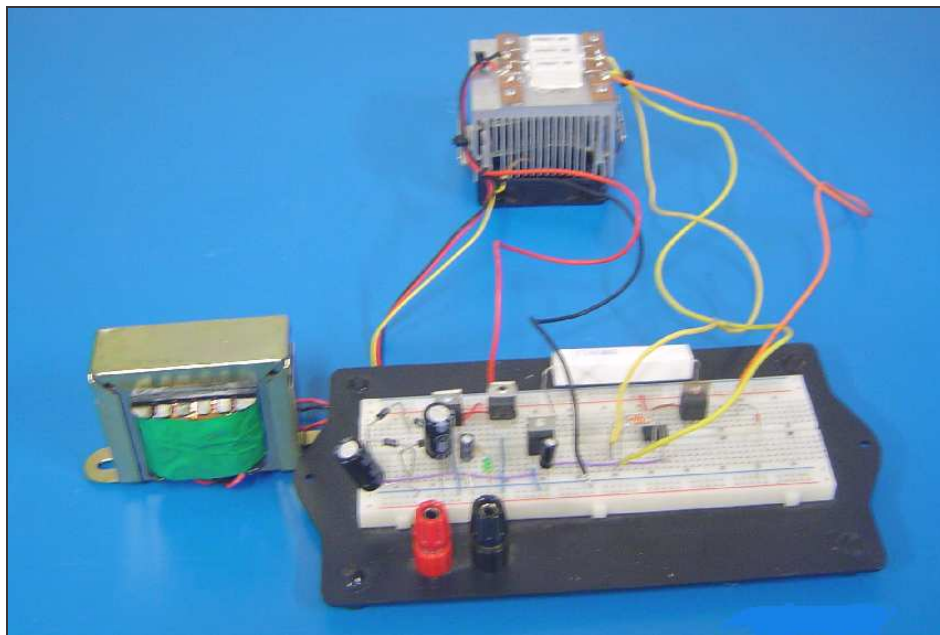


Figura 45 – Circuito do anemômetro montado em matriz de contatos.

Conforme analisado por Strieder (2004), é preponderante o bom arrefecimento dos resistores fixos da ponte, não só com dissipadores, mas com ventilação (convecção forçada), a fim de se obter a estabilidade desejada na tensão medida no topo da ponte.

O detalhe de montagem dos resistores no sistema de arrefecimento é ilustrado na figura 46.

A potência escolhida para os resistores fixos da ponte foi de 5 W, apesar de terem sido adotados resistores de potência maior no trabalho desenvolvido por Strieder (2004). No protótipo aqui apresentado, foram utilizados na montagem um mini-ventilador e um dissipador de calor em alumínio (Figura 46).

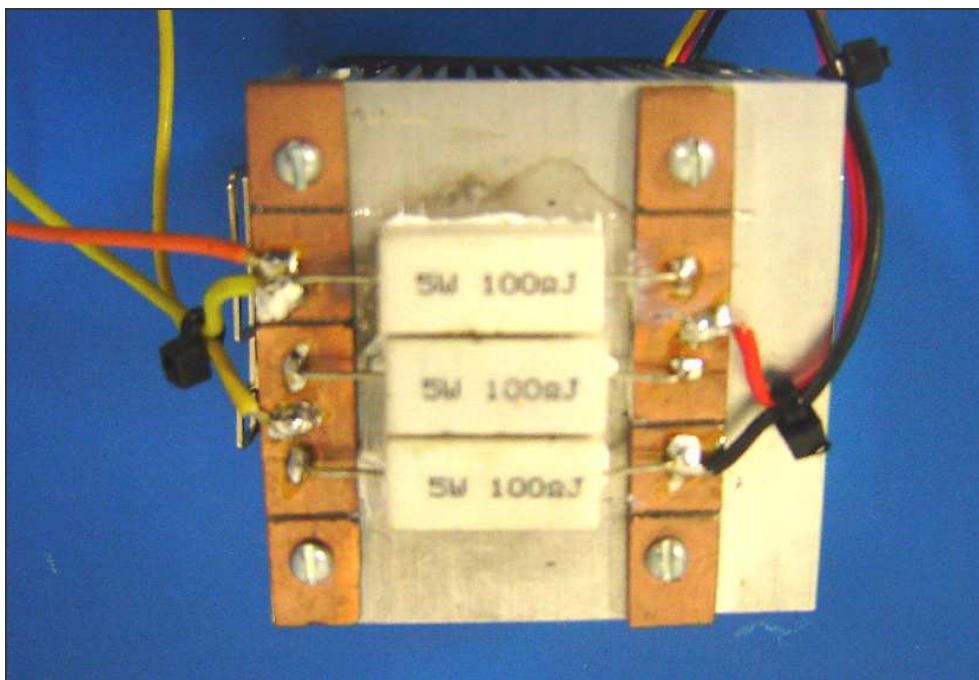


Figura 46 – Detalhe de montagem dos resistores fixos no sistema de arrefecimento.

Após a interligação elétrica foi testada a estabilidade na tensão de saída do amplificador, para tal o sensor foi mantido em um ambiente com temperatura controlada e estável. Verificou-se, com este teste, um desvio máximo na estabilidade do sinal de saída menor que 1,5%.

Como o sinal de saída para as respectivas faixas investigadas de velocidade (0 a 5,0 m.s⁻¹) e temperatura (10,0 a 20,0 °C) variava de 6,0 a 10,5 V, foi montado um circuito adicional ao mostrado na figura 44, para aumentar a sensibilidade de medição, composto por um estágio seguidor de tensão, para aumentar a impedância do circuito de saída. Em seguida um subtrator, a fim de remover o nível DC, então foi aplicado um estágio de ganho final, conforme ilustrado na figura 47.

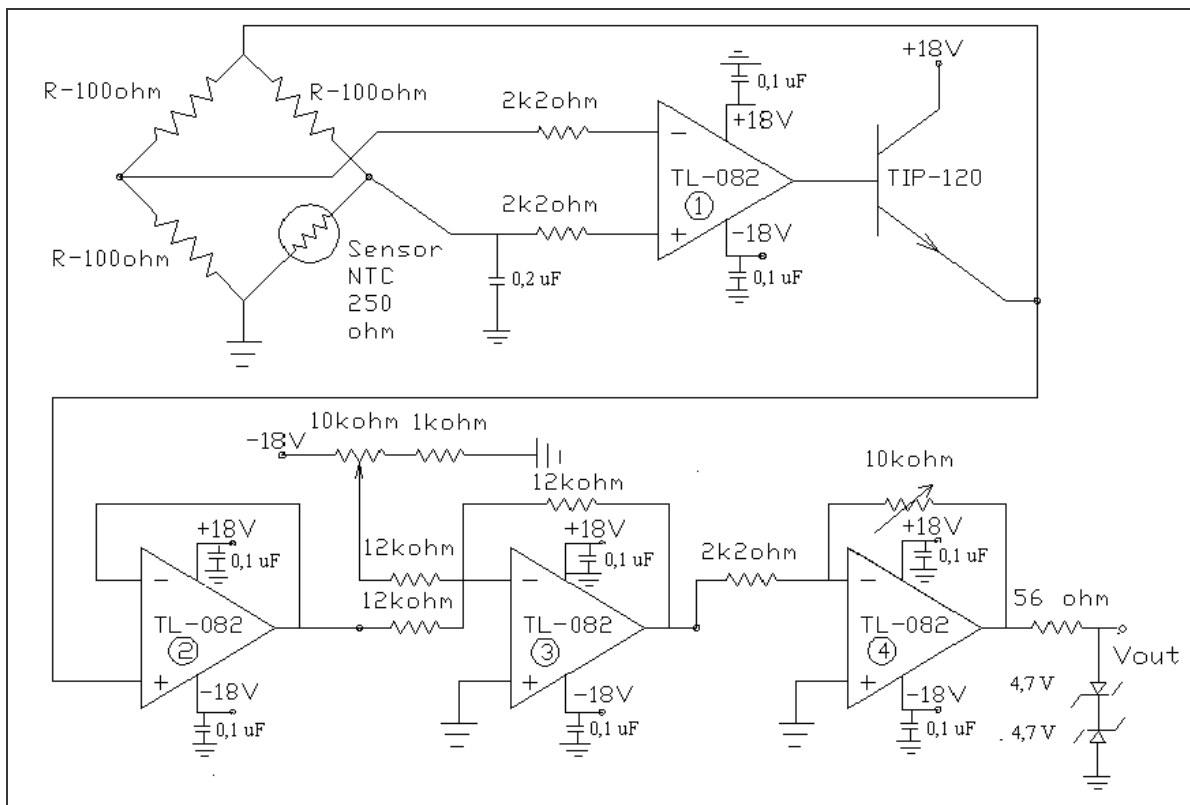


Figura 47 – Desenho unifilar para o circuito do anemômetro a temperatura constante com estágios de amplificação.

No circuito da figura 47, foram utilizados dois circuitos integrados TL-082 (TEXAS, 2008), a fim de tornar a montagem em placa mais compacta. Foi utilizada uma fonte simétrica regulada +18/-18 V, com a utilização dos reguladores LM-7818 e 7918, para a manutenção da estabilidade da tensão de alimentação do protótipo. Este valor de tensão de alimentação foi escolhido para possibilitar uma maior excursão do sinal de saída, que será adquirido pelo sistema de aquisição de dados via porta paralela de um computador pessoal (PC).

O amplificador operacional número 1 foi utilizado para polarizar o transistor que realimenta a ponte de Wheatstone. Na entrada não inversora deste amplificador, foi utilizado um capacitor de 0,2 μF , a fim de reduzir efeitos de memória analógica (latch-up) durante o processo de inicialização do circuito. O amplificador 2 foi utilizado como

seguidor de tensão, tendo portanto ganho unitário.

No amplificador número 3 é subtraído o nível DC de 6 V, como discutido anteriormente, enquanto o último amplificador provê um ganho final ajustável ao circuito. Para evitar sobre-tensões na entrada do ADC, foram utilizados dois diodos zenner de valor nominal de 4,7 V, montados de ponta-cabeça, ou circuito grampeador. Desta forma, a tensão de saída do circuito ficará limitada entre -5,4 e +5,4 V.

O circuito então foi montado em placa, dentro de uma caixa plástica, identificada como módulo eletrônico-2. A figura 48 ilustra a placa universal sobre a qual foi montado o circuito eletrônico do anemômetro.

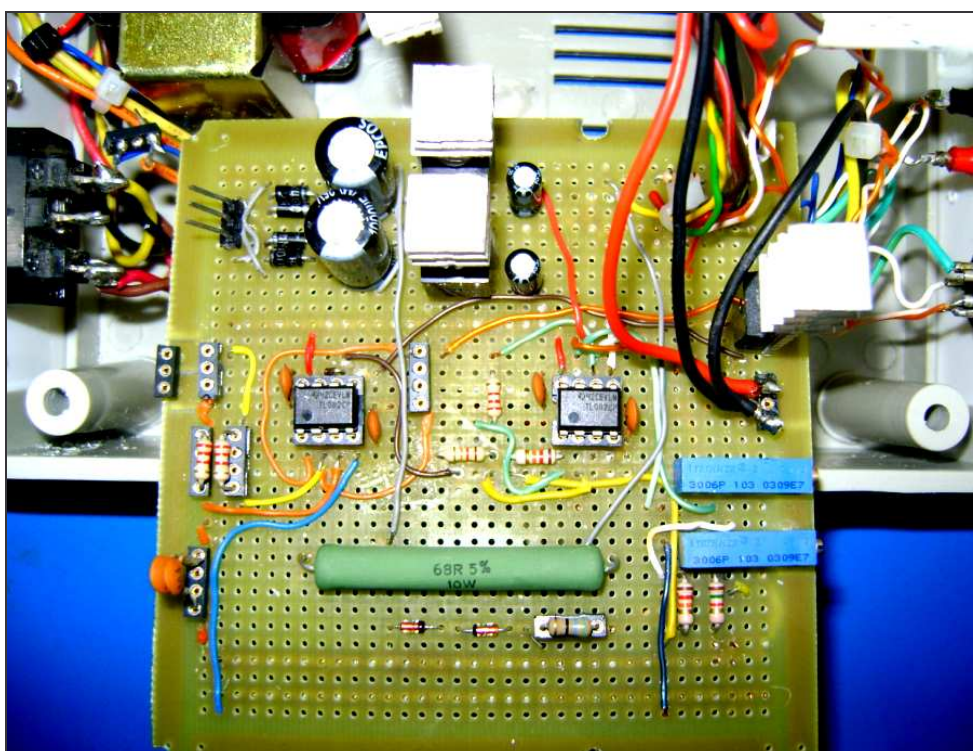


Figura 48 – Detalhe do circuito montado em placa universal.

A figura 49 ilustra a vista frontal do módulo eletrônico-2, e sua conexão ao

módulo eletrônico-1, os pontos de medição externos para tensão de saída após amplificação, bem como a chave de alimentação e o led de indicação do status de funcionamento do ventilador externo da ponte de Wheatstone.



Figura 49 – Vista frontal do módulo eletrônico-2.

Na parte de trás deste módulo estão dispostos o conector de alimentação AC, bem como o conjunto dissipador de calor/ventilador externo, conforme ilustra a figura 50.



Figura 50 – Vista traseira do módulo eletrônico-2.

A ponte de Wheatstone foi montada na parede traseira do módulo eletrônico-2,

deixando os resistores da ponte dispostos na região interna do módulo, conforme ilustra a figura 51.

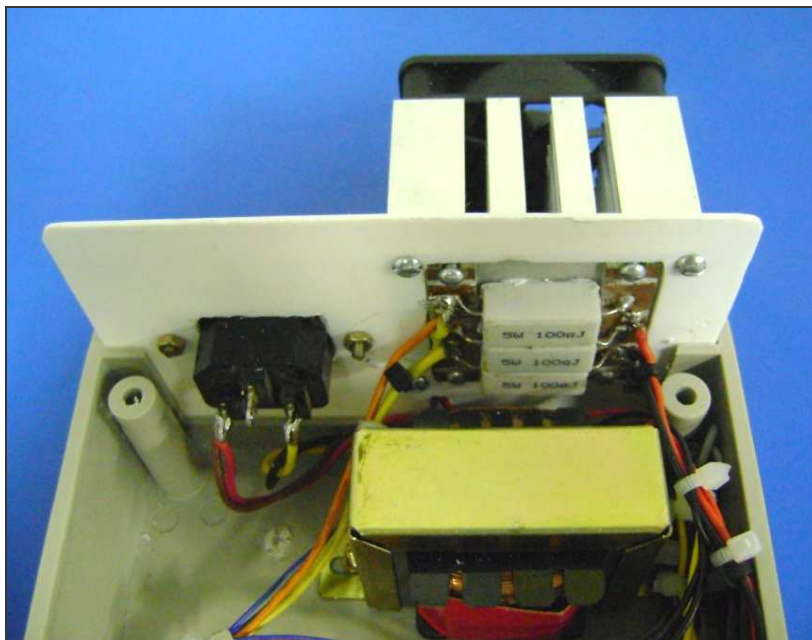


Figura 51 – Detalhe de fixação da ponte de Wheatstone e seu sistema de resfriamento.

O sinal de saída deste circuito será conectado a uma das entradas do circuito de aquisição de dados, composto por dois conversores analógico-digitais bipolares de 12 bits. Este sistema foi montado em uma caixa plástica denominada no projeto de módulo eletrônico-1.

Um dos canais foi utilizado para o sensor de velocidade, enquanto o outro canal foi utilizado para a medição da temperatura. A medição de temperatura é feita por um sensor do tipo termistor NTC com resistência de referência (à temperatura de 25 °C) de 1 k Ω , ao qual é aplicada uma corrente constante de 1 mA. A queda de tensão sobre o NTC materializa o valor de sua resistência elétrica, uma vez que este dispositivo está sendo percorrido por uma corrente constante.

A figura 52 ilustra a vista frontal do módulo eletrônico-1 destinado à aquisição dos dados de velocidade e temperatura.



Figura 52 – Vista frontal da caixa do módulo eletrônico-1.

Os três conectores de cinco vias permitem a interligação dos sensores, a interligação entre módulos, bem como a interligação com o protótipo de calibração a baixas velocidades, conforme será detalhado a seguir.

Como descrito no item 3.1, o circuito de medição de temperatura (idêntico ao do banho termostático) pode amplificar ou atenuar o sinal de saída, com a utilização de amplificadores operacionais, para tanto foi utilizada uma chave (ver figura 52) para seleção das duas opções citadas acima. Os furos frontais permitem os ajustes dos trimpots utilizados para regular o ganho de amplificação ou a atenuação do sinal de saída.

Para se obter o ganho final ajustado, foram colocados na parte traseira do módulo eletrônico-1 quatro pontos de medição das tensões antes e após os amplificadores operacionais de amplificação e de atenuação, conforme mostrado na figura 53. Ainda nessa figura é ilustrada a fixação do conector para porta paralela do PC.



Figura 53 – Vista frontal da caixa de montagem do sistema de aquisição de dados.

Na figura 54 é mostrada a placa de montagem do circuito com os conversores analógicos digitais, o circuito de medição de temperatura, bem como o circuito que permite a medição da velocidade de rotação do protótipo de calibração à baixas velocidades (descrito no item 3.3 a seguir).

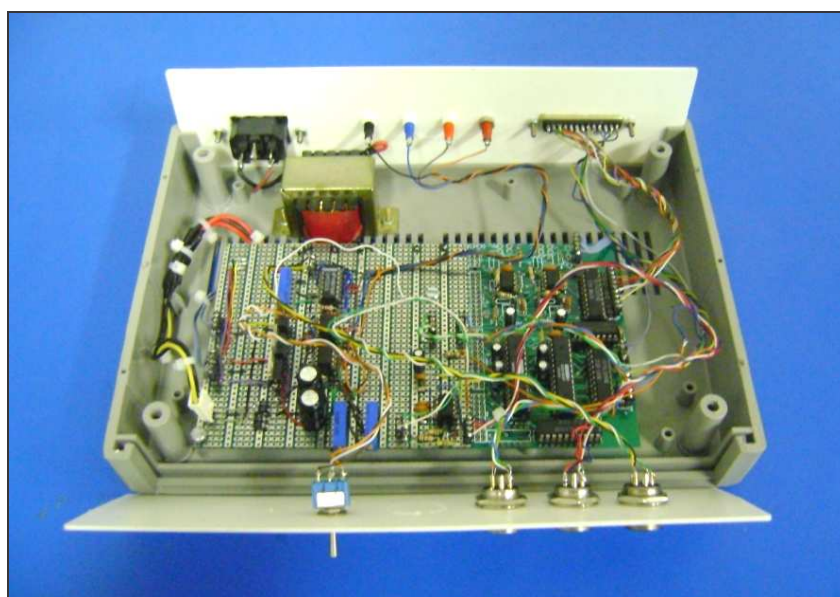


Figura 54 – Vista interna da caixa de aquisição de dados contendo circuito de medição de temperatura e tacômetro.

3.3 Protótipo de Calibração de Anemômetros de Fio Quente em Baixas Velocidades

Seguindo o estabelecido por Al Garni (2001), uma vez que o medidor se destina a aplicações de baixas velocidades (HVAC), foi construído um dispositivo que pudesse servir como padrão primário de velocidade, composto de um braço giratório movido por um motor DC de velocidade variável. Neste caso, a velocidade linear será obtida através do produto da velocidade angular com o raio de giro, conforme é mostrado na figura 55.

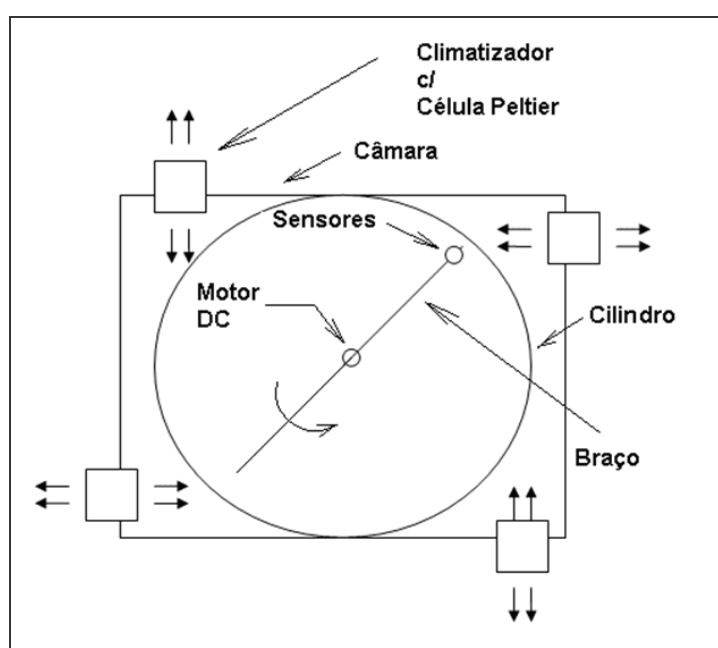


Figura 55 - Planta baixa do protótipo para calibração de anemômetros

Nesta configuração, a velocidade do elemento sensor móvel pode ser obtida pela equação 43.

$$V = 2.\pi.f.r \quad (43)$$

Onde:

V é a velocidade linear em m/s;

f é a frequência de giro do braço em Hz;

r é o raio de giro do sensor fixado no braço em m.

Como a incerteza da medição da velocidade é determinada pela combinação

das incertezas da medição da rotação, bem como pela medição do raio de giro, o protótipo apresentou uma incerteza de medição estimada de 0,02m/s.

Por se tratar de um dispositivo destinado a aplicações para condicionamento de ar, em que a temperatura do fluido pode variar no intervalo de 10,0 a 20,0 °C, foi montada uma câmara climatizada de dimensões 400 x 400 x 300 mm (altura), conforme descrito pela figura 56.

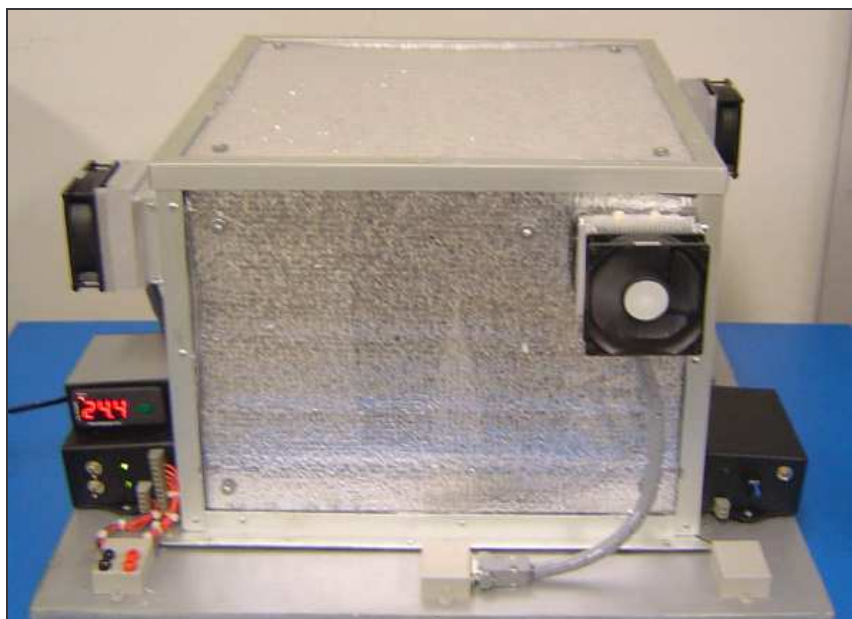


Figura 56 - Vista geral do protótipo para calibração de anemômetros

A variação da temperatura no interior do protótipo de calibração é feita por quatro unidades de refrigeração compostas por células Peltier, também chamadas de módulos termoelétricos. Como a carga térmica estimada é de 100 W, foram escolhidas quatro unidades modelo DV 40-06, de fabricação da Danvic (DANVIC, 2008), com capacidade nominal de 25 W cada, com corrente nominal de 4 A por célula.

Cada unidade de refrigeração por célula Peltier é composta por dois dissipadores, um montado sobre a junção fria da Peltier e outro na junção quente, além de dois ventiladores, forçando a troca de calor sobre os dissipadores, conforme sugere o fabricante. O esquemático desta montagem aparece na figura 57.

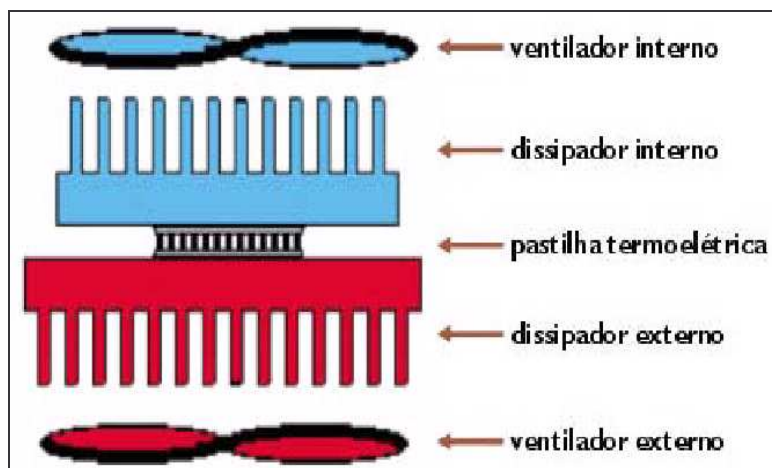


Figura 57 - Detalhe da montagem do conjunto módulo termoeletrico e dissipadores
 Fonte: DANVIC, 2008.

Os dissipadores externos são responsáveis pela rejeição do calor proveniente da carga térmica interna além do efeito Joule gerado nos módulos termoeletrico. Desta forma pode-se obter o máximo rendimento dos módulos sem risco de saturação dos mesmos.

O detalhe da montagem final de cada unidade de refrigeração pode ser visto na figura 58.

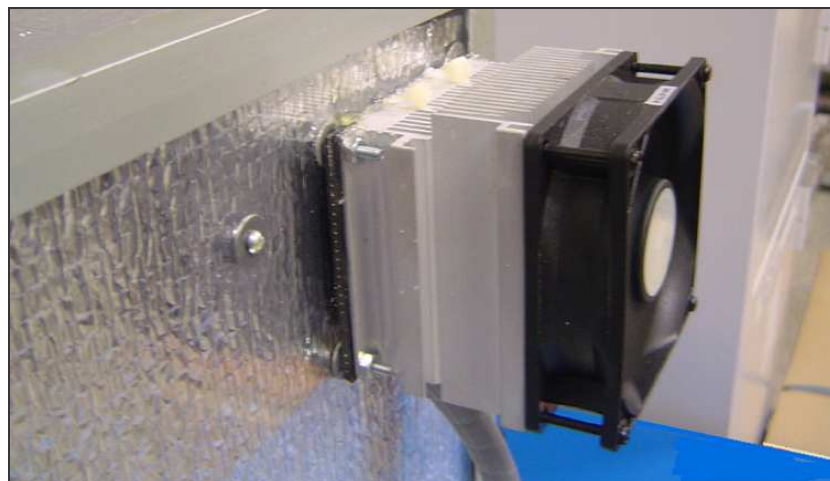


Figura 58 – Detalhe de uma das unidades de refrigeração do protótipo de calibração.

A corrente de cada célula foi ajustada para o valor nominal de 3,6 A, sendo que elas estão ligadas em série, aos pares. Com esta configuração foi atingida uma temperatura mínima de 9,0 °C no interior da câmara, para uma temperatura externa de 22,5 °C.

As paredes do protótipo de calibração foram isoladas termicamente com

espuma de polietileno expandido a fim de garantir estabilidade da temperatura durante a coleta de dados.

A fim de evitar os indesejáveis efeitos de gradientes, foram utilizados micro-ventiladores (convecção forçada) que são desligados no momento da calibração da ponta de prova do anemômetro, conforme mostrado na figura 59.

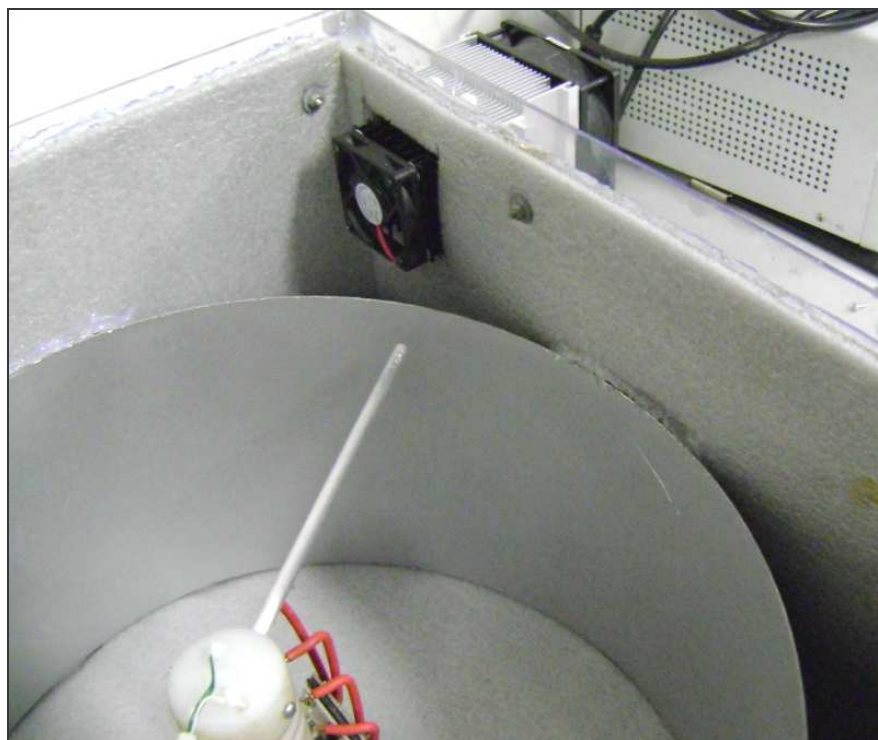


Figura 59 - Vista interna do protótipo com detalhe dos ventiladores internos.

Para controle das células foi utilizado um controlador digital fabricado pela Full Gauge do tipo on –off, modelo TIC 17Ri, com resolução de 0,1 °C, conforme é mostrado na figura 60. Desta forma pode-se excursionar o perfil de temperatura interna do protótipo de 10,0 a 20,0 °C e, assim, levantar as diversas curvas de calibração para o anemômetro, uma para cada valor de temperatura.

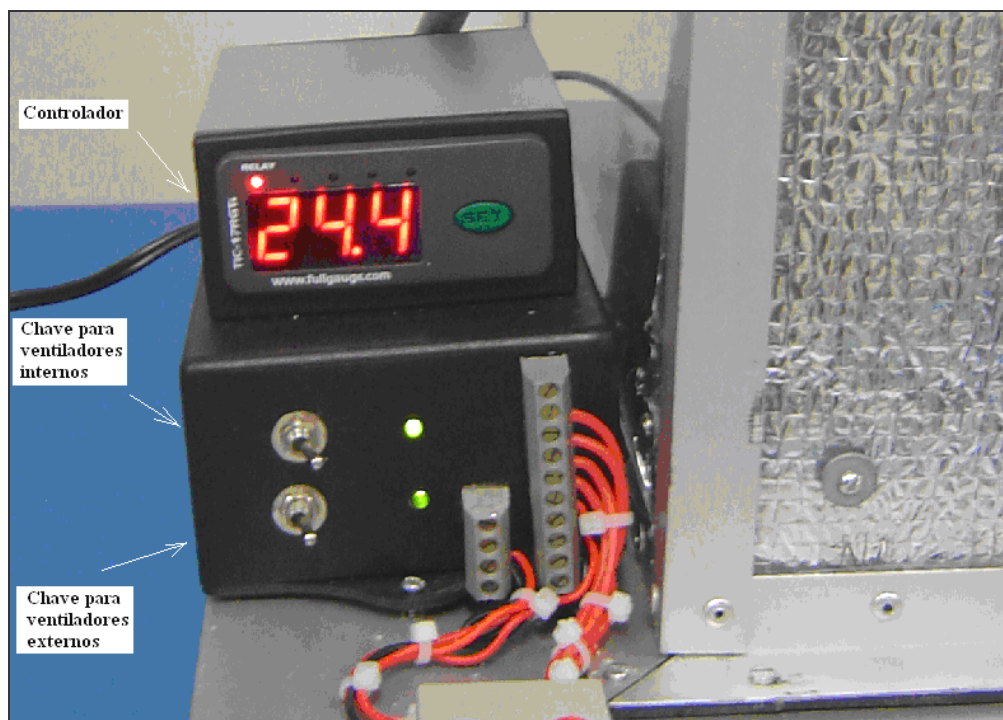


Figura 60 - Vista do controlador e fonte para ventiladores internos e externos.

A variação da velocidade do motor que movimenta o braço é feita por um gerador de modulação por largura de pulso (PWM). Neste caso a variação da rotação do braço de 180 mm é conseguida pela alteração do ciclo ativo ($+V_{DC}$) do motor. A largura dessa modulação pode ser comandada pelo potenciômetro, como ilustrado na figura 61.

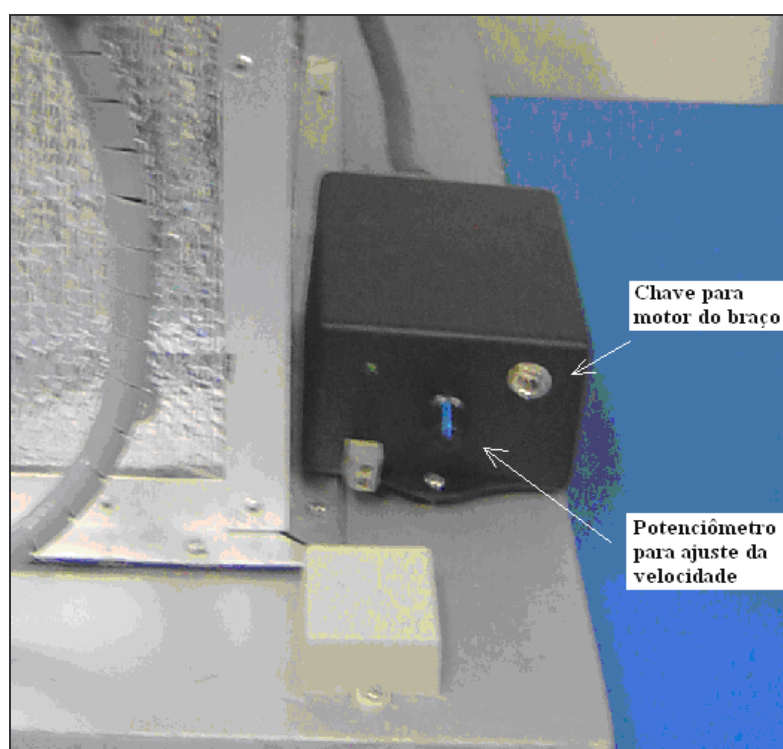


Figura 61 - Detalhe do módulo de acionamento do motor do braço com sistema PWM.

A frequência angular, ou a velocidade de rotação do motor, pode ser determinada pela contagem, em função do tempo, dos pulsos elétricos de saída de um codificador incremental (*encoder*) baseado na interrupção de um feixe luminoso. O codificador tem 04 orifícios dispostos a 90° em um círculo. No método de determinação desta frequência, fixou-se um tempo de amostragem de sessenta segundos, durante os quais são computados o número total de pulsos contados, em seguida é feita a razão numérica do número acumulado de pulsos pelo tempo.

O detalhe do encoder óptico incremental que opera segundo a interrupção do feixe de luz emitido por um led infravermelho é ilustrado na figura 62.

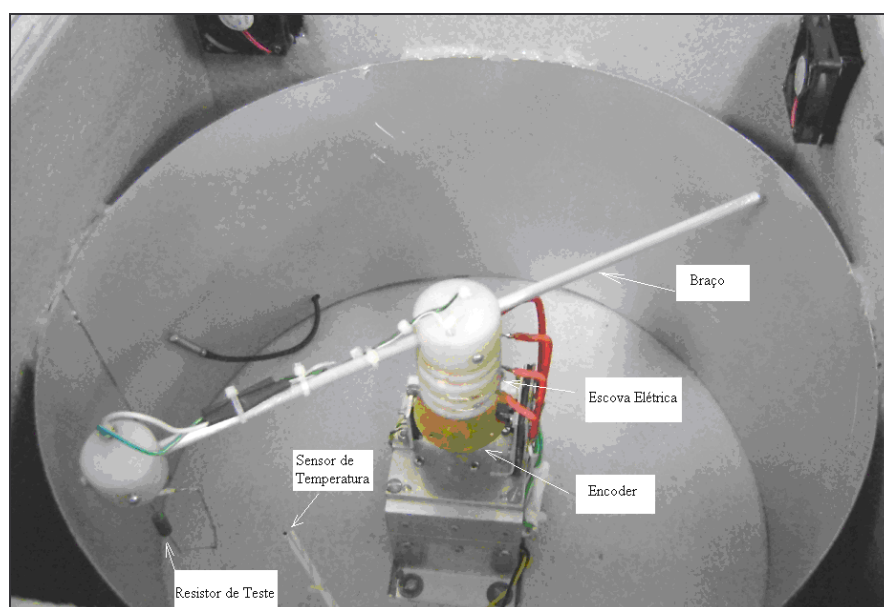


Figura 62 - Detalhe do encoder óptico incremental montado no braço giratório.

O primeiro problema encontrado com o protótipo foi evitar a torção dos cabos do sensor preso na extremidade do braço giratório. Para tanto foi necessário o desenvolvimento e a montagem de um sistema de “escova” elétrica, para coletar o sinal de tensão do sensor termoresistivo durante a sua caracterização. A escova é composta por trilhas metálicas e cabos flexíveis, ambos em cobre.

A escova elétrica é apresentada na figura 63.

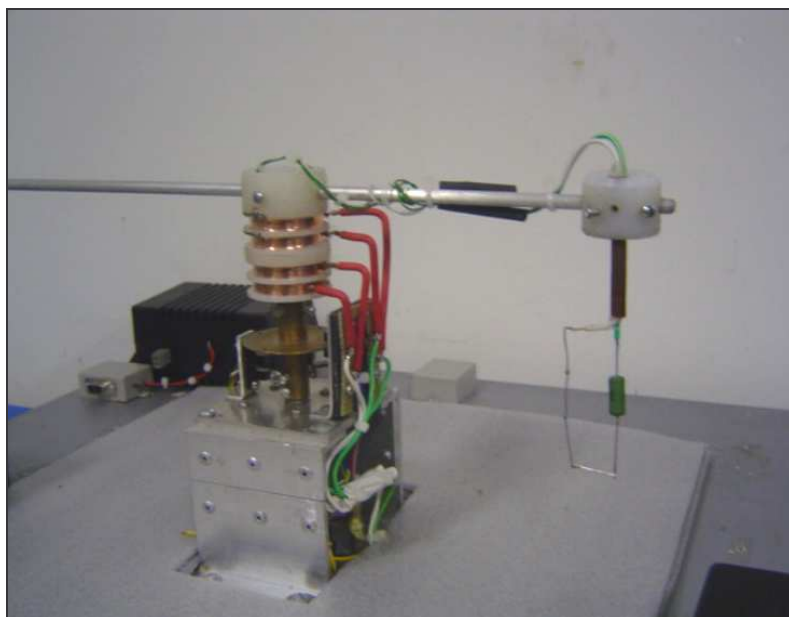


Figura 63 – Escove elétrica para coleta do sinal do sensor de velocidade.

Com propósitos de redundância, a fim de evitar descontinuidades na alimentação do sensor, foram utilizadas duas trilhas metálicas para cada terminal de alimentação do sensor, de maneira a garantir um contato elétrico adequado. Ver figura 64.



Figura 64 – Detalhe das trilhas da escove elétrica.

O ruído elétrico de contato produzido pelo sistema de escova foi avaliado para cinco valores diferentes de velocidade para o braço. Para tal, foi utilizado um resistor fixo de fio enrolado de valor nominal de $2,7 \Omega$ (Ver figura 63).

O resistor foi alimentado com uma corrente contínua de valor igual a 500 mA. A variação da tensão contínua, que deve ter um valor aproximado 1740 mV sobre um

resistor de carga, foi avaliada para seis valores de velocidade conforme mostrado nas figuras 65, 66, 67, 68, 69 e 70.

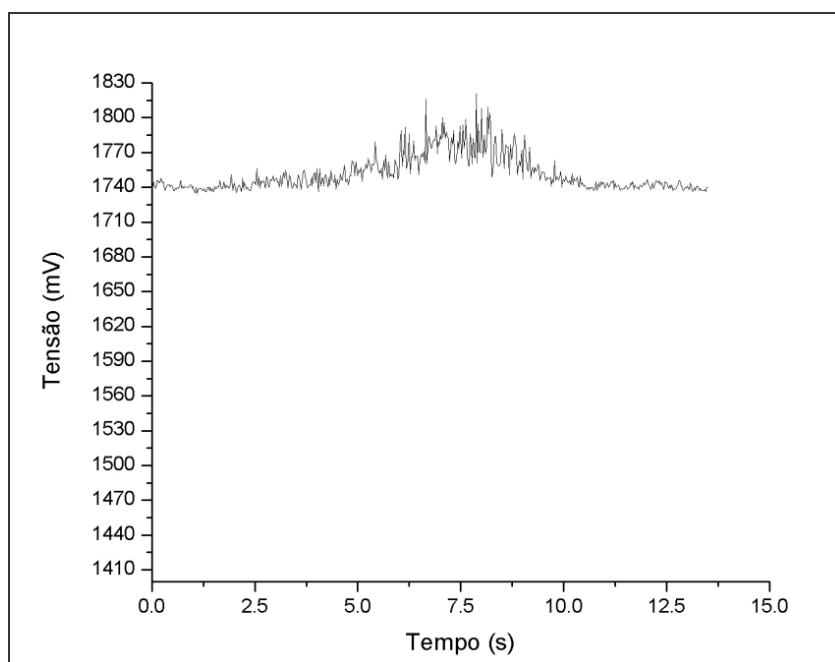


Figura 65 – Análise de ruído para escova no primeiro valor de rotação.

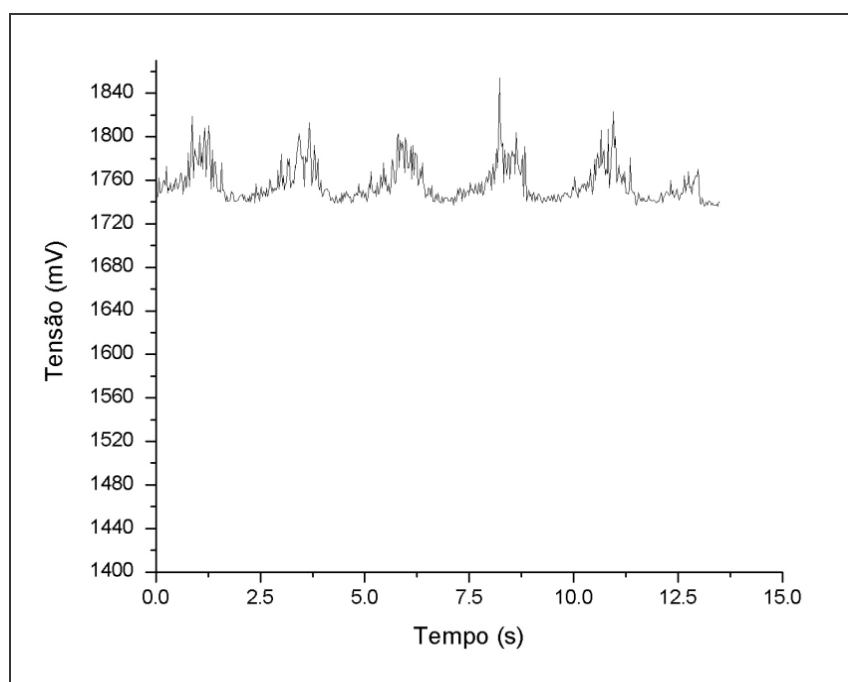


Figura 66 – Análise de ruído para escova no segundo valor de rotação.

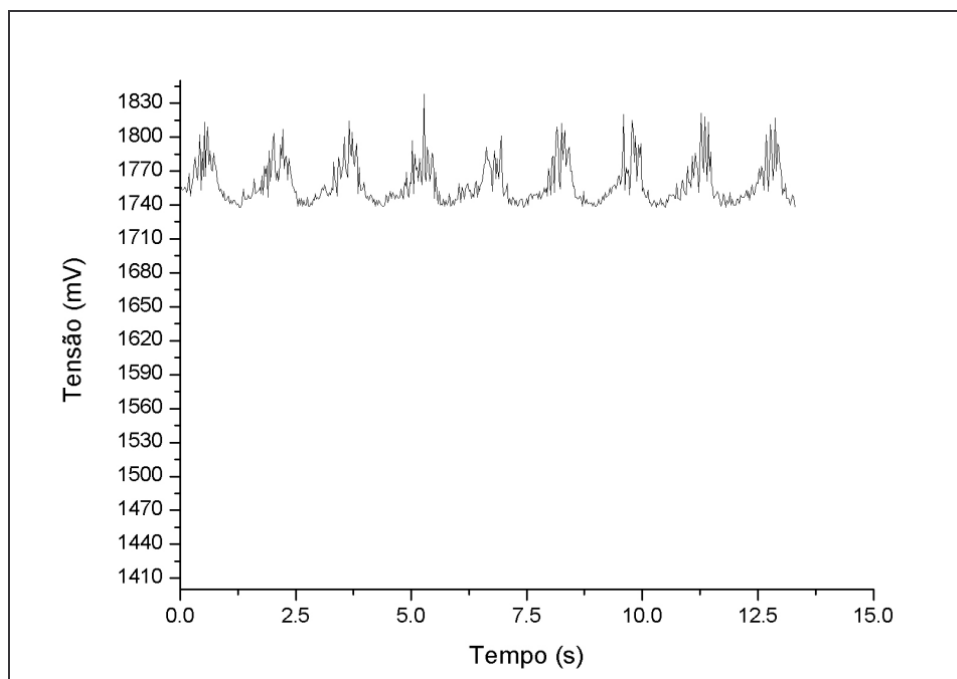


Figura 67 – Análise de ruído para escova no terceiro valor de rotação.

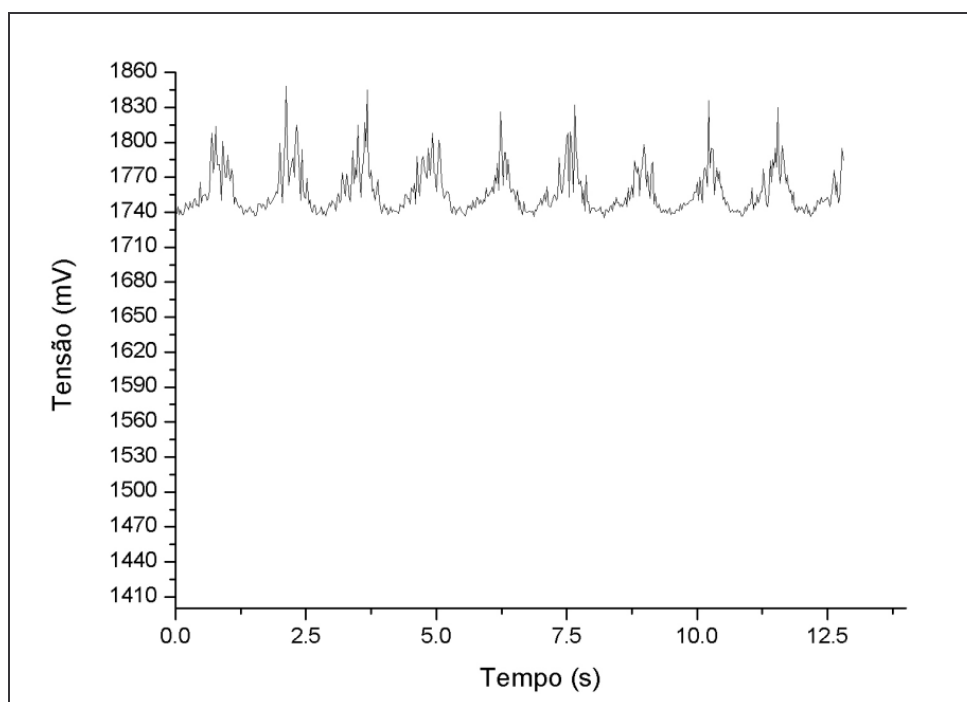


Figura 68 – Análise de ruído para escova no quarto valor de rotação.

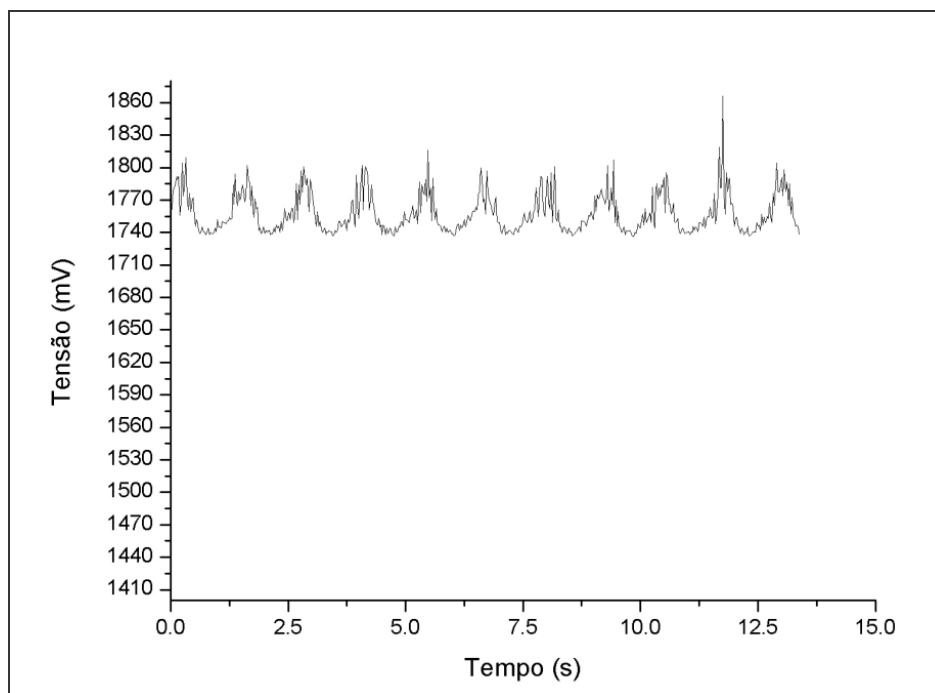


Figura 69 – Análise de ruído para escova no quinto valor de rotação.

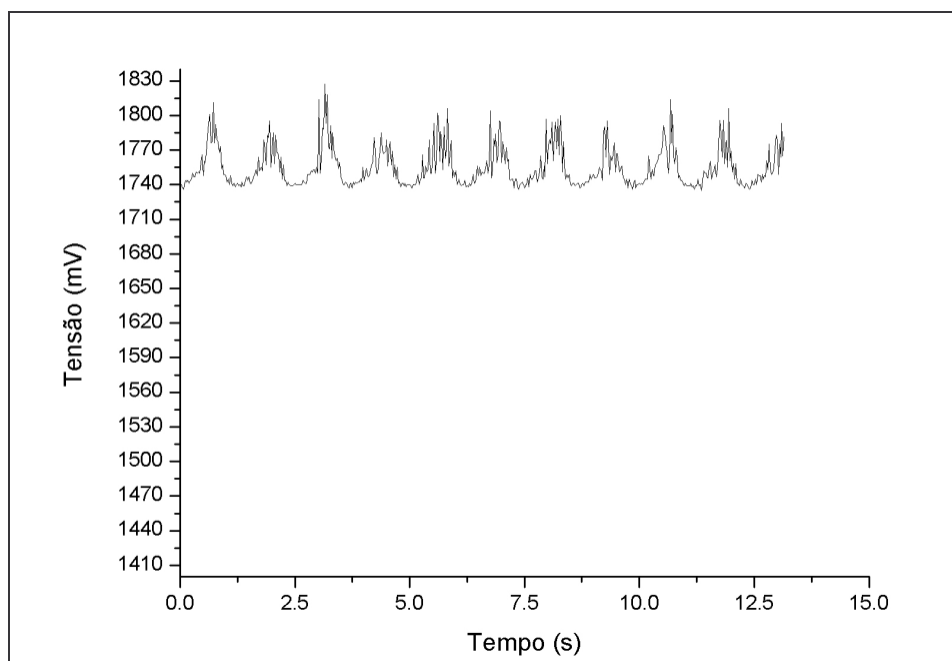


Figura 70 – Análise de ruído para escova no sexto valor de rotação.

As figuras 67 a 70 mostram que o ruído na tensão medida sobre o resistor de teste (fixo) representa menos que 2,5% do valor nominal. Esta pequena variação se deve a uma pequena excentricidade no coletor da escova confeccionado em nylon.

Esta variação em forma de ruído pôde ser minimizada através de um filtro

digital na coleta de dados de calibração, conforme será visto no capítulo 4.

Outro problema encontrado com o protótipo foi garantir a estabilidade da temperatura interna, uma vez que os ventiladores internos precisam ser desligados durante a fase de calibração, a fim de minimizar as correntes de convecção no interior do equipamento.

Como o calor gerado pelo equipamento se deve à transferência de calor por condução/convecção, além, é claro, daquele produzido pelo motor elétrico do braço, a equação diferencial para o comportamento dinâmico da temperatura interna da câmara climatizada pode ser escrita como mostra a equação 44.

$$Q_{Motor} + Q_{Cond / Conv} = m \cdot cp \cdot \frac{dT}{dt} \quad (44)$$

Onde:

Q_{motor} é o calor fornecido pelo motor através do efeito Joule (3 W);

$Q_{Cond./Conv}$, é o calor proveniente da condução e convecção pelas paredes;

m é a massa do ar interna no equipamento;

cp é o calor específico do ar;

$\frac{dT}{dt}$

é a taxa de subida da temperatura interna do ar no tempo.

Como a espessura do isolamento da manta de polietileno é 10 mm e a parede de acrílico tem 4 mm, o conjunto manta e acrílico proporciona um coeficiente global de troca estimado em 1,42 kcal/(h.m².K). Sendo assim, para uma temperatura externa de 22,0 °C, o comportamento dinâmico da temperatura no interior do equipamento é como mostrado na figura 71.

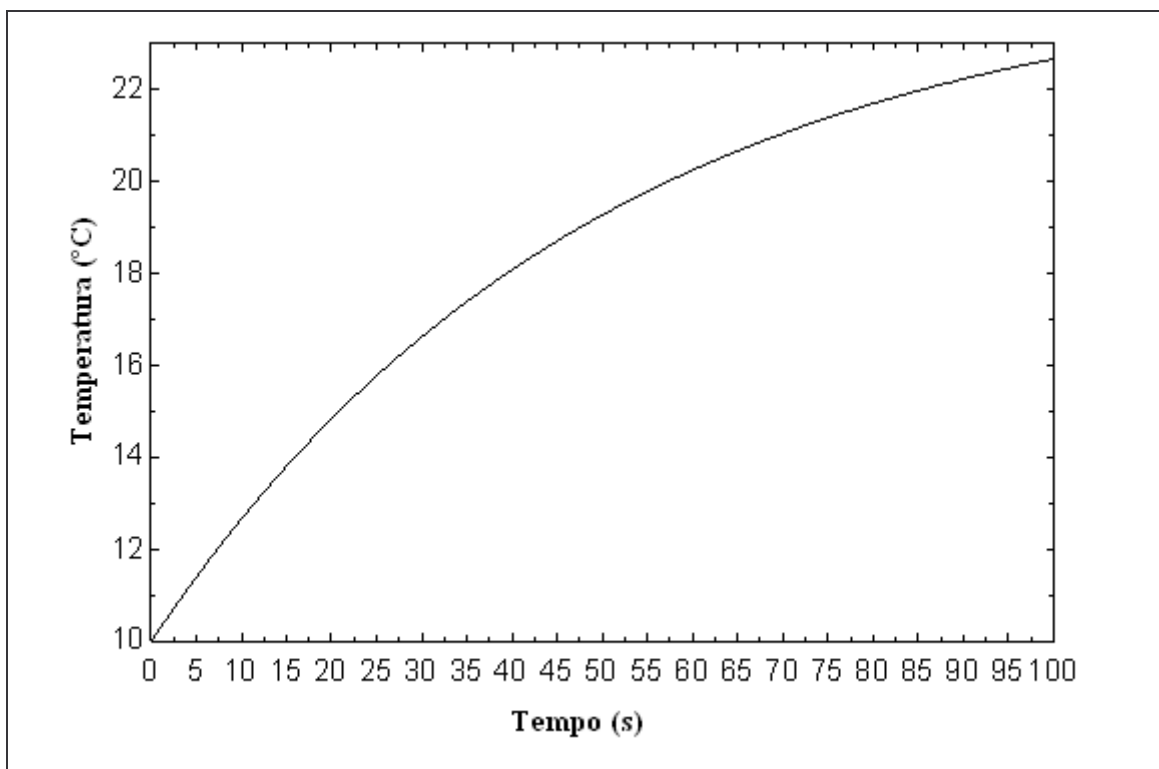


Figura 71 – Comportamento da temperatura interna no protótipo de calibração com temperatura externa de 22,0 °C.

Desta forma, para minimizar a taxa de subida temperatura com o desligamento das células, foi simulada uma temperatura externa de 12,0 °C. Assim o comportamento da temperatura interna se torna como mostrado na figura 72.

Foi adotada, em ambas as análises, a menor temperatura interna a ser estudada que é de 10,0 °C.

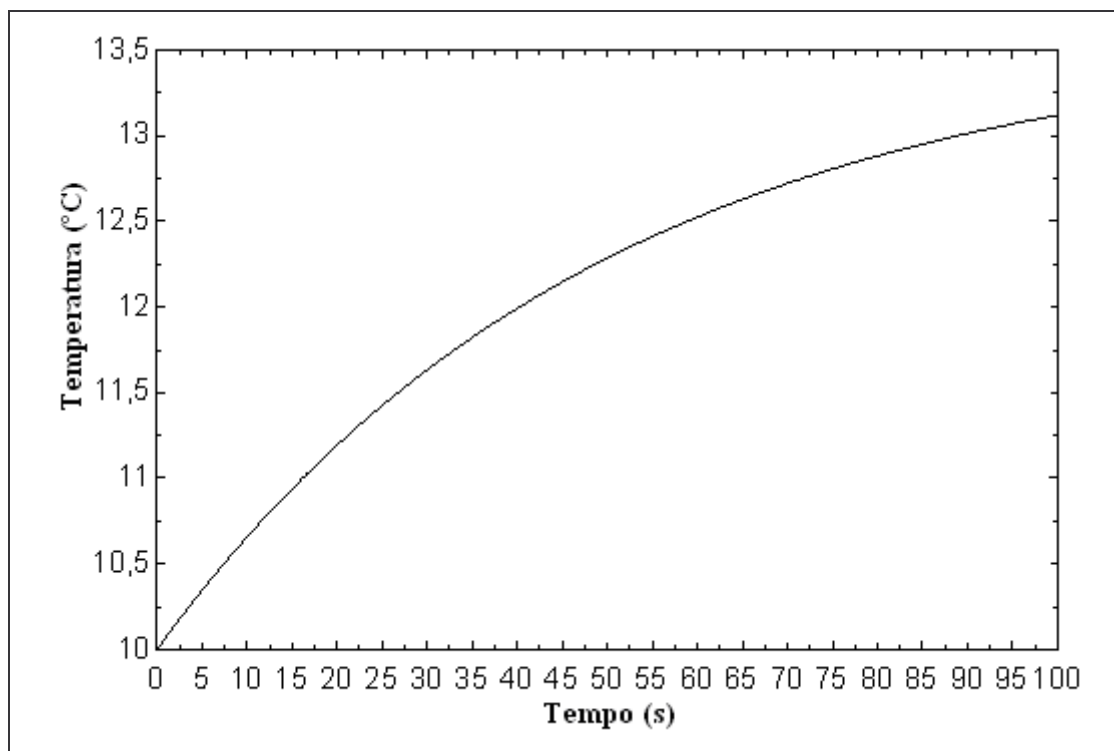


Figura 72 – Comportamento da temperatura interna no protótipo de calibração com temperatura externa de 12,0 °C.

Para poder minimizar a taxa de subida da temperatura interna no protótipo, o mesmo foi colocado em uma câmara climatizada encapsulada em acrílico e refrigerada por um evaporador de convecção forçada. Este evaporador, por sua vez é alimentado por uma unidade condensadora controlada por um controlador eletrônico fabricado pela Full Gauge modelo MT-512 on-off, conforme apresenta a figura 73.

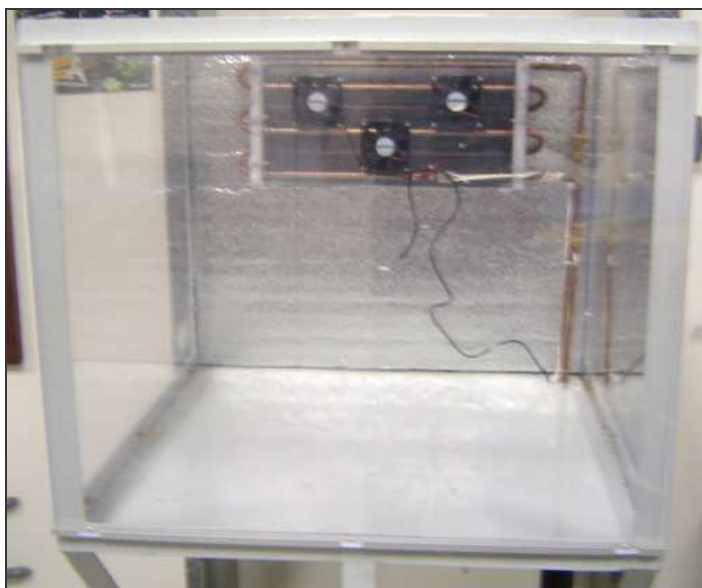


Figura 73– Detalhe da câmara climatizadora para manutenção da temperatura externa ao protótipo.

Na figura 74 são mostrados os detalhes da unidade condensadora e do controlador eletrônico que pode manter a temperatura externa ao protótipo em média até $0,1\text{ }^{\circ}\text{C}$ acima de sua temperatura interna. É bom lembrar que é no interior desse protótipo que é feita a calibração do anemômetro de fio quente em regime de baixas velocidades.



Figura 74 – Unidade condensadora para câmara climatizadora e seu controlador eletrônico.

A homogeneidade da temperatura dentro do protótipo, quando este se encontra no interior da câmara climatizada, foi avaliada usando o aparato experimental que aparece na figura 75.

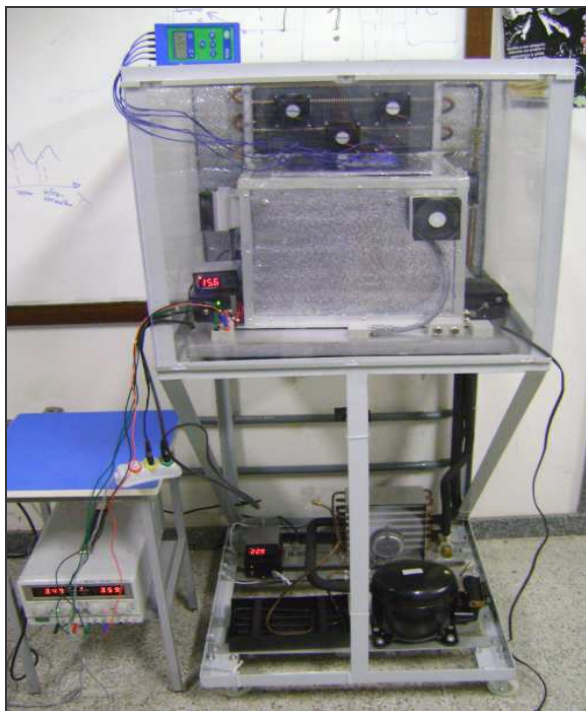


Figura 75 – Protótipo de calibração no interior da câmara climatizadora.

A temperatura interna da câmara de medição de baixas velocidades foi medida utilizando-se um termômetro digital com cinco sensores e incerteza estimada de $0,1\text{ }^{\circ}\text{C}$ em seis pontos uniformemente distribuídos em seu volume interno. Os pontos de medição foram tomados no mesmo plano de instalação do sensor termoresistivo a ser caracterizado. Na figura 76 são mostradas as disposições adotadas.

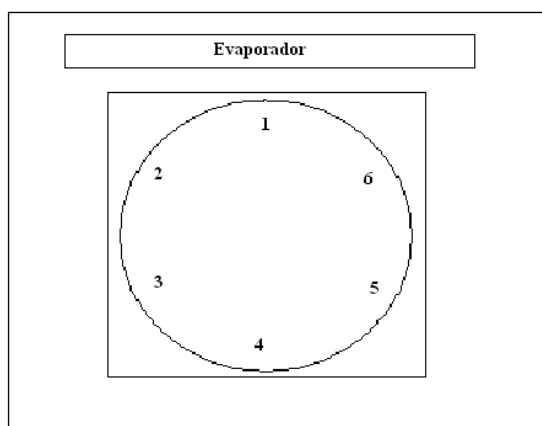


Figura 76 – Localização dos pontos de avaliação da homogeneidade do protótipo de calibração.

Na tabela 5 são mostrados os valores de temperatura para um valor médio de 10,9 °C dentro do protótipo de calibração em baixas velocidades. Através desta avaliação, o maior desvio na homogeneidade, dentro do volume interno deste protótipo foi de 0,3 °C.

Tabela 5 – Desvio de Homogeneidade para o protótipo de calibração

| Ponto | Temperatura (°C) | Desvio (°C) |
|--------------|-------------------------|--------------------|
| 1 | 11,0±0,1 | 0,1 |
| 2 | 10,6±0,1 | -0,3 |
| 3 | 10,9±0,1 | 0,0 |
| 4 | 11,0±0,1 | 0,1 |
| 5 | 11,1±0,1 | 0,2 |
| 6 | 10,9±0,1 | 0,0 |

3.4 Caracterização dos Sensores Utilizados

No presente trabalho foram utilizados dois sensores (ver figura 77) do tipo termistor NTC. O sensor de velocidade fabricado pela Digikey modelo KC001G-N apresenta formato cilíndrico e resistência de referência (à temperatura de 25,0 °C) de 250Ω.

Foi escolhido um sensor cilíndrico para minimizar a influência do ângulo de incidência do fluxo sobre o sensor, conforme analisado por de Al-Garni (2001).

O sensor de temperatura, do fabricante Betatherm, apresenta formato de gota e resistência de referência de 1 kΩ, sendo da “série 5” e revestido em epoxi.

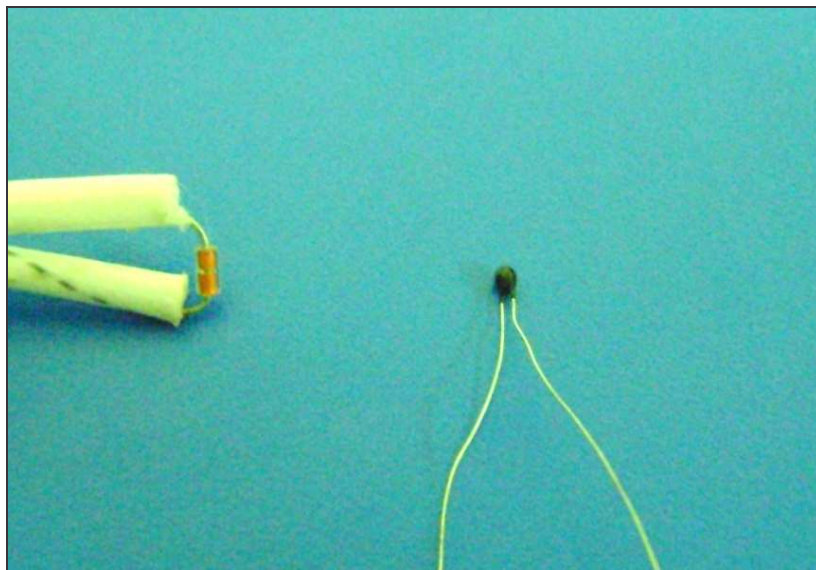


Figura 77 – Sensores de velocidade (à esquerda) e de temperatura (à direita) utilizados para o anemômetro.

Como o trabalho tem, entre outros, o objetivo de determinar e avaliar as fontes de incerteza na medição de velocidade de vazão de fluidos, tanto em regime de baixas velocidades, quanto em regime de altas velocidades, ambos os sensores (o NTC de medida de velocidade e o NTC de medida de temperatura ambiente) foram submetidos ao ensaio térmico a fim de levantar a característica estática (relação $R \times T$) entre 5,0 a 80,0 °C.

Os pontos experimentais da relação $R \times T$, bem como a curva ajustada, baseada na relação da equação 17, para o sensor de medição da temperatura ambiente são mostradas na figura 78.

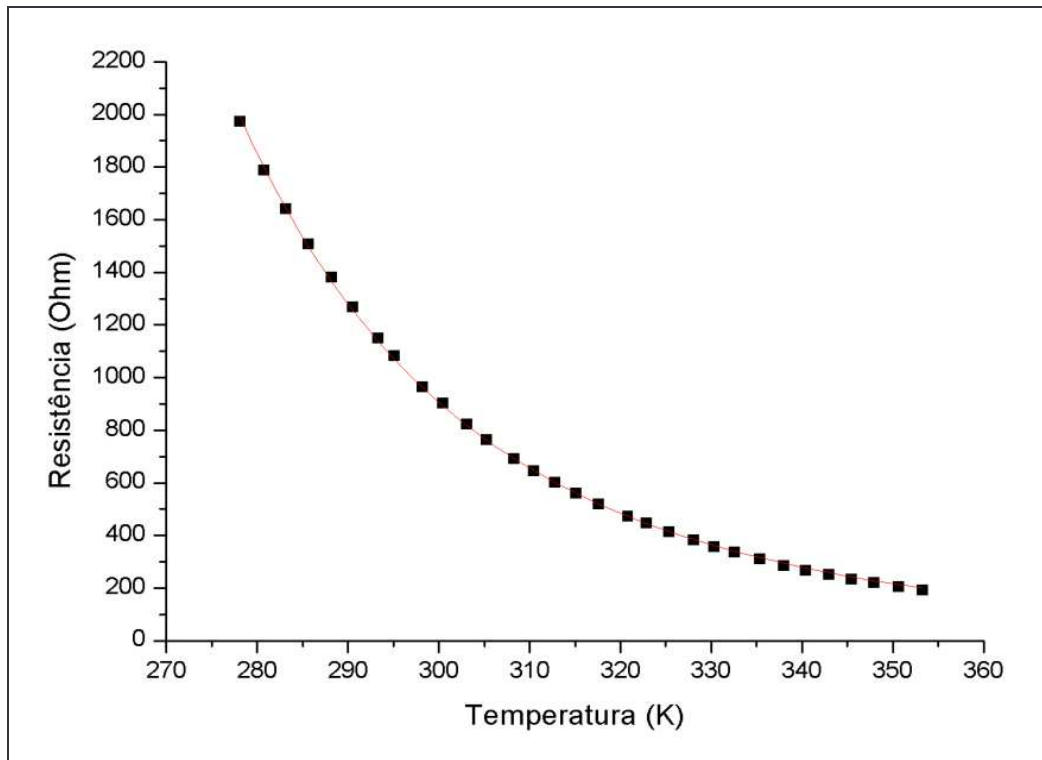


Figura 78 – Pontos e curva ajustada para relação R x T no termistor de 1 kΩ (sensor de temperatura).

Os parâmetros característicos puderam ser encontrados conforme equação 16 comentada no capítulo 2 com $\chi^2 = 69$.

$$R_T \cong R_{T_0} \cdot e^{\left[\frac{B \cdot (T_0 - T)}{T \cdot T_0} \right]}$$

$$R_0 = (964,5 \pm 1,8) \Omega$$

$$B = (3004 \pm 11) \text{ K}$$

$$T_0 = 298,15 \text{ K (Valor da temperatura de referência)}$$

Desta forma, a relação entre R e T para o termistor pode ser escrita conforme a equação 45.

$$R = 964,5 \cdot e^{3004 \cdot \left[\frac{1}{T} - \frac{1}{298,15} \right]} \quad (45)$$

A caracterização encontrada pela equação 45 apresentou um erro sistemático de aproximadamente 1,0 °C na faixa de interesse (10,0 a 20,0 °C), o que tornou imprescindível a utilização da equação de Steinhart e Hart para uma melhor exatidão na medição da temperatura pelo anemômetro.

Por esta razão foi usada para o ajuste a equação 20 discutida no capítulo 2.

$$\ln R_t = A_0 + \frac{A_1}{T} + \frac{A_3}{T^3}$$

Encontrando a nova acurva ajustada foram obtidos os parâmetros característicos (A_0 , A_1 , A_3) com um $\chi^2 = 11$.

$$A_0 = -5,14 \pm 0,15$$

$$A_1 = 3.881 \pm 68$$

$$A_3 = (-26,3 \pm 2,2) \cdot 10^6$$

Desta forma reescrevendo estes termos na equação 17, tem-se a equação 46 que descreve a relação entre a resistência e a temperatura para o termistor 1 k Ω responsável pela medição da temperatura:

$$R(\Omega) = e^{(-5,14 + \frac{3881}{T(K)} + \frac{-26,3 \cdot 10^6}{T(K)^3})} \quad (46)$$

Os pontos da relação R x T, bem como a curva ajustada para o sensor de velocidade baseada na relação da equação 20 é descrita na figura 79.

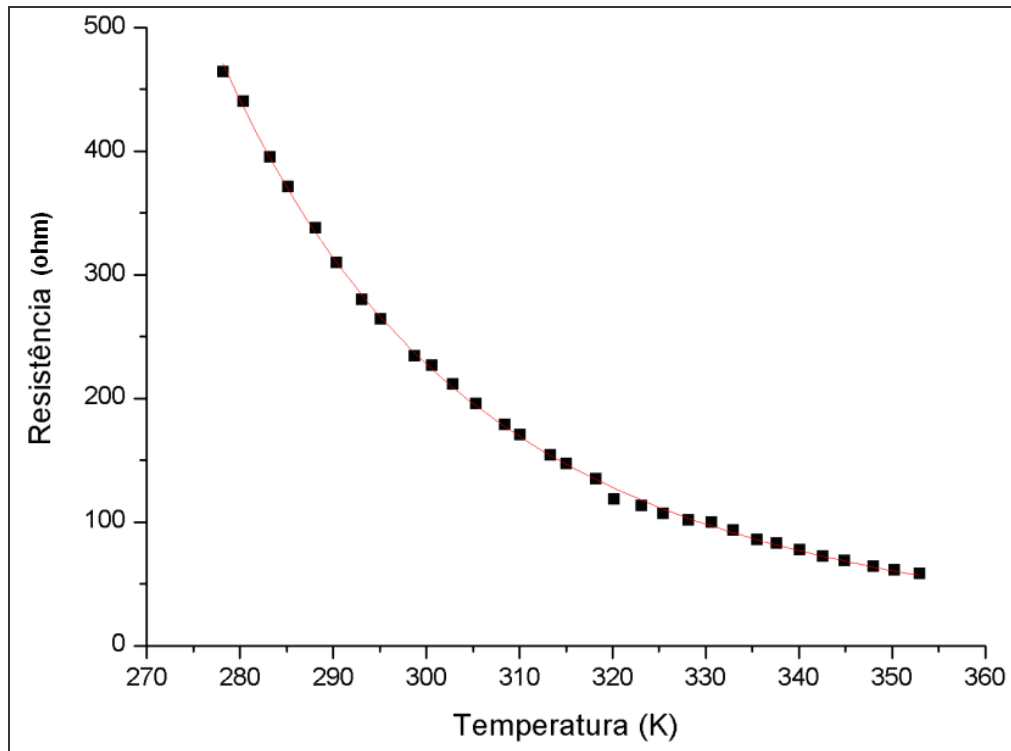


Figura 79 – Pontos e curva ajustada para relação R x T no termistor de 250 Ω (sensor de velocidade).

Os parâmetros característicos puderam ser encontrados conforme equação 16 comentada no capítulo 2 com $\chi^2 = 9,0$.

$$R_0 = (241,56 \pm 0,65) \Omega$$

$$B = (2776 \pm 15) \text{ K}$$

$$T_0 = 298,15 \text{ K (Valor da temperatura de referência)}$$

Desta forma, a relação entre R e T para o termistor pode ser escrita conforme a equação 47.

$$R = 241,56 \cdot e^{2776 \cdot \left[\frac{1}{T} - \frac{1}{298,15} \right]} \quad (47)$$

O tempo de estabilização do sinal, após o desligamento dos ventiladores internos, foi medido de modo a assegurar a minimização da incerteza de medição criada pela convecção gerada pelos ventiladores. Para essa medição, o protótipo de calibração foi ajustado para 10,0 °C, em seguida foram então adquiridos os valores para tensão de saída do circuito de medição da característica V (tensão) x t(tempo), enquanto eram desligados

os ventiladores internos, inicialmente em máxima rotação. A curva adquirida pode ser vista na figura 80.

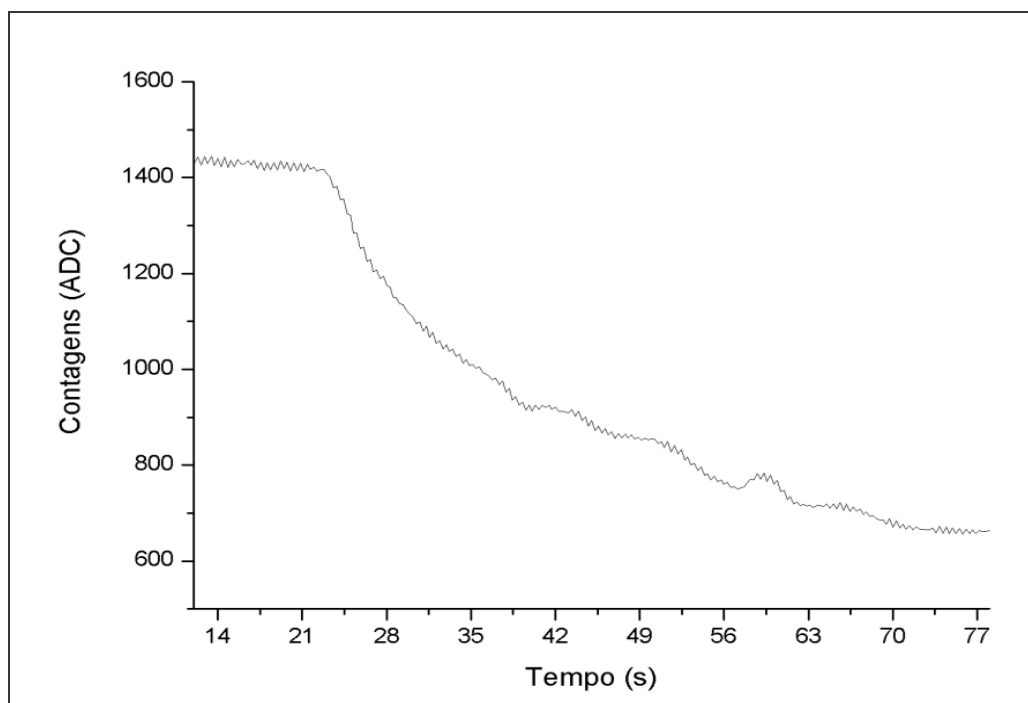


Figura 80 – Curva com resposta do sinal para desligamento dos ventiladores internos.

Na figura 75, pode-se perceber que o tempo de resposta para estabilidade do sinal, após o desligamento dos ventiladores internos do protótipo, foi de aproximadamente 46 segundos.

3.5 Sistema Fluido-Dinâmico para Calibração e Validação do Sistema de Medição Proposto

Como forma de calibrar o circuito do anemômetro de fio quente, bem como avaliar os seus resultados, comparando-o com um sistema de medição padrão, foi montado um duto de ventilação, dotado de um ventilador e uma serpentina, na qual circula água gelada. Esta montagem cria as condições internas de temperatura entre 10,0 e 20,0 °C e velocidades do ar de circulação entre 0,0 e 3,5 m/s.

A representação esquemática do sistema fluido-dinâmico é apresentada na figura 81.

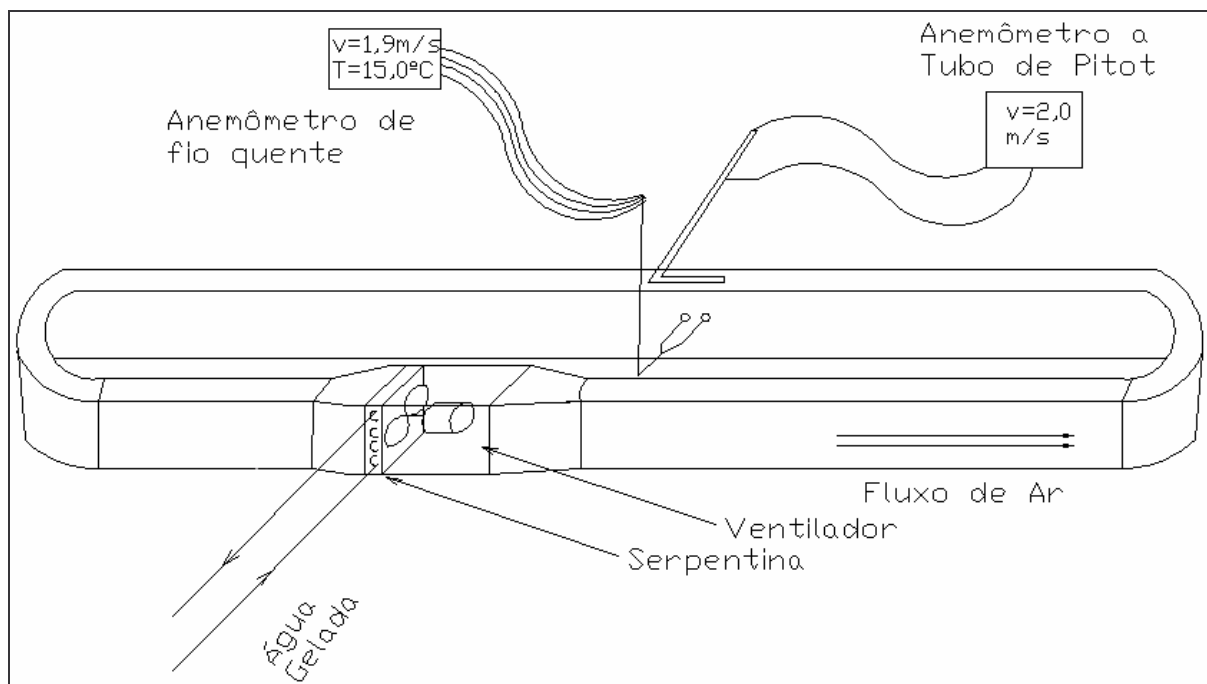


Figura 81 – Descrição esquemática do sistema fluido-dinâmico para calibração do anemômetro a altas velocidade e validação final.

O equipamento construído é do tipo *fan coil*, dotado de serpentina aletada alimentada com água gelada e um ventilador, montados em uma caixa isolada, conforme evidencia a figura 82.

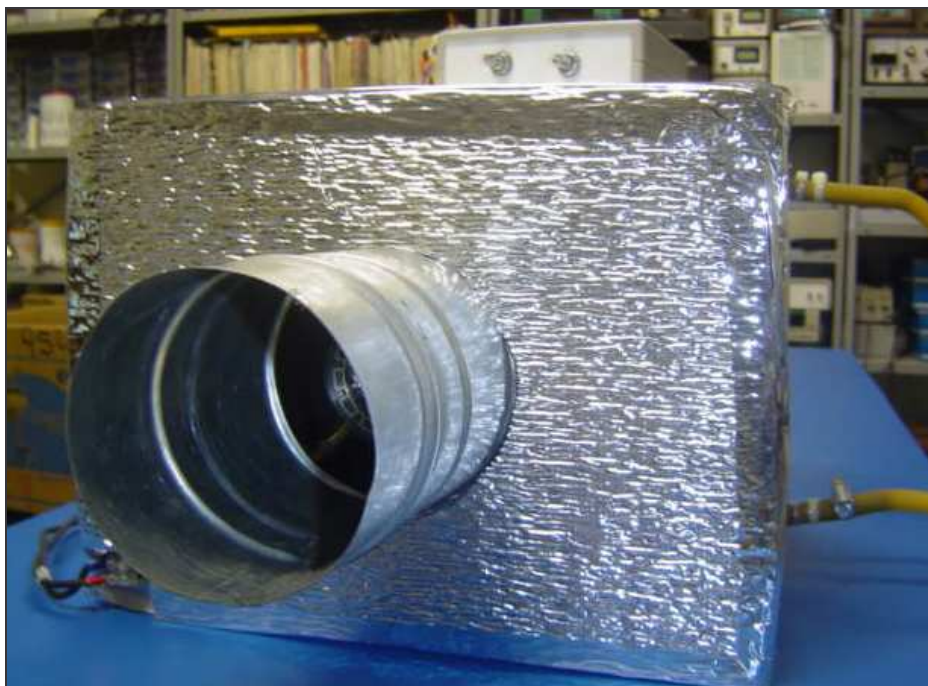


Figura 82 – Fan-coil para climatização do sistema fluido-dinâmico.

O sistema fluido-dinâmico (*fan coil*) foi equipado com um módulo eletrônico, na sua parte superior (ver figura 82), a fim de poder ajustar a velocidade do ventilador interno, bem como da bomba de recirculação de água gelada.

A alimentação em água gelada é feita usando a bomba de recirculação do banho termostático descrito no item 3.1.

A temperatura da água de recirculação, em torno de 3,0 °C, cria a possibilidade de atingir-se uma temperatura mínima de teste de 10,0 °C dentro do sistema fluido-dinâmico.

O duto foi montado a partir de uma tubulação circular de 100 mm de diâmetro (ver figura 83) isolado externamente com espuma elastomérica, a fim de reduzir possíveis transientes de mudança de temperatura, uma vez que o presente trabalho destina-se a avaliação dos desvios sistemáticos de medição para um anemômetro de fio quente em regime de baixas e altas velocidades.

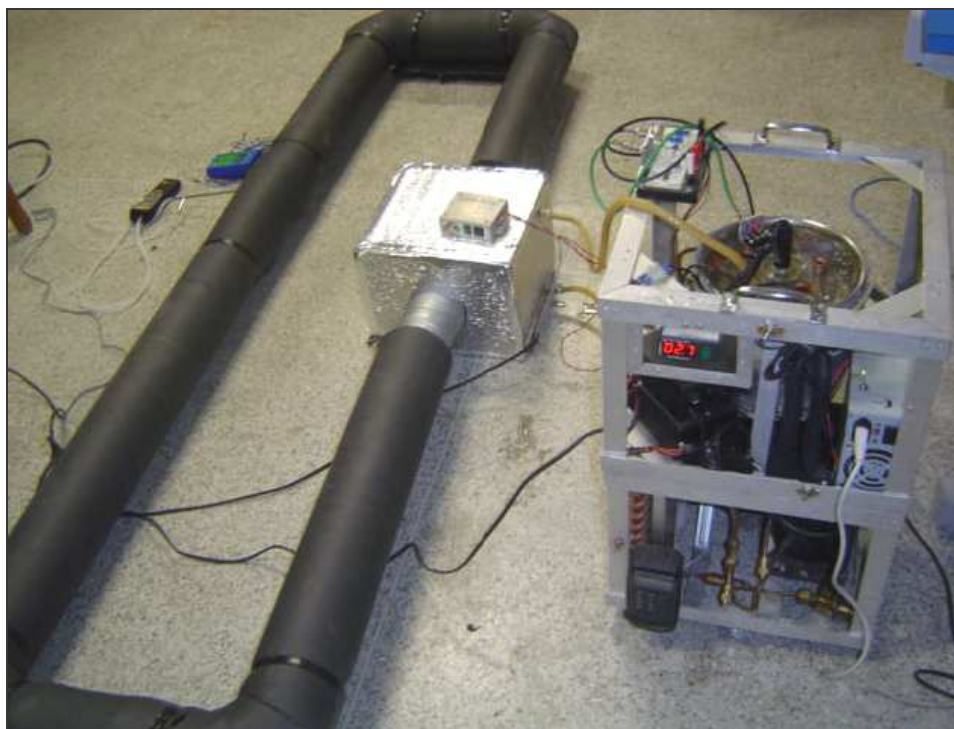


Figura 83 – Sistema fluido-dinâmico montado para calibração e testes do anemômetro

Para a calibração e testes do sistema foi utilizado um anemômetro padrão de tubo de Pitot, para baixas velocidades, dotado de micro-manômetros. Este instrumento, de fabricação Testo, modelo 512, tem faixa de medição da pressão diferencial entre 0,0 e 2,0 hPa e incerteza de medição de 0,1 m/s para a faixa de medição. No monitoramento da temperatura no interior do duto, foi usado um termômetro de cinco sensores, conforme ilustrado na figura 84.



Figura 84 – Detalhe do anemômetro padrão e termômetro para calibração e testes.

O sistema de medição de velocidade desenvolvido assim como os instrumentos de auxílio à calibração (sistema de medição padrão) foram fixados em um trecho reto do duto conforme pode ser visto na figura 85.



Figura 85 – Trecho reto de duto usado para fixação dos sensores do anemômetro e do tubo de Pitot.

Visando minimizar as incertezas de medição, por conta da irregularidade do perfil de velocidade, o trecho reto de duto foi instalado em uma parte reta do sistema de recirculação, com um comprimento que representa vinte vezes o diâmetro interno do duto. Com as curvas da tubulação, à montante e jusante, distantes doze e oito vezes o valor do diâmetro interno, respectivamente.

O sensor do anemômetro foi alinhado com o posicionamento do tubo de Pitot de forma a evitar erros de medição por conta de um posicionamento não ortogonal ao fluxo de ar. Ambos foram fixados a 34,1mm da borda interna do duto, conforme mostrado na figura 86. O sensor da temperatura ambiente do anemômetro foi instalado em um plano posterior ao do sensor de velocidade e ao tubo de Pitot, desta forma estes sensores não geram turbulências capazes de interferir no processo de calibração.

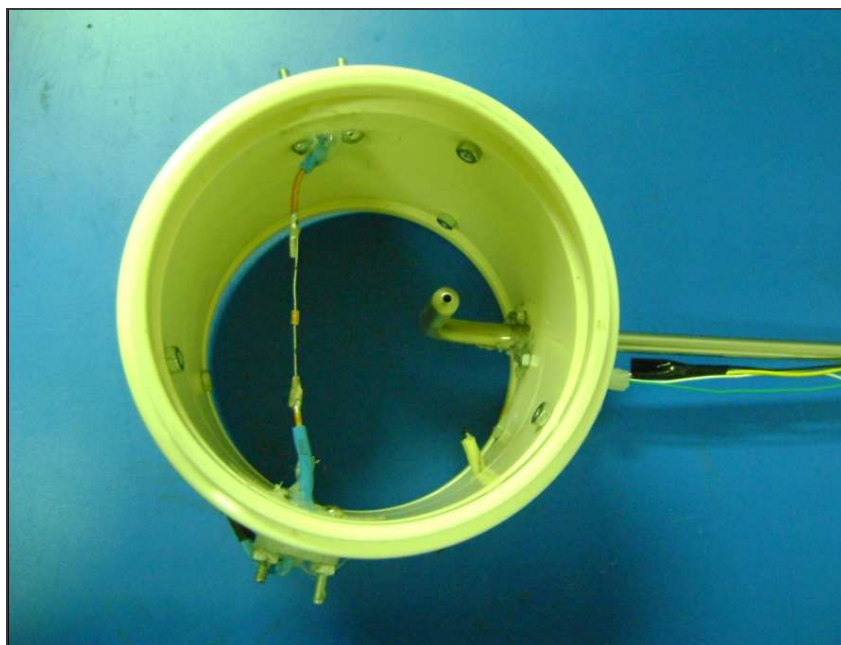


Figura 86 – Seção reta de instalação dos sensores do anemômetro e do tubo de Pitot.

CAPÍTULO 4 CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE MEDIÇÃO

4.1 Calibração a Baixas Velocidades

Para velocidade inferiores a 1,0 m/s (0 a 1,0 m/s), o anemômetro foi calibrado utilizando o dispositivo descrito no item 3.3, numa faixa de temperatura entre 10,0 a 20,0 °C. Os pontos de velocidade nominal levantados foram de 0,0 m/s; 0,15 m/s; 0,31 m/s; 0,48 m/s; 0,64 m/s; 0,76 m/s e 0,94 m/s. Estes valores foram testados em cinco diferentes temperaturas: 10,0 °C; 12,5 °C; 15,0 °C; 17,5 °C e 20,0 °C.

A caracterização em regime de baixas velocidades do anemômetro de fio quente desenvolvido tem o seguinte procedimento:

Inicialmente ajusta-se a velocidade do braço giratório, usando para tanto o gerador de PWM descrito no capítulo 3 (ver figura 61). A velocidade de giro é determinada pela contagem dos pulsos do codificador incremental (ver figura 62) em uma base de tempo de amostragem. O valor da velocidade linear é calculado pelo programa de aquisição de dados, usando a equação 43.

Uma vez encontrado o valor de velocidade linear com incerteza de 0,02 m/s, a temperatura interna no protótipo é ajustada para o valor desejado (entre 10,0 e 20,0 °C), com a temperatura interna da câmara climatizadora (ver figura 69) sempre ajustada para um valor 0,3 °C acima da temperatura do protótipo de calibração a baixas velocidades.

Quando atingida uma temperatura interna próximo ao valor desejado, os ventiladores internos são então desligados e o sinal de tensão de saída do circuito de caracterização, em corrente constante, dos NTCs é adquirido pela porta paralela de um PC, com um intervalo de amostragem de 0,01 s. Obviamente, deve ser aguardado um tempo mínimo de cinquenta segundos para minimizar as incertezas originadas pelas correntes de convecção no interior da câmara.

Este mesmo procedimento é usado para os demais valores de temperatura, bem como de velocidade do braço giratório.

O quadrado dos valores do sinal de saída do anemômetro, já convertidos pelo ADC, para as diversas velocidades e temperaturas investigadas são apresentados na tabela 06.

Vale lembrar que foram removidos por filtro digital os intervalos em que apareciam os ruídos originados pela escova elétrica, conforme comentado no capítulo 2.

Tabela 6 – Dados de calibração ($V_{out}^2 \times Vel \times T$) para velocidade até 1,0 m/s.

| Vel (m/s) | T=10,0 °C | T=12,5 °C | T=15,0 °C | T=17,5 °C | T=20,0 °C |
|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| 0,00 | 154661 | 84559 | 65726 | 13158 | 946 |
| 0,15 | 424713 | 334778 | 256026 | 173048 | 99042 |
| 0,31 | 675914 | 540666 | 404700 | 298466 | 196116 |
| 0,48 | 859088 | 719426 | 546919 | 403390 | 264381 |
| 0,64 | 978042 | 788366 | 630118 | 471323 | 331603 |
| 0,76 | 1053497 | 876770 | 698294 | 545663 | 384226 |
| 0,94 | 1201874 | 976085 | 805488 | 599804 | 480249 |

Estes resultados são apresentados de forma gráfica na figura 87

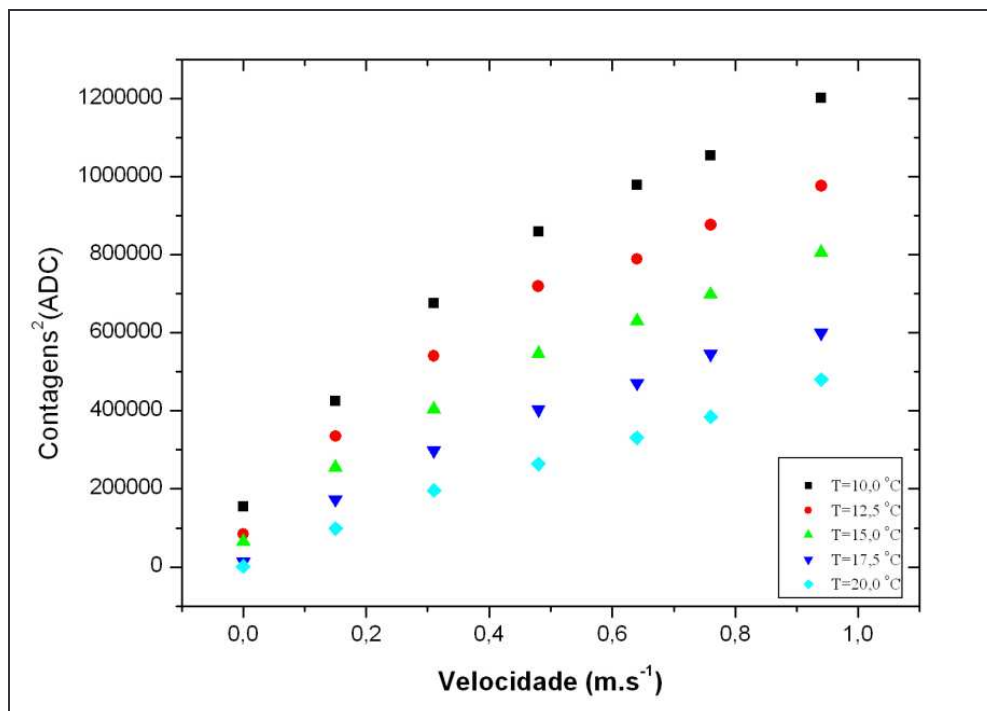


Figura 87 – Pontos medidos de calibração para anemômetro em protótipo de baixas velocidades.

Com os valores da tabela 06 pôde-se encontrar a relação entre a velocidade e o quadrado do sinal de saída do anemômetro (contagens^2 do ADC) para cada valor de temperatura, usando para tanto a equação 42.

Para a temperatura de 20,0 °C tem-se os parâmetros com um $\chi^2 = 7,7 \cdot 10^7$:

$$A = 945,56 \pm 0,10$$

$$B = (494,5 \pm 8,0) \cdot 10^3$$

$$n = 0,847 \pm 0,032$$

Reescrevendo de acordo a equação 42, tem-se a equação 48:

$$[V_{out} (ADC)]^2 = 945,56 + 494,5 \cdot 10^3 \cdot Vel^{0,847} \quad (48)$$

Para a temperatura de 17,5 °C tem-se os parâmetros com um $\chi^2 = 1,4 \cdot 10^8$:

$$\begin{aligned} A &= 13158,38 \pm 0,10 \\ B &= (637 \pm 10) \cdot 10^3 \\ n &= 0,653 \pm 0,027 \end{aligned}$$

Reescrevendo de acordo a equação 42, tem-se a equação 49:

$$[V_{out}(ADC)]^2 = 13158,38 + 637 \cdot 10^3 \cdot Vel^{0,653} \quad (49)$$

Para a temperatura de 15,0 °C tem-se os parâmetros com um $\chi^2 = 1,2 \cdot 10^8$:

$$\begin{aligned} A &= 65726,58 \pm 0,10 \\ B &= (775,1 \pm 9,3) \cdot 10^3 \\ n &= 0,706 \pm 0,021 \end{aligned}$$

Reescrevendo de acordo a equação 42, tem-se a equação 50:

$$[V_{out}(ADC)]^2 = 65726,58 + 775,1 \cdot 10^3 \cdot Vel^{0,706} \quad (50)$$

Para a temperatura de 12,5 °C tem-se os parâmetros com um $\chi^2 = 6,5 \cdot 10^8$:

$$\begin{aligned} A &= 84558,82 \pm 0,10 \\ B &= (942 \pm 21) \cdot 10^3 \\ n &= 0,631 \pm 0,038 \end{aligned}$$

Reescrevendo de acordo a equação 42, tem-se a equação 51:

$$[V_{out}(ADC)]^2 = 84558,82 + 942 \cdot 10^3 \cdot Vel^{0,631} \quad (51)$$

Para a temperatura de 10,0 °C tem-se os parâmetros com um $\chi^2 = 6,5 \cdot 10^8$:

$$\begin{aligned} A &= 154661,29 \pm 0,10 \\ B &= (1099 \pm 22) \cdot 10^3 \\ n &= 0,667 \pm 0,034 \end{aligned}$$

Reescrevendo de acordo a equação 42, tem-se a equação 52:

$$[V_{out}(ADC)]^2 = 154661,29 + 1099 \cdot 10^3 \cdot Vel^{0,667} \quad (52)$$

Com estas relações puderam ser construídas as curvas ajustadas para o quadrado do sinal de saída do anemômetro em função da velocidade e temperatura. Na figura 88 são apresentadas estas curvas.

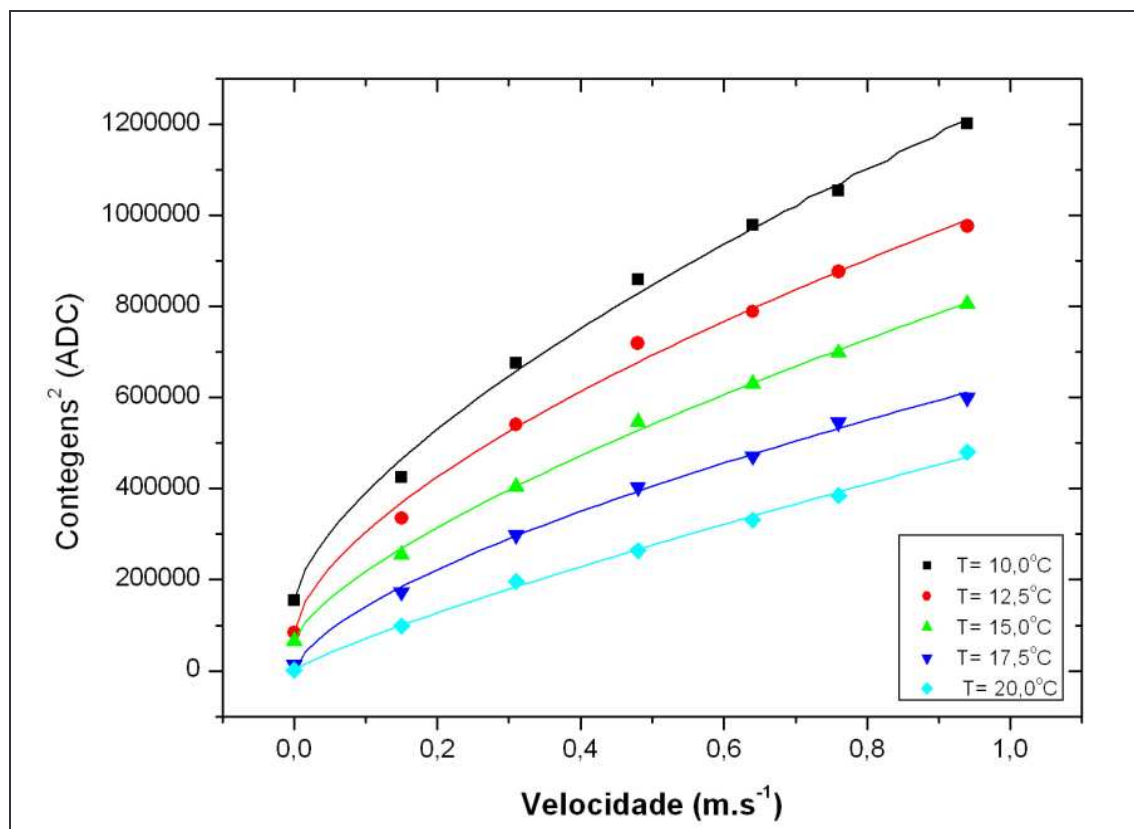


Figura 88 – Curvas ajustadas V_{out}^2 (anemômetro) x Velocidade x Temperatura para velocidades menores que 1,0m/s.

4.2 Calibração a Altas Velocidades

Para a faixa de velocidades entre 1,0 e 3,5 m/s, a calibração foi feita usando o sistema fluido dinâmico descrito no item 3.5 do capítulo anterior.

Inicialmente é feito o ajuste da velocidade de fluxo desejada através do módulo de controle eletrônico que reduz ou aumenta a velocidade do moto-ventilador, funcionando como um circuito de *dimmer*.

Em seguida foram ajustados os pontos de temperatura, variando a velocidade da bomba de recirculação por método PWM. Este regulador de velocidade de bombeamento está montado no mesmo módulo eletrônico do circuito que controla a velocidade do moto-ventilador.

As velocidades foram avaliadas para aos valores: 1,70 m/s; 2,00 m/s; 2,30 m/s; 2,60 m/s; 3,00 m/s e 3,45 m/s. As temperaturas de caracterização são as mesmas usadas no item 4.1.

Os valores entre 1,0 m/s e 1,7 m/s não foram investigados por conta da faixa de medição do anemômetro usado como padrão (tubo de Pitot).

O quadrado dos valores do sinal de saída do anemômetro em contagens² do ADC, para as diversas temperaturas investigadas, são apresentados na tabela 07.

Tabela 7 – Dados de calibração para velocidade entre 0,0 a 3,5 m/s e temperatura entre 10,0 e 20,0 °C.

| Vel (m/s) | T=10,0 °C | T=12,5 °C | T=15,0 °C | T=17,5 °C | T=20,0 °C |
|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| 0,00 | 154661 | 84559 | 65726 | 13158 | 946 |
| 0,15 | 424713 | 334778 | 256026 | 173048 | 99042 |
| 0,31 | 675914 | 540666 | 404700 | 298466 | 196116 |
| 0,48 | 859088 | 719426 | 546919 | 403390 | 264381 |
| 0,64 | 978042 | 788366 | 630118 | 471323 | 331603 |
| 0,76 | 1053497 | 876770 | 698294 | 545663 | 384226 |
| 0,94 | 1201874 | 976.085 | 805488 | 599804 | 480249 |
| 1,70 | 1772839 | 1511449 | 1245367 | 942589 | 766518 |
| 2,00 | 1887326 | 1587323 | 1324571 | 1014150 | 828118 |
| 2,30 | 1952280 | 1685323 | 1401951 | 1144472 | 878363 |
| 2,60 | 2073139 | 1737625 | 1499033 | 1215374 | 927754 |
| 3,00 | 2137532 | 1861915 | 1560576 | 1277578 | 976717 |
| 3,45 | 2291742 | 1959720 | 1649118 | 1352918 | 1020908 |

Os valores para o quadrado do sinal de saída do anemômetro em função da velocidade podem ser vistos na figura 89.

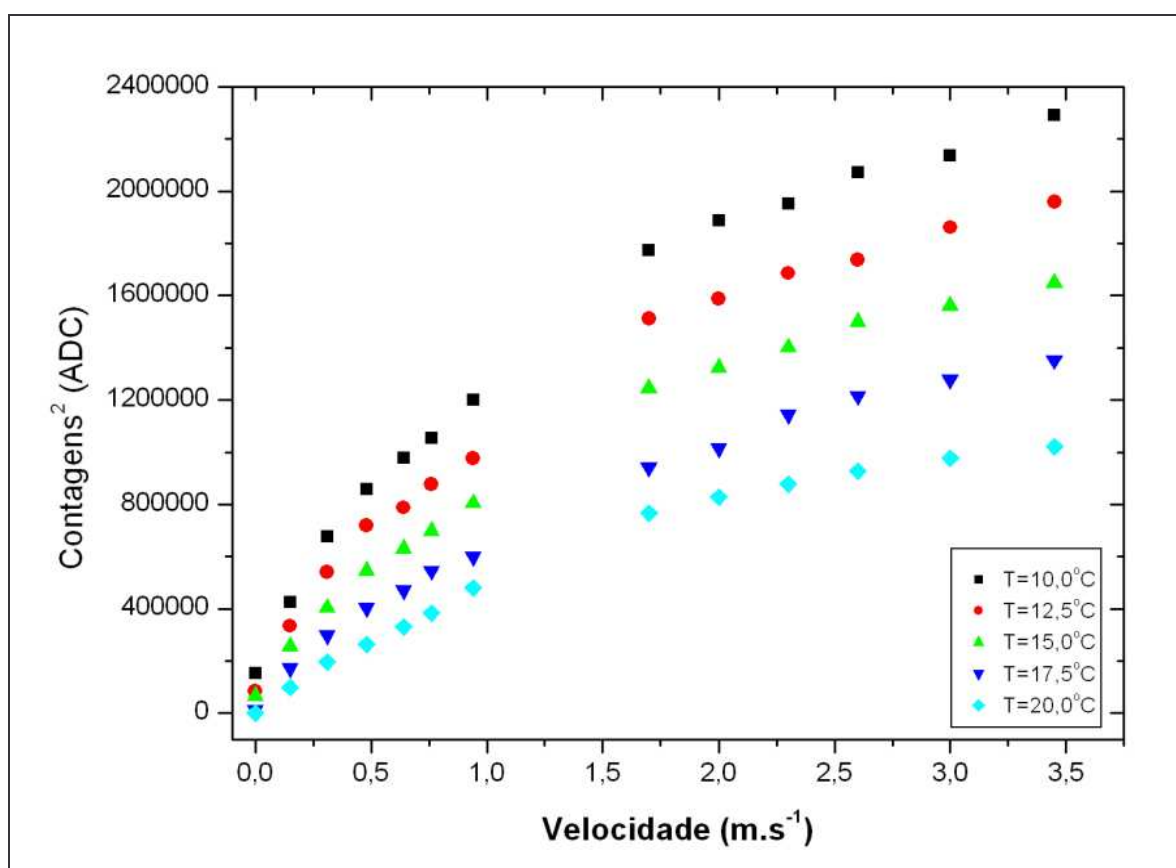


Figura 89 – Pontos medidos da calibração $Vout^2$ (anemômetro) x Velocidade x Temperatura para velocidades entre 0,0 e 3,5 m/s.

Com os valores da tabela 07, pôde-se encontrar a relação entre a velocidade e o quadrado do sinal de saída do anemômetro, para cada valor de temperatura, utilizando-se para isso a equação 42.

Para a temperatura de 20,0 °C tem-se os parâmetros com um $\chi^2 = 2,1.10^8$:

$$\begin{aligned} A &= 945,56 \pm 0,10 \\ B &= (484,8 \pm 1,7).10^3 \\ n &= 0,660 \pm 0,038 \end{aligned}$$

Reescrevendo de acordo a equação 42, tem-se a equação 53:

$$[Vout(ADC)]^2 = 945,56 + 484,8.10^3.Vel^{0,660} \quad (53)$$

Para a temperatura de 17,5 °C tem-se os parâmetros com um $\chi^2 = 1,0.10^9$:

$$\begin{aligned} A &= 13158,38 \pm 0,10 \\ B &= (634 \pm 12).10^3 \\ n &= 0,641 \pm 0,020 \end{aligned}$$

Reescrevendo de acordo a equação 42, tem-se a equação 54:

$$[Vout(ADC)]^2 = 13158,38 + 634.10^3.Vel^{0,641} \quad (54)$$

Para a temperatura de 15,0 °C tem-se os parâmetros com um $\chi^2 = 2,7.10^9$:

$$\begin{aligned} A &= 65725,58 \pm 0,10 \\ B &= (849 \pm 19).10^3 \\ n &= (0,575 \pm 0,024) \end{aligned}$$

Reescrevendo de acordo a equação 42, tem-se a equação 55:

$$[Vout(ADC)]^2 = 65725,58 + 849.10^3.Vel^{0,575} \quad (55)$$

Para a temperatura de 12,5 °C tem-se os parâmetros com um $\chi^2 = 3,7.10^9$:

$$\begin{aligned} A &= 84.558,82 \pm 0,10 \\ B &= (1.047 \pm 22).10^3 \\ n &= 0,538 \pm 0,022 \end{aligned}$$

Reescrevendo de acordo a equação 42, tem-se a equação 56:

$$[Vout(ADC)]^2 = 84558,82 + 1047.10^3.Vel^{0,538} \quad (56)$$

Para a temperatura de 10,0 °C tem-se os parâmetros com um $\chi^2 = 5,2.10^9$:

$$\begin{aligned} A &= 154661,29 \pm 0,10 \\ B &= (1.091 \pm 26).10^3 \\ n &= 0,577 \pm 0,026 \end{aligned}$$

Reescrevendo de acordo a equação 42, tem-se a equação 57:

$$[V_{out}(ADC)]^2 = 154661,29 + 1091.10^3.Vel^{0,577} \quad (57)$$

Com estas relações foi possível construir as curvas ajustadas para o quadrado do sinal de saída do anemômetro em função da velocidade entre 0,0 e 3,5 m/s e para diferentes temperaturas, conforme mostrado na figura 90.

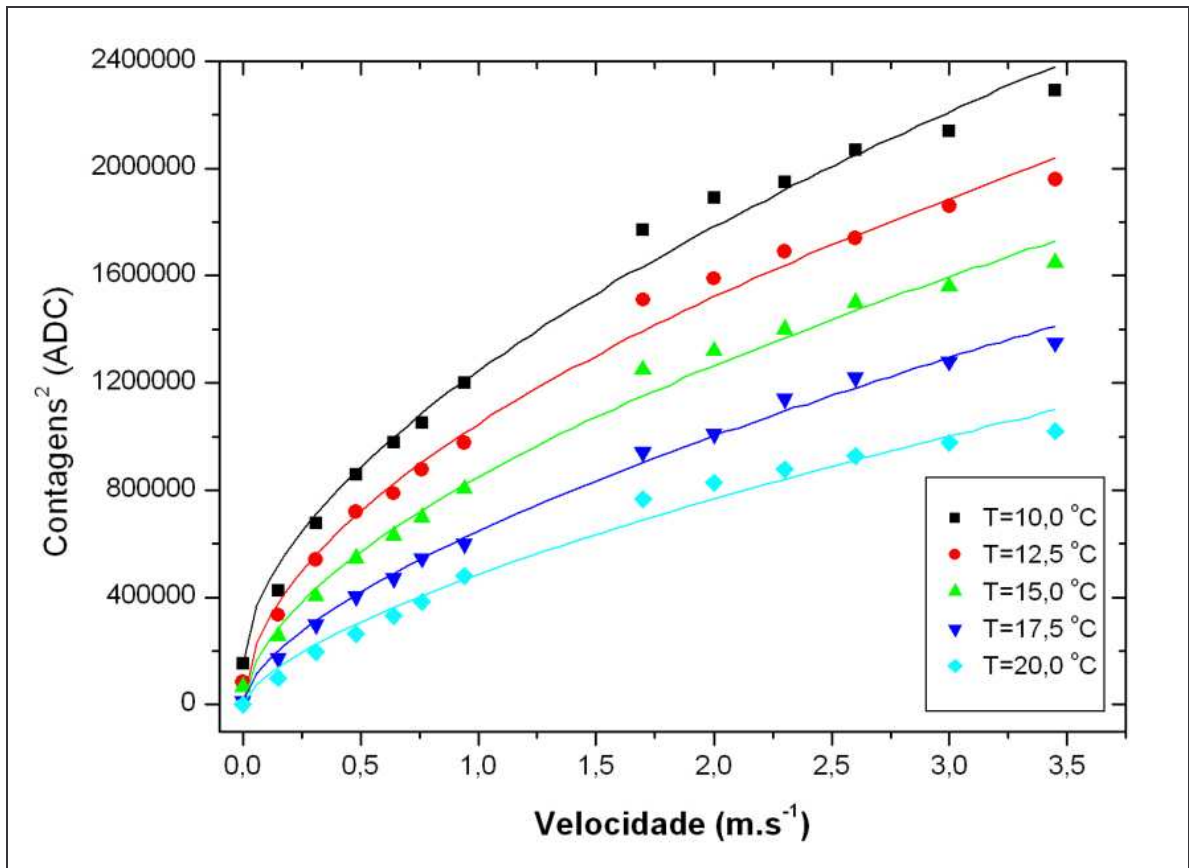


Figura 90 – Curvas ajustadas $V_{out}(\text{anemômetro})^2 \times \text{Velocidade} \times \text{Temperatura}$ para toda a faixa estudada (0,0 -3,5 m/s).

As relações encontradas entre o quadrado do sinal de saída do anemômetro e a velocidade de fluxo explicitadas nas equações 53 a 57 possibilitam, em condições normais de funcionamento do equipamento, calcular e indicar o valor da velocidade do fluido, desde que sejam conhecidos o valor do sinal de saída do anemômetro e o valor da temperatura do fluido, conforme será demonstrado no capítulo 6 a seguir.

CAPÍTULO 5 ALGORÍTMO PARA INDICAÇÃO DO ANEMÔMETRO VIA PORTA-PARALELA

Para a medição e indicação do valor da velocidade lida pelo anemômetro desenvolvido, foi utilizado um programa de aquisição para acesso à porta-paralela do PC. O algoritmo deste programa pode ser dividido em algumas etapas descritas a seguir.

5.1 Aquisição de Dados

Inicialmente o programa acessa a porta paralela para ler os dois canais de entrada de sinal digital, ou seja, o valor da temperatura e o do sinal correspondente à da velocidade.

Em seguida, o programa converte o sinal de contagens do ADC de temperatura em valor analógico de temperatura.

5.2 Processamento dos Dados Adquiridos

Nesta etapa o programa realiza uma série de condicionais, desde que o valor da temperatura esteja dentro do intervalo calibrado (10,0 a 20,0 °C), a fim de identificar a relação de temperatura mais apropriada para a conversão do número de contagens do canal de velocidade em valor numérico de velocidade em m/s.

Para tanto os intervalos calibrados (10,0 °C; 12,5 °C; 15,0 °C; 17,5 °C; 20,0 °C) foram estendidos até uma tolerância de +/- 0,25 °C, ou seja, caso o valor de temperatura esteja, por exemplo, no intervalo de 9,75 °C a 10,25 °C, o programa utilizará a equação 57 para converter o valor de contagens do ADC de velocidade em um valor numérico indicado em m/s.

Caso o valor da temperatura esteja entre dois valores de temperatura previamente calibrados, o programa deverá efetuar o cálculo dos dois valores de velocidade. O algoritmo usa para tanto as duas equações de cada intervalo, estas relacionam o valor de contagens do ADC de velocidade na quantidade analógica desta grandeza e, portanto, em unidade de velocidade (m/s). Em seguida é realizada uma interpolação linear dos dois valores, os pesos desta média baseiam-se no valor de temperatura lido.

Caso o valor da temperatura esteja fora do intervalo calibrado (10,0 °C a 20,0 °C), o programa exibe em tela a informação de que este é um intervalo não calibrado.

Na figura 91 é mostrado o fluxograma usado para desenvolver o programa de aquisição, conversão de grandezas, adequação de escalas e interpolação.

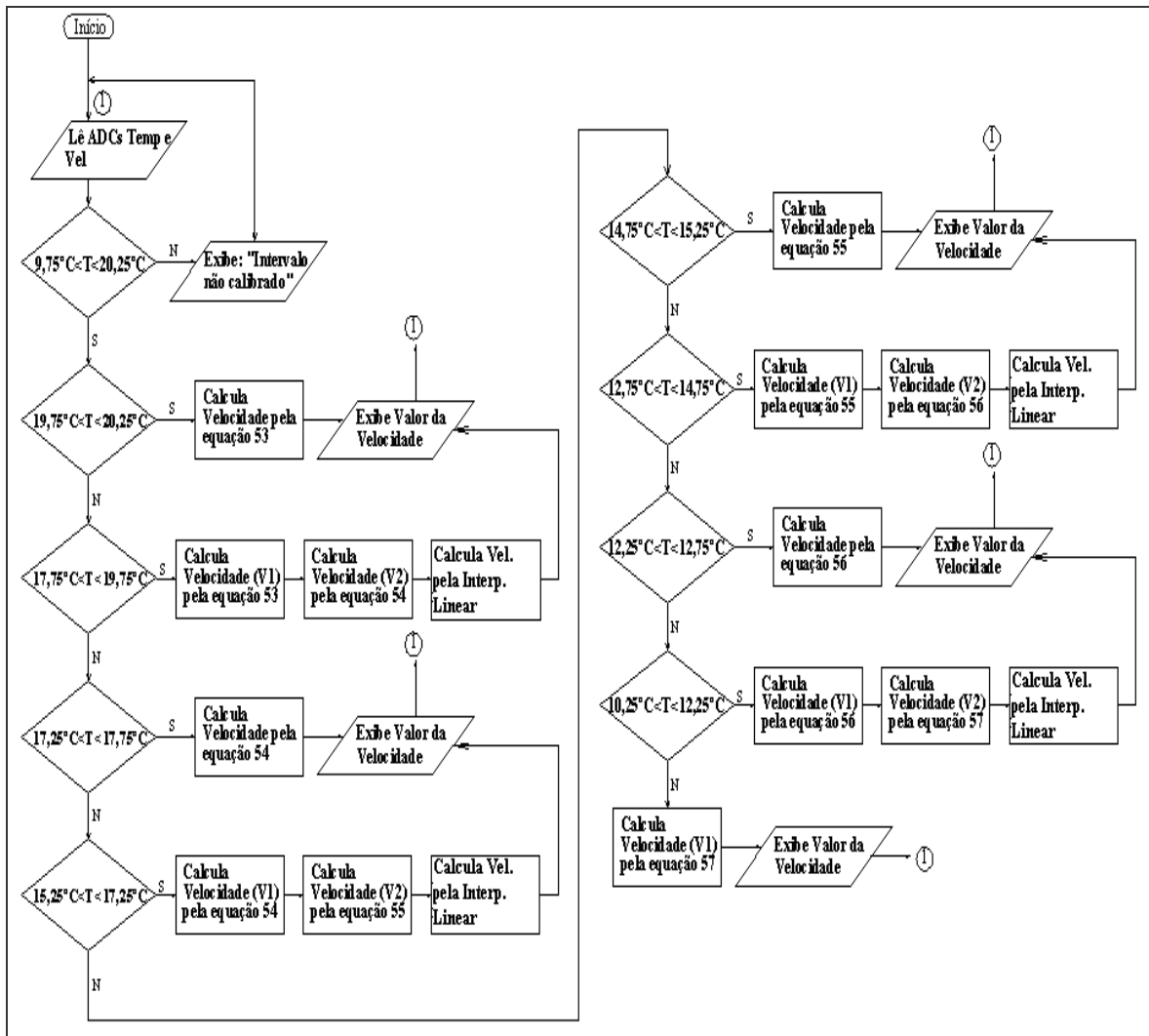


Figura 91 – Algoritmo para medição e indicação da velocidade no anemômetro via porta paralela do PC.

O algoritmo e em seguida o fluxograma da figura 91 foi implementado em linguagem de programação BASIC para aquisição de dados, tratamento do resultado e indicação dos valores de temperatura e velocidade.

CAPÍTULO 6 RESULTADOS ENCONTRADOS

Foram feitas diversas medições com o anemômetro desenvolvido. Os valores de velocidade e temperatura adquiridos e indicados pelo programa foram comparados às medições feitas com um anemômetro a tubo de Pitot com incerteza de medição de 0,1 m/s, com velocidade mínima de medição de 2,0 m/s, idêntico ao usado para a calibração do protótipo de instrumento projetado, desenvolvido e construído neste trabalho.

6.1 Teste do Modelo

Inicialmente foram avaliadas as incertezas de medição geradas pelo uso do modelo da Lei de King, descrito na equação 30.

O anemômetro de fio quente foi testado nos mesmos intervalos de temperatura calibrados previamente, entretanto, para testar a capacidade de medição deste instrumento, os valores de velocidade escolhidos para este testes são diferentes dos valores previamente calibrados. Para o teste foram examinados os valores de velocidade de 0,6 m/s; 1,5 m/s; 2,5 m/s e 3,2 m/s.

Os resultados obtidos, bem como os erros encontrados são apresentados na tabela 08.

Tabela 8 – Resultados encontrados para a avaliação do modelo proposto.

| Vel (m/s) | T=10,0 °C | | T=12,5 °C | | T=15,0 °C | | T=17,5 °C | | T=20,0 °C | |
|--------------|---------------|---------------|---------------|---------------|---------------|---------------|---------------|---------------|---------------|---------------|
| | Vel. (m/s) | Erro (m/s) | Vel. (m/s) | Erro (m/s) | Vel. (m/s) | Erro (m/s) | Vel. (m/s) | Erro (m/s) | Vel. (m/s) | Erro (m/s) |
| 3,2 | 3,27 | 0,07 | 3,11 | -0,09 | 3,08 | -0,12 | 3,27 | 0,07 | 3,30 | 0,10 |
| 2,5 | 2,58 | 0,08 | 2,47 | -0,03 | 2,36 | -0,14 | 2,57 | 0,07 | 2,67 | 0,17 |
| 1,5 | 1,83 | 0,33 | 1,54 | 0,04 | 1,52 | 0,02 | 1,68 | 0,18 | 1,67 | 0,17 |
| 0,6 | 0,67 | 0,07 | 0,64 | 0,04 | 0,56 | -0,04 | 0,77 | 0,17 | 0,55 | -0,05 |

Os dados da tabela 08 indicam um erro máximo de 0,33 m/s para toda a faixa estudada, contudo este erro foi verificado num valor nominal de 1,5 m/s, em que o sistema de medição padrão (tubo de Pitot) apresenta uma incerteza acima de 0,1 m/s. O desvio médio foi de 0,10 m/s.

6.2 Teste da Estratégia de Interpolação

Foram avaliadas as incertezas decorrentes da interpolação da temperatura feita pela média ponderada de duas curvas vizinhas calibradas, conforme descrito no capítulo 5.

Neste caso, o anemômetro de fio quente foi usado para medir valores intermediários entre os pontos de calibração estudados, ou seja, foi analisado o comportamento do anemômetro nos valores de temperatura de 11,25 °C, 13,75 °C; 16,25 °C; 18,75 °C. Os valores de velocidade investigados foram 2,0 m/s; 3,0 m/s e 3,2 m/s.

Os resultados desta investigação são ilustrados na tabela 09.

Tabela 9 – Resultados encontrados para a medição de velocidade em pontos de temperatura intermediários aos valores de calibração.

| Vel (m/s) | T=11,25 °C | | T=13,75 °C | | T=16,25 °C | | T=18,75 °C | |
|--------------|---------------|------------|---------------|------------|---------------|------------|---------------|------------|
| | Vel. (m/s) | Erro (m/s) | Vel. (m/s) | Erro (m/s) | Vel. (m/s) | Erro (m/s) | Vel. (m/s) | Erro (m/s) |
| 3,5 | 3,45 | -0,05 | 3,25 | -0,25 | 3,32 | -0,18 | 3,51 | 0,01 |
| 3,0 | 3,00 | 0,00 | 2,73 | -0,27 | 2,80 | -0,20 | 2,85 | -0,15 |
| 2,0 | 2,09 | 0,09 | 1,89 | -0,11 | 1,95 | -0,05 | 2,14 | 0,14 |

Os dados da tabela 09 mostram um erro máximo de 0,27 m/s, que é um erro

aceitável, considerando a incerteza do sistema de medição padrão utilizado. O desvio médio foi de 0,12 m/s.

6.3 Avaliação das Incertezas pela Ação Combinada do Modelo e da Temperatura

O anemômetro foi testado em pontos de velocidade diferentes aos da calibração e em valores de temperatura diferentes dos que foram levantadas as curvas de calibração. Desta forma foi avaliada a combinação das incertezas geradas pelo uso do modelo proposto pela Lei de King, bem como pela influência do uso da média ponderada para correção da temperatura do fluido.

Neste teste o anemômetro foi ensaiado nos valores de velocidade de 0,6 m/s; 1,5 m/s; 2,5 m/s e 3,2 m/s, enquanto que os valores de temperatura analisados foram de 11,25 °C; 13,25 °C; 16,25 °C e 18,75 °C.

Os resultados desta investigação são ilustrados na tabela 10.

Tabela 10 – Resultados encontrados para o anemômetro em pontos de velocidade diferentes da calibração em pontos de temperatura intermediários aos valores de calibração.

| Vel (m/s) | 11,25 °C | | 13,75 °C | | 16,25 °C | | 18,75 °C | |
|-----------|------------|------------|------------|------------|------------|------------|------------|------------|
| | Vel. (m/s) | Erro (m/s) | Vel. (m/s) | Erro (m/s) | Vel. (m/s) | Erro (m/s) | Vel. (m/s) | Erro (m/s) |
| 3,2 | 3,20 | 0,00 | 3,03 | -0,17 | 3,02 | -0,18 | 3,21 | 0,01 |
| 2,5 | 2,70 | 0,20 | 2,18 | -0,32 | 2,46 | -0,04 | 2,70 | 0,20 |
| 1,5 | 1,79 | 0,29 | 1,47 | -0,03 | 1,63 | 0,13 | 1,69 | 0,19 |
| 0,6 | 0,83 | 0,23 | 0,75 | 0,15 | 0,79 | 0,19 | 0,84 | 0,24 |

A tabela 10 mostra um erro máximo de 0,32 m/s para toda a faixa estudada, o que a princípio pode ser considerado um erro aceitável considerando-se a incerteza de medição do sistema de medição padrão (0,1 m/s), contudo torna-se visível o aumento da média dos erros medidos nos diversos pontos estudados, uma vez que o desvio médio foi de 0,16 m/s.

Os dados da tabela 10 tornam claro que as incertezas geradas pelo modelo proposto pela Lei de King e pelo algoritmo de compensação de temperatura, quando combinadas aumentam a incerteza de medição do anemômetro proposto.

CAPÍTULO 7 CONSIDERAÇÕES FINAIS E TRABALHOS FUTUROS

Neste trabalho foi projetado, desenvolvido e montado um anemômetro de fio quente, com o objetivo de medir vazão de fluidos. O instrumento desenvolvido, assim como a instrumentação de apoio, apresentaram bons resultados, que serão discutidos a seguir.

Como primeira etapa, foi projetado, desenvolvido e montado um banho termostático para a caracterização de sensores do tipo NTC. Este equipamento de apoio mostrou-se perfeitamente justificável à caracterização dos sensores termoresistivos, que em seguida compuseram o anemômetro de fio quente, tanto como sensor de velocidade, quanto para o sensor da temperatura do fluido. No caso do sensor de velocidade foi possível determinar a melhor temperatura de operação, já que o instrumento montado funciona em regime de temperatura constante. No caso do sensor de temperatura do fluido pôde-se levantar, com exatidão maior que 95% a curva resistência em função da temperatura, curva esta indispensável ao desenrolar do trabalho, dada a dependência do valor de tensão do circuito do anemômetro com a temperatura, conforme evidenciado nas figuras 87 e 89 do capítulo 4.

Através do processo de calibração discutido no capítulo 3, foi comprovado que a compensação da variação da temperatura do fluido é algo extremamente importante na aplicação de anemômetros de fio quente, uma vez que há uma grande variação do sinal de velocidade com a temperatura nestes medidores, conforme mostrado nas curvas ajustadas de calibração (Ver figuras 88 e 90).

A escolha por um sensor de velocidade de formato cilíndrico tornou-se prática a fim de minimizar a influência de uma importante fonte de incerteza de medição que é o

ângulo de incidência do fluxo do fluido sobre a superfície do sensor, conforme discutido anteriormente no capítulo 3 (item 3.4).

O uso da relação entre o logaritmo da resistência com o inverso da temperatura absoluta conforme proposto por Carr (1993) mostrou erros sistemáticos maiores que 1,2 °C para a faixa de medição estudada. Como a incerteza da medição da temperatura deveria ser menor que 0,25 °C, o uso da equação de Stainhart and Hart apresentou-se como melhor opção, reproduzindo com maior fidelidade a relação entre a resistência e a temperatura absoluta. Tal relação foi utilizada para comparar o valor de temperatura lida pelo sistema, com os valores pré-estabelecidos no algoritmo do programa de aquisição e indicação das leituras de velocidade e temperatura. Este teste foi usado para determinar qual equação de calibração deveria ser utilizada na conversão dos dados adquiridos em valores de velocidade.

O protótipo para calibração de anemômetros a baixas velocidades também foi uma importante ferramenta, uma vez que existem poucas opções de sistema de medição padrão para velocidades menores que 1,0 m/s.

A possibilidade de variação da temperatura do fluido neste protótipo representa uma grande melhora em relação ao trabalho de Al-Garni (2001) para a aplicação em HVAC. A reprodução do protótipo de calibração em regime de baixas velocidades com maiores dimensões (maior braço de giro, por exemplo), permitiria a calibração em faixas de velocidade entre 1,0 m/s e 2,0 m/s, melhorando a calibração. Esta sugestão fica para trabalhos futuros, uma vez que esta faixa de velocidades, praticamente, não foi calibrada neste trabalho. Além do fato de existir grande carência de sistemas de medição que sirvam de padrão de calibração confiáveis.

A utilização de uma escova elétrica neste protótipo (ver figuras 63 e 64) foi uma boa solução para a coleta dos sinais elétricos da câmara de calibração em regime de baixas velocidades. Este dispositivo evita que os cabos elétricos do sensor de velocidade se trancem devido à rotação do motor. O sistema de escovas, apesar de tudo, mostrou um nível percentual de ruído menor que 2,5%, conforme evidenciado nas figuras 65 a 70.

A câmara climatizada, onde foi montado o sistema de calibração em regime de

baixas velocidades, (ver figuras 73 e 74) determinou uma sensível redução na taxa de elevação da temperatura da câmara (menor que 0,01 K/s), possibilitando que fosse aguardado o tempo de minimização das correntes de convecção (cinquenta segundos) sem que houvesse elevação apreciável da temperatura. Desta forma, para minimizar a influência da temperatura ambiente externa pode-se imaginar, em um trabalho futuro, que a própria câmara climatizada faça parte do sistema de calibração em baixas velocidades, como um sistema integrado.

A utilização da equação da Lei de King (equação 30) mostrou-se bastante eficaz no intervalo entre 2,0 e 3,5 m/s, uma vez que os erros sistemáticos da medição da velocidade se mostraram bastante reduzidos (de 0,03 a 0,17 m/s). O valor médio encontrado para o termo “n” foi de 0,59, o que se aproxima bastante do valor proposto pela bibliografia, conforme discutido no capítulo 2. Pôde-se perceber que o valor deste coeficiente aumenta para velocidades menores, sofrendo uma discreta variação em função da mudança de temperatura.

Para velocidades menores que 1,5 m/s seria interessante a verificação com um sistema de medição padrão mais confiável para baixas velocidades, uma vez que o anemômetro a tubo de Pitot utilizado possui faixa de medição de 2,0 a 17,5 m/s

Dos resultados apresentados na tabela 09, pode-se perceber que a compensação da temperatura usando algoritmo desenvolvido (equação de calibração dependente de condicionais) mostrou-se eficaz. Isso pôde ser verificado durante os ensaios, quando era mantida a velocidade constante e em seguida era aumentada a temperatura no interior do duto de teste, a velocidade indicada permanecia praticamente constante (desvio máximo percentual de 7%).

O sistema de amplificação (ilustrado na figura 47) mostrou excelente sensibilidade (aproximadamente 0,02 m/s) a baixas velocidades, contudo o ganho de amplificação deve ser escolhido de acordo à faixa de interesse.

Os erros sistemáticos revelados na tabela 10 mostram que os efeitos combinados da medição da velocidade em uma temperatura não calibrada e o uso do modelo proposto pela Lei de King contribuem para o aumento das incertezas de medição

em apenas 6%, o que não torna o anemômetro de fio quente uma excelente opção de medição de vazão de ar, em se tratando de velocidade de resposta e sensibilidade à baixas velocidades, além da redução de dimensões do elemento sensor, uma vez que os sensores de velocidade e temperatura utilizados no anemômetro de fio quente apresentado ocupam um volume interno inferior a 5% do volume ocupado pelo tubo de Pitot padrão utilizado no trabalho.

Vale ressaltar que a maioria dos medidores de vazão por tubo de Pitot industriais utilizados atualmente em aplicações de HVAC possui incerteza de medição superior a 0,2 m/s e com dimensões superiores às do tubo de Pitot padrão utilizado neste trabalho.

A investigação do efeito de transientes de velocidade do fluido discutido no capítulo 2 (ilustrada na figura 80) demonstram que o medidor apresentou baixo tempo de resposta, contudo a investigação do comportamento dinâmico por transientes de temperatura do fluido na indicação final do medidor fica como sugestão para trabalhos futuros.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALEXANDRE, Celso Simões. **Conforto e Volume de Ar Variável**. Trox Technique: Boletim Técnico nº 7, 2001.

AL-GARNI, Abdullah M. **Low speed calibration of hot-wire anemometers**. Arábia Saudita: Department of Aerospace Engineering, King Fahd University of Petroleum and Minerals, 2001.

BEGA, Egídio Alberto et al. **Instrumentação Industrial**. 2ª ed. Rio de Janeiro: Interciência, 2006.

BOUSSINESQ, J. **An Equation for the Phenomena of Heat Convection and an Estimate of the Cooling Power of Fluids**, Journal de Mathematiques, 1905.

BRUNN H. H. **interpretation of hot-wire probe signals in subsonic airflows**. Inglaterra: J. Phys. E: Instrum., Vol. 12, 1979.

CARR, Joseph J. **Sensors and Circuits**. USA: Prentice Hall, 1993.

DANVIC Equipamentos Industriais LTDA. São Paulo, 2008. Disponível em: <<http://www.efeitopeltier.com.br/produtos.asp>>.

DEEP, et al. **Thermodynamic Modeling of a Thermoresistive Sensor Using Electrical Power**. IEEE, 1999.

DEEP et al. **Thermoresistive Radiation Sensor Response Time Employing Electrical Heating**. IEEE Transactions on instrumentation and measurement, 1996.

DELMÉE, Gerard J. **Manual de Medição de Vazão**, 2 ed. São Paulo: Edgard Blücher, 2003.

FERREIRA, Rômulo Pires Coelho; FREIRE R. C.; DEEP Gurdip S., Rocha Neto J. S., Oliveira Amauri. **Hot-Wire Anemometer With Temperature Compensation Using Only One Sensor**. IEEE Transactions on instrumentatios and measurement, Vol. 50, Nº. 4, Agosto 2001.

FRADEM, Jacob. **Handbook of Modern sensors**, USA: AIP Press, 2003.

GURDIP et al. **Dynamic Response of Thermoresistive Sensors**. IEEE Transactions on instrumentation and measurement, 1992.

FREYMUTH, Peter. **The effect of varying resistance ratio on the behaviour of constant-temperature hot-wire anemometers**. Inglaterra: J. Phys. E: Sci. Instrum, 1981.

FREYMUTH, Peter. **Noise in hot-wire anemometers**. Colorado: University of Colorado, Departament of Aerospace Engeneering Sciences, 1968.

ISO 5168. **Measurement of fluid flow – Estimation of uncertainty of a flow rate mesasurement**.

- LEKAKIS, Ioanis. **Calibration and signal interpretation for single and multiple hot-wire/hot-film probes**. Germany: Measurement Science Technology **7**, 1996.
- LUBISCO, Nídia Maria; VIEIRA, Sonia Chagas. **Manual de Estilo Acadêmico: Monografias, Dissertações e Teses**, 2ª ed. Salvador: Edufba, 2003.
- MILLER I. S; SHAH, D. A.; ANTONIA R. A. **A constant temperature hot-wire anemometer**. Austrália: Department of Mechanical Engineering, University of Newcastle, 1986.
- MORGAN, V. T., **The overall connective heat transfer from smooth circular cylinders**. Academic Press, 1975.
- KESKIN, Ali Umit. **A Simple Analog Behavioral Model for NTC Thermistors Includind Selfheating Effect**. Turquia : Science Direct, , 2004.
- KING, L. V., Phil Trans. Roy. Soc. London, 1914, 214A,p373. In:Hinze, J. O., Turbulenc, 2.ed., USA: Macgraw-hill inc., 1975, cap2: Principles of methods and Techniques in the Measurement of Turbulent Flows, p. 83-172.
- OKAMOTO, Ken; OHASSHI Todahiko; ASAKURA Masahiro; WATANABE Kenzo. **A Digital Anemometer**. IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement, Vol. 43. Nº. 2, Abril 1994.
- OLIVEIRA, Amauri et al. **Termoresistive Sensor Parameters from Its Static I x V**. IEEE Instrumentation and Measurement Technology Conference. Bélgica, 1996.
- PALLAS-ARENY, Ramon; WEBSTER, John. **Sensors and signal conditioning**, 2ª ed. USA: John Wiley e Sons, 2001.
- RUIZ, João Álvaro. **Metodologia Científica: Guia para eficiência nos Estudos**, 6ª ed. São Paulo: Atlas S.A., 2006.
- SARMA, Garimella. **Analisy of a constant voltage anemometer circuit**. Analytical Services and Materials, 1993.
- STAINBACK, P.C.; NAGABUSHANA K.A. **Review of Hot-Wire Anemometry Techniques and the Range of theirApplicability for Various Flows**. Electronic Journal of Fluids Engineering, Transactions of the ASME, 1993.
- STRIEDER, André. **Medição de Vazão por Transferência Térmica**. Dissertação de mestrado, Unicamp, 2004.
- TAGAGI, Shonei. **A hot-wire anemometer compensated for ambient temperature variations**. Tokyo, Japan. National Aerospace Laboratory, October 1985.
- WERNECK, Marcelo Martins. **Transdutores e interfaces**. Livros Técnicos e científicos, 1996.
- WEBSTER, J. **The Measurement Instrumentation and Sensor Handbook**. USA: IEE Press., 1999.
- WEIDMAND, P D.; BROWAND, F. K. **Analysis of a simple circuit for constant temperature anemometry**. Califórnia, USA: Department of Aerospace Engineering, University of Southern, 1975.
- WYLEN, Gordon; SONNTAG, Richard; BORGNAKKE, Claus. **Fundamentos da Termodinâmica clássica**, 4.ed. São Paulo: Blücher, 1994.