



Universidade Federal de Campina Grande
Centro de Engenharia Elétrica e Informática
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

Modelagem e Caracterização de um Atuador Termomecânico Baseado em Fios de Nylon

Karla Cristina Barros de Almeida

Dissertação de Mestrado apresentada à Coordenadoria do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Campina Grande - Campus de Campina Grande como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências no Domínio da Engenharia Elétrica.

Área de Concentração: Processamento da Informação

Antonio Marcus Nogueira Lima, Dr.

Orientador

Saulo Oliveira Dornellas Luiz, D.Sc.

Orientador

Campina Grande, Paraíba, Brasil

©Karla Cristina Barros de Almeida, Setembro de 2018

A574m Almeida, Karla Cristina Barros de.

Modelagem e caracterização de um atuador termomecânico baseado em fios de nylon / Karla Cristina Barros de Almeida. – Campina Grande, 2018.

118 f. : il. color.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – Universidade Federal de Campina Grande, Centro de Engenharia Elétrica e Informática, 2018.

"Orientação: Prof. Dr. Antonio Marcus Nogueira Lima, Prof. Dr. Saulo Oliveira Dornellas Luiz".

Referências.

1. . I. Lima, Antonio Marcus Nogueira. II. Luiz, Saulo Oliveira Dornellas. III. Título.

CDU 621.311(043)

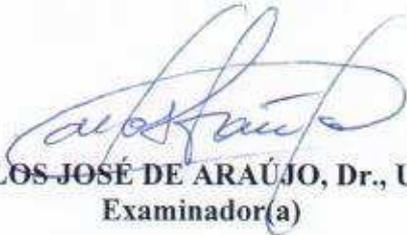
**"MODELAGEM E CARACTERIZAÇÃO DE UM ATUADOR TERMOMECÂNICO
BASEADO EM FIOS DE NYLON"**

KARLA CRISTINA BARROS DE ALMEIDA

DISSERTAÇÃO APROVADA EM 06/09/2018


ANTONIO MARCUS NOGUEIRA LIMA, Dr., UFCG
Orientador(a)


SAULO OLIVEIRA DORNELLAS LUIZ, D.Sc., UFCG
Orientador(a)


CARLOS JOSÉ DE ARAÚJO, Dr., UFCG
Examinador(a)


JOSÉ SÉRGIO DA ROCHA NETO, D.Sc., UFCG
Examinador(a)

CAMPINA GRANDE - PB

Dedicatória

Dedico este trabalho à minha família, em especial aos meus pais, Renalda e César, as minhas avós, Dora e Edviges, aos meus irmãos, Jorge, Pedro e Luiz Henrique, e ao meu noivo, Jaime. Vocês são meu alicerce e minha fonte de força e perseverança. Sem vocês nenhuma conquista valeria a pena.

Agradecimentos

Agradeço a Deus, por tudo que tenho e sou, por todas as oportunidades me dadas durante a vida, e por me cercar de pessoas iluminadas.

Aos meus pais, Renalda Almeida e César Almeida, por desempenharem seus papéis com tanto amor e dedicação, proporcionando, mesmo diante das dificuldades, todas as condições necessárias para que eu pudesse alcançar meus sonhos e objetivos.

Ao meu noivo, Jaime Matias, por estar sempre ao meu lado, me apoiando e me ajudando nos momentos mais difíceis durante esta caminhada.

Aos meus orientadores, Profs. Antonio Marcus Nogueira Lima e Saulo Oliveira Dornellas Luiz, pelos ensinamentos, conselhos, incentivo, paciência e confiança.

Aos amigos conquistados durante o mestrado, em especial a Simões Soares de Toledo e Tony Carlos Moura Cavalcanti, pela disponibilidade, empenho e apoio para a realização desse trabalho.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica (PPgEE - COPELE) da UFCG, pelo suporte administrativo durante o período do mestrado.

À CAPES pelo suporte financeiro que possibilitou o desenvolvimento deste trabalho.

Enfim a todos aqueles que participaram dessa trajetória, colaborando para concretização desta etapa em minha vida. Serei sempre grata.

Resumo

O presente trabalho teve como objetivo caracterizar e modelar um atuador termomecânico baseado em fio de nylon monofilamento. Para tanto, foi desenvolvida uma plataforma para submeter o fio de nylon a um processo de formação de mola induzida por torção, que fornece ao fio a característica de atuador capaz de gerar um deslocamento linear quando submetido a uma diferença de temperatura. O modelo do atuador foi dividido em duas dinâmicas, a primeira é um modelo termoelétrico, cuja entrada é corrente elétrica e a saída é a diferença de temperatura; e a segunda é um modelo termomecânico, cuja entrada é a diferença de temperatura e a saída é o deslocamento. Para acionar o atuador por aquecimento resistivo e coletar os dados de corrente elétrica, temperatura, força e deslocamento, foi projetada e construída uma plataforma experimental utilizando as metodologias *Model Based Design*, geração automática de código e Modelo V para o desenvolvimento do *hardware* e *software*. A plataforma foi validada por meio de um teste isométrico e um teste isobárico, que demonstraram que um atuador de 120 mm de comprimento e 3 mm de diâmetro é capaz de levantar uma carga de 150 g, contrair até 15,2 mm (12,7 %), e gerar uma força de até 2,36 N, quando submetido a um temperatura de 156,4 °C em resposta a um sinal de entrada de corrente elétrica de valor médio de 6,6 A controlada por *PWM* que percorreu um fio de cobre esmaltado de 0,8 mm envolto no atuador. Para estimar os parâmetros dos modelos, foram utilizados o método dos mínimos quadrados e o dos mínimos quadrados recursivos com dados obtidos de um experimento isobárico com sinal de entrada com forma de onda PRBS. Para validação dos modelos, as saídas de temperatura e de deslocamento foram calculadas utilizando os parâmetros estimados e os dados de corrente elétrica obtidos de experimentos isobáricos com sinais de entrada com forma de onda quadrada, triangular e senoidais, e comparadas com os sinais de temperatura e de deslocamento medidos. Todos os erros médios quadráticos calculados tiveram amplitude inferior a 3% em relação a amplitude máxima dos sinais medidos, validando assim os modelos. Foram calculadas as autorrelações entre os resíduos, que validaram o modelo termomecânico, mas não validaram o termoelétrico, indicando que existem dinâmicas não contempladas no modelo.

Palavras chave: atuador de nylon, caracterização, modelagem experimental.

Abstract

The present work had as objective to characterizing and modeling a thermomechanical actuator based on monofilament nylon wire. A platform has been developed for subjecting the nylon wire to a torsion-induced spring forming process, which provides the wire with the characteristic of an actuator capable of generating a linear displacement when subjected to a temperature difference. The actuator model was divided into two dynamics, the first is a thermoelectric model, whose input is electric current and the output is the temperature difference; and the second is a thermomechanical model, whose input is the temperature difference and the output is the displacement. In order to drive the actuator by Joule heating and to collect data of electric current, temperature, force and displacement, an experimental platform was designed and developed using the Model Based Design, automatic code generation, and the V Model methodologies for the hardware and software development. The isometric and isotonic tests for validating the platform demonstrated a capacity of a 120 mm in length and 1 mm diameter actuator perform work and lift a load of 150 g, contracting up to 15.2 mm (12.67 %), and to generate a force of up to 2.36 N, when submitted to a temperature of 156.4 °C in response to an input signal of electric current of average value of 6.6 A controlled by PWM that flowed through a 0.8 mm diameter copper wire wrapped on the actuator. To estimate the parameters of the models, we used the least squares method and the recursive least squares with data obtained from an isometric experiment with input signal with PRBS waveform. The models were validated with data obtained from isometric experiments with square, triangular and sinusoidal waveform input signals. All root mean square errors calculated had amplitude less than 3 % in relation to the maximum amplitude of the measured signals, thus validating the models. The thermomechanical model was validated by the residual autocorrelation criterion. The thermoelectric model was not validated by this criterion, indicating that there are dynamics not considered in the proposed model.

Keywords: nylon actuator, characterization, experimental modeling.

Sumário

| | | |
|----------|---|-----------|
| 1 | Introdução | 1 |
| 1.1 | Objetivo geral | 4 |
| 1.2 | Objetivos específicos | 4 |
| 1.3 | Organização do texto | 5 |
| 2 | Revisão bibliográfica | 6 |
| 2.1 | Fibras precursoras | 6 |
| 2.2 | Aquecimento por água | 9 |
| 2.3 | Aquecimento por ar | 10 |
| 2.4 | Aquecimento por efeito joule | 11 |
| 2.5 | Aplicações | 15 |
| 2.5.1 | Robótica | 15 |
| 2.5.2 | Colheita de Energia Elétrica | 20 |
| 2.5.3 | Estabilização de Plataformas Flutuantes de Turbinas Eólicas | 21 |
| 2.5.4 | Auto-cura em compósitos poliméricos | 22 |
| 2.6 | Considerações finais | 23 |
| 3 | Fundamentação teórica | 24 |
| 3.1 | Processo de Fabricação do Atuador | 24 |
| 3.1.1 | Enrolamento Induzido por Torção | 24 |
| 3.1.2 | Enrolamento em Mandril | 26 |
| 3.2 | Mecanismo de Atuação Termodinâmica | 27 |
| 3.3 | Comportamento dos atuadores | 30 |
| 3.4 | Considerações finais | 38 |

| | | |
|----------|---|-----------|
| 4 | Dinâmicas do atuador e plataformas experimentais | 39 |
| 4.1 | Modelo termoelétrico | 39 |
| 4.2 | Modelo termomecânico | 41 |
| 4.3 | Plataforma de manufatura | 43 |
| 4.3.1 | Manufatura do atuador | 44 |
| 4.3.2 | Tratamento e treinamento térmicos | 45 |
| 4.4 | Plataforma de caracterização | 46 |
| 4.4.1 | Metodologia do projeto | 47 |
| 4.4.2 | Especificações de alto nível | 47 |
| 4.4.3 | Requisitos do sistema | 48 |
| 4.4.4 | Projeto das unidades e dos subsistemas de <i>hardware</i> | 48 |
| 4.4.5 | Testes das unidades e dos subsistemas de <i>hardware</i> | 53 |
| 4.4.6 | Projeto dos subsistemas de <i>software</i> | 54 |
| 4.4.7 | Teste dos subsistemas de <i>software</i> | 61 |
| 4.4.8 | Integração entre <i>hardware-software</i> | 61 |
| 4.4.9 | Estrutura física da plataforma | 61 |
| 4.4.10 | Teste de aceitação do sistema | 63 |
| 4.4.11 | Curvas características do atuador | 65 |
| 4.5 | Considerações finais | 68 |
| 5 | Estimação e validação dos modelos do atuador | 69 |
| 5.1 | Metodologia | 69 |
| 5.1.1 | Coleta dos dados experimentais | 70 |
| 5.1.2 | Estrutura dos modelos | 71 |
| 5.1.3 | Estimação dos parâmetros | 72 |
| 5.1.4 | Validação dos modelos | 74 |
| 5.2 | Resultados | 75 |
| 5.2.1 | Dados experimentais | 75 |
| 5.2.2 | Modelo termoelétrico | 85 |
| 5.2.3 | Modelo termomecânico | 97 |
| 5.3 | Considerações finais | 110 |

| | |
|---|------------|
| 6 Conclusão | 111 |
| 6.0.1 Perspectivas de trabalhos futuros | 113 |
| Referências bibliográficas | 114 |

Lista de símbolos e abreviaturas

| | | |
|---------------|--|----|
| α | Coeficiente de temperatura, $^{\circ}\text{C}^{-1}$ | 41 |
| \ddot{x} | Aceleração, m/s^2 | 35 |
| ΔT | Diferença da temperatura em relação à temperatura ambiente, $^{\circ}\text{C}$ | 41 |
| \dot{T} | Derivada da temperatura, $^{\circ}\text{C}/s$ | 41 |
| \dot{x} | Velocidade, m/s | 37 |
| ϵ | Resíduos | 74 |
| \hat{i} | Corrente elétrica estimada, A | 56 |
| \hat{m} | Massa estimada, kg | 57 |
| \hat{T} | Temperatura estimada, $^{\circ}\text{C}$ | 59 |
| \hat{x} | Deslocamento estimado, mm | 58 |
| ε | Raiz do erro médio quadrático | 56 |
| a | Altura do atuador, m | 97 |
| A_s | Área da superfície de um cilindro, m^2 | 97 |
| A_s | Área da superfície de um sólido, m^2 | 96 |
| b | Constante de atrito viscoso, $N/m.s$ | 43 |
| Bi | Número de Biot | 96 |
| C | Capacidade térmica, $J/^{\circ}\text{C}$ | 41 |
| e | Erro relativo, % | 56 |
| F | Força resultante que atua no sistema, N | 43 |

| | | |
|------------|---|----|
| F_D | Força de amortecimento, N | 35 |
| F_K | Força elástica, N | 35 |
| F_L | Força peso, N | 35 |
| F_T | Força gerada devido ao aquecimento, N | 35 |
| G | Condutividade térmica absoluta, $W/^\circ C$ | 41 |
| h | Coefficiente de transferência térmica, W/m^2K | 96 |
| i | Corrente elétrica, A | 41 |
| k | Constante elástica, N/m | 43 |
| k_{ct} | Condutividade térmica do nylon, W/mK | 96 |
| L_c | Comprimento característico, m | 96 |
| m | Massa, kg | 35 |
| p | Constante térmica, $N/^\circ C$ | 42 |
| R | Resistência elétrica, Ω | 41 |
| r | Raio do atuador, m | 97 |
| R_0 | Resistência de um fio na temperatura ambiente, Ω | 41 |
| R_{ACF} | Autocorrelação dos resíduos | 75 |
| R_{cond} | Resistência térmica de condução, K/W | 96 |
| R_{conv} | Resistência térmica de convecção, K/W | 96 |
| T | Temperatura de aquecimento, $^\circ C$ | 37 |
| T_a | Temperatura ambiente, $^\circ C$ | 41 |
| v | Tensão elétrica, V | 55 |
| x | Deslocamento, m | 35 |
| x_0 | Posição do atuador sem carga, m | 35 |
| x_1 | Posição do atuador com carga em equilíbrio, m | 35 |
| x_2 | Posição do atuador com carga e contraído, m | 35 |

Lista de Tabelas

| | | |
|-----|---|-----|
| 4.1 | Cálculo dos erros relativo e RMS do ajuste da curva característica do resistor <i>shunt</i> | 56 |
| 4.2 | Cálculo dos erros relativo e RMS do ajuste da curva característica da célula de carga. | 57 |
| 4.3 | Cálculo dos erros relativo e RMS do ajuste da curva característica do LVDT. | 59 |
| 5.1 | Resumo dos experimentos realizados para diferentes sinais de entrada. | 85 |
| 5.2 | Parâmetros estimados do modelo termoelétrico. | 88 |
| 5.3 | Resultados das validações para o modelo termoelétrico. | 95 |
| 5.4 | Parâmetros para o cálculo do número de Biot. | 97 |
| 5.5 | Parâmetros estimados do modelo termomecânico. | 101 |
| 5.6 | Resultados das validações para o modelo termomecânico. | 107 |

Lista de Figuras

| | | |
|------|---|----|
| 2.1 | Ilustração do mecanismo de atuação por expansão térmica radial e contração axial da fibra. | 7 |
| 2.2 | Análise termomecânica de contração das fibras estudadas por Haines <i>et al.</i> [10] | 7 |
| 2.3 | a) Nylon monofilamento b) Nylon multifilamento. | 8 |
| 2.4 | Comparação da capacidade de carga de atuadores de nylon mono e multifilamento, quando aquecidos a uma mesma temperatura. | 9 |
| 2.5 | Protótipo da mão robótica desenvolvida por Wu <i>et al.</i> [26]. | 10 |
| 2.6 | Plataforma experimental desenvolvida por Moretti <i>et al.</i> [22] e Cherubini <i>et al.</i> [2] para aquecimento por convecção de calor. | 11 |
| 2.7 | Fotografia de um atuador de nylon pintado de prata. | 12 |
| 2.8 | Esquema da fabricação de um atuador térmico de flexão: a) feixe de nylon formado pela prensagem de uma fibra de nylon e adição do elemento de aquecimento por efeito Joule às superfícies superior e inferior: b) tinta de prata c) fio de Nicromo em zigzag duplo. | 12 |
| 2.9 | Fio de liga de Ni-Cr (nicromo) envolto no atuador de nylon monofilamento. | 13 |
| 2.10 | Montagem para aquecimento por efeito Joule por meio de um fio de cobre esmaltado. | 13 |
| 2.11 | Plataforma experimental desenvolvida por Yip e Niemeyer [11]. | 14 |
| 2.12 | Esquemático da plataforma experimental desenvolvida por Cho <i>et al.</i> [18]. | 15 |
| 2.13 | Arranjo do músculo penado artificial com atuadores de nylon. | 16 |
| 2.14 | a) Prótese baseada em atuadores de nylon desenvolvida por Arjun <i>et al.</i> [34] e b) protése segurando diversos objetos. | 17 |
| 2.15 | Equipamento desenvolvido por Cho <i>et al.</i> [13] para fabricação do atuador. | 17 |

| | | |
|------|--|----|
| 2.16 | Demonstração de um dedo biomimético robótico: 1) movimento de flexão e 2) movimento de extensão. 3) segurando diversos objetos: um tubo de cosmético, uma caneta, um perfil de alumínio e um <i>pen-drive</i> , respectivamente. | 18 |
| 2.17 | a) Aparato para realização do experimento e b) órtese desenvolvidos por Sutton <i>et al.</i> [14]. | 18 |
| 2.18 | Protótipo de robô <i>Tensegrity</i> desenvolvido por Wu <i>et al.</i> [35]. | 19 |
| 2.19 | Diagrama esquemático da pele multicamada embutida com sensores e atuadores de nylon. | 20 |
| 2.20 | Teste da junta articulada de Wu <i>et al.</i> [37]: a) Posição inicial (sem atuação), b) Ângulo máximo alcançado em direção ao lado direito c) Ângulo máximo alcançado em direção ao lado esquerdo. | 20 |
| 2.21 | Esquema do experimento realizado para gerar energia elétrica por meio da rotação do eixo de um motor elétrico durante a contração do atuador. | 21 |
| 2.22 | a) Esquemático da turbina eólica flutuante com b) conjunto de feixes de atuadores de nylon. | 22 |
| 2.23 | Esquemático do processo de auto-cura: (i) compósito polimérico reforçado com atuador de nylon e partículas de agente de cura, (ii) rachadura iniciada por carga externa durante a vida útil, (iii) rachadura fechada pelo atuador de nylon ativado termicamente e curado pelo agente de cura e (iv) compósito polimérico reestabelecido. | 23 |
| 3.1 | Processo de fabricação do atuador de nylon. | 25 |
| 3.2 | Atuador de nylon obtido por meio do enrolamento em um mandril. | 27 |
| 3.3 | Esquema da alteração da microestrutura do atuador no processo de torção. | 28 |
| 3.4 | Representação em microescala da mudança do atuador devido à variação da temperatura. | 29 |
| 3.5 | Representação em macroescala da mudança do atuador devido à variação da temperatura. | 30 |
| 3.6 | a) Curva força-deformação do atuador em diferentes temperaturas b) Comportamento histerético força-deformação. | 31 |
| 3.7 | Resposta dinâmica de amortecimento de um atuador de nylon [11]. | 32 |

| | | |
|------|--|----|
| 3.8 | Relação entre força e temperatura do atuador de um nylon para diferentes deslocamentos. | 32 |
| 3.9 | Comportamento força-deslocamento para o atuador de nylon multifilamento. | 33 |
| 3.10 | Comportamento força-temperatura para o atuador de nylon multifilamento [49]. | 33 |
| 3.11 | Comportamento deslocamento-temperatura para o atuador de nylon multifilamento. | 34 |
| 3.12 | Diagrama de forças atuantes na contração do atuador. | 35 |
| 3.13 | Relação entre F_K e o deslocamento. | 36 |
| 3.14 | Relação entre F_T e a temperatura. | 37 |
| 4.1 | Ilustração do atuador de nylon envolto com um fio condutor. | 40 |
| 4.2 | 1) Atuador em seu comprimento original; 2) Atuador conectado a um corpo de massa m e em equilíbrio; 3) Deslocamento x em relação à posição de equilíbrio, e diagrama de corpo livre. | 42 |
| 4.3 | a) Esquemático da plataforma de manufatura do atuador de nylon. b) Fotografia da plataforma. | 44 |
| 4.4 | Carretel da fibra de nylon monofilamento de 0,4 mm utilizada como precursora para manufatura do atuador. | 45 |
| 4.5 | Montagem para aquecimento por efeito Joule por meio de um fio de cobre esmaltado. | 46 |
| 4.6 | Etapas do Projeto em Modelo V. | 47 |
| 4.7 | Diagrama elétrico do circuito de acionamento eletrotérmico. | 49 |
| 4.8 | Diagrama elétrico do circuito de condicionamento do termopar. | 50 |
| 4.9 | Diagrama elétrico do circuito de condicionamento da célula de carga. | 51 |
| 4.10 | Diagrama elétrico do circuito de condicionamento do LVDT. | 52 |
| 4.11 | Diagrama de blocos do subsistema de <i>hardware</i> | 53 |
| 4.12 | Diagrama de Blocos do subsistema de <i>software</i> para o acionamento eletrotérmico. | 54 |
| 4.13 | Diagrama de blocos da primeira etapa dos subsistemas de <i>software</i> para grandezas medidas. | 55 |

| | | |
|------|--|----|
| 4.14 | Dados experimentais e curva característica para o resistor <i>shunt</i> | 55 |
| 4.15 | Dados experimentais e curva característica para a célula de carga. | 57 |
| 4.16 | Dados experimentais e curva característica para o LVDT. | 58 |
| 4.17 | Diagrama de blocos de subsistemas de <i>software</i> para grandezas medidas. . . | 60 |
| 4.18 | Diagrama de Blocos do experimento dinâmico. | 60 |
| 4.19 | Plataforma Experimental. | 62 |
| 4.20 | Fotografia da plataforma. | 62 |
| 4.21 | Respostas ao sinal de corrente PRBS na entrada do sistema. | 64 |
| 4.22 | Dados de temperatura e força para as amplitudes de corrente de 40%, 60%, 80% e 100% do <i>duty cycle</i> | 65 |
| 4.23 | Comportamento força versus temperatura. | 66 |
| 4.24 | Dados de temperatura e deslocamento para as amplitudes de corrente de 40%, 60%, 80% e 100% do <i>duty cycle</i> | 67 |
| 4.25 | Comportamento deslocamento versus temperatura. | 68 |
| 5.1 | Princípio básico para construção de um modelo. | 70 |
| 5.2 | Teste preliminar para projeto dos sinais de entrada. | 76 |
| 5.3 | Respostas ao sinal de corrente PRBS na entrada do sistema. | 78 |
| 5.4 | Respostas ao sinal de corrente quadrado na entrada do sistema. | 79 |
| 5.5 | Respostas ao sinal de corrente triangular na entrada do sistema. | 80 |
| 5.6 | Respostas ao sinal de corrente senoidal de 5 mHz na entrada do sistema. . . | 82 |
| 5.7 | Respostas ao sinal de corrente senoidal de 10 mHz na entrada do sistema. . . | 83 |
| 5.8 | Respostas ao sinal de corrente senoidal de 20 mHz na entrada do sistema. . . | 84 |
| 5.9 | Comparação entre a saída estimada e a saída medida do modelo termoeétrico com parâmetros estimados por Mínimos Quadrados. | 87 |
| 5.10 | Validação do modelo termoeétrico para o sinal de forma de onda quadrada de corrente elétrica na entrada do sistema. | 90 |
| 5.11 | Validação do modelo termoeétrico para um sinal de forma de onda triangular de corrente elétrica na entrada do sistema. | 91 |
| 5.12 | Validação do modelo termoeétrico para um sinal senoidal de 5 mHz de cor- rente elétrica na entrada do sistema. | 92 |

| | | |
|------|---|-----|
| 5.13 | Validação do modelo termoelétrico para um sinal senoidal de 10 mHz de corrente elétrica na entrada do sistema. | 93 |
| 5.14 | Validação do modelo termoelétrico para um sinal senoidal de 20 mHz de corrente elétrica na entrada do sistema. | 94 |
| 5.15 | Distribuição de calor em uma parede plana com convecção de superfície em estado estacionário. | 96 |
| 5.16 | Comparação entre a saída estimada e a saída medida do modelo termomecânico com parâmetros estimados por Mínimos Quadrados. | 99 |
| 5.17 | Comparação entre a saída estimada e a saída medida do modelo termomecânico com parâmetros estimados por Mínimos Quadrados Recursivos. | 102 |
| 5.18 | Validação do modelo termomecânico para o sinal quadrado de temperatura na entrada do sistema. | 104 |
| 5.19 | Validação do modelo termomecânico para o sinal triangular de temperatura na entrada do sistema. | 105 |
| 5.20 | Validação do modelo termomecânico para o sinal senoidal de 5 mHz de temperatura na entrada do sistema. | 106 |
| 5.21 | Validação do modelo termomecânico para o sinal senoidal de 10 mHz de temperatura na entrada do sistema. | 108 |
| 5.22 | Validação do modelo termomecânico para o sinal senoidal de 20 mHz de temperatura na entrada do sistema. | 109 |

Capítulo 1

Introdução

Atuadores são dispositivos capazes de mover ou controlar mecanismos ou sistemas, por meio da realização de trabalho mecânico [1]. Na indústria, usualmente são utilizados atuadores hidráulicos, pneumáticos ou elétricos, que exigem dispositivos suplementares para atuação, tais como compressores, válvulas solenoides, motores e sistemas de transmissão.

Na busca por componentes capazes de reduzir custos e otimizar operações, nas últimas quatro décadas vem crescendo o número de pesquisas em materiais multifuncionais para conceber atuadores leves, compactos e de baixo custo. Estes materiais estão sendo investigados em uma variedade de aplicações, incluindo a robótica, próteses médicas, tecidos inteligentes, sistemas micro eletromecânicos, indústria de processo e captação de energia [2]. Tais materiais são sensíveis a estímulos externos, tais como temperatura, corrente, tensão, luz, umidade e campos elétricos ou magnéticos, e respondem a tais estímulos variando suas propriedades, sua estrutura ou suas funções [3]. Algumas das tecnologias mais utilizadas em diversas aplicações especializadas são os atuadores baseados em Ligas com Memória de Forma [4], Polímeros Memória de Forma [5], Polímeros Condutores [6] e Atuadores Elastômeros Dielétricos [7]. Esses atuadores são de interesse prático, mas poucos têm sido comercialmente explorados devido a várias limitações tais como alta histerese, baixa capacidade de trabalho, alto custo, curto ciclo de vida ou necessidade de altas tensões e campos elétricos [8].

Uma outra tecnologia que vem sendo bastante explorada é a construção de atuadores a partir de fios de nanotubos de carbono. Inserindo torção nestes fios, é induzida a formação

de bobinas, e nesta configuração apresentam-se como atuadores capazes de gerar milhões de contrações repetitivas de até 8% de deformação [9]. Em 2014, Haines *et al.* [10] demonstrou que um efeito semelhante pode ser obtido em fibras de nylon ou polietileno, que possuem alta resistência mecânica e baixo custo, utilizadas como linha de pesca ou linha de costura [10]. Estas fibras, que são formadas por cadeias altamente orientadas ao longo do seu comprimento e possuem coeficiente de expansão térmica negativa, podem ser transformadas em um atuador a partir do processo de torção e, conseqüente formação de bobinas.

Segundo análises eletromecânicas realizadas por Haines *et al.* [10], este atuador pode apresentar mais de um milhão de contrações reversíveis de até 34% durante uma atuação periódica de até 1Hz, comutando entre quente e frio, e gerando densidade de potência de até 5,3 kW/kg (maior do que o motor de combustão interna) e de trabalho de até 2,48 kJ/kg. Além disso, apresentam pouca histerese e possuem um comportamento de atuação em função da temperatura menos não linear do que para os fios com memória de forma, por exemplo [10]. Estas propriedades, em conjunto com a simplicidade de fabricação, leveza e baixo custo dos materiais empregados, fazem destes novos atuadores uma tecnologia extremamente promissora que têm sido alvo de grande interesse por parte da comunidade acadêmica, sendo empregados em muitas aplicações robóticas, incluindo mãos robóticas [11], pele de robô [12], dedo robótico [13], órtese de punho robotizada [14] e flexão de músculos [15].

Alguns trabalhos tem sido desenvolvidos também na área de modelagem afim de capturar e prever os comportamentos estático e dinâmico do atuador. Sharafi e Li [16] desenvolveram um modelo fenomenológico baseado nas propriedades físicas micro estruturais dos atuadores. O envolvimento de um grande número de parâmetros de escala molecular, que são difíceis de determinar, dificultam a utilização do modelo fenomenológico proposto para caracterizar o mecanismo de atuação. Diante disto Yang e Li [8] construíram um modelo multi-escala, analisando a resposta de atuação em macro-escala e sua interação com a cadeia molecular, a fim de reproduzir e prever o comportamento de atuação e avaliar qual dos vários parâmetros em cada escala afetam as propriedades termomecânicas dos atuadores de nylon. Yip e Niemeyer [11] [17] estabeleceram um modelo dinâmico, combinando um modelo termomecânico e termoelétrico, baseado em um conhecimento sobre as características do sistema. Cho *et al.* [18] propuseram um modelo não-linear a partir de ajustes das curvas características.

Masuya *et al.* [19] propuseram um modelo não-linear baseado em duas idéias: o balanço de energia e a dependência de temperatura e velocidade em relação ao coeficiente de transferência de calor. Todos estes modelos foram referentes a atuadores de nylon multifilamento, que possuem a vantagem de já serem revestido de prata, facilitando a aplicação de corrente elétrica para gerar o aquecimento por efeito Joule. Para o atuador de nylon monofilamento, foi desenvolvido apenas o modelo de Arakawa *et al.* [20] que realizaram um procedimento de identificação "caixa-preta", considerando tanto a dinâmica termoelétrica como a termomecânica sendo de primeira ordem. Ainda, todos os modelos citados utilizam como variável de entrada uma tensão elétrica constante fornecida por uma fonte de tensão. Porém, como a resistência elétrica varia com a temperatura, é interessante medir a corrente elétrica e utilizar esta variável como entrada do sistema.

Diante deste contexto, pode-se afirmar que as pesquisas neste tema, principalmente no que diz respeito ao nylon monofilamento, está em fase incipiente de desenvolvimento. Pouco se conhece sobre o comportamento destes atuadores em função de grandezas elétricas. Para que de fato se torne uma tecnologia viável e de real aplicabilidade, são necessários mais esforços de investigação científica na área de modelagem.

Portanto, a proposta desta dissertação é: *(i)* estudar o comportamento do atuador de nylon monofilamento, a partir da obtenção de curvas características de respostas eletrotermomecânicas sob carga constante, acionado por meio de aquecimento por efeito Joule gerado pela passagem de corrente elétrica em um fio condutor de cobre esmaltado envolto no atuador, e *(ii)* aplicar o processo de Identificação de Sistemas, que consiste em determinar um modelo matemático, baseado nos dados coletados experimentalmente, que represente os aspectos essenciais do sistema, caracterizado pela manipulação dos sinais de entrada e saída [21]. Neste caso, foram modeladas duas dinâmicas, a primeira é representada por um modelo termoelétrico, cuja entrada é corrente elétrica e a saída é a diferença de temperatura; e a segunda é representada por um modelo termomecânico, cuja entrada é a diferença de temperatura e a saída é o deslocamento do atuador acionado por efeito Joule.

Para tanto foram construídas uma plataforma de manufatura do atuador e uma plataforma experimental para realização dos experimentos e obtenção dos dados para determinar os parâmetros do modelo. O projeto da plataforma experimental foi baseado nas metodologias *Model Based Design*, geração automática de código e Modelo V para o desenvolvimento

do *hardware* e *software*. Estas metodologias foram escolhidas por imporem que sejam realizados testes de verificação e validação em todas as etapas do projeto, diminuindo os riscos de falhas e garantindo corretude. Além disto, visando uma posterior fase de modelagem e controle, o *software* foi desenvolvido por meio de diagramas de blocos em ambiente de simulação, verificação e geração automática de código para *hardware*. Algumas plataformas foram apresentadas na literatura com diferentes características e finalidades. A desenvolvida neste trabalho reúne funcionalidades importantes para estudo do comportamento dinâmico de atuadores de nylon. Uma delas é o controle e medição da corrente elétrica da entrada por um circuito acionador por PWM, em contrapartida aos trabalhos de [11], [14] e [20] que utilizam a tensão elétrica como entrada do sistema. A outra é a realização de testes isobáricos e isométricos na mesma estrutura, em contrariamente às desenvolvidas por Moretti *et al.* [22] e Cho *et al.* [18].

1.1 Objetivo geral

Neste trabalho tem-se como objetivo caracterizar o comportamento e desenvolver um modelo de um atuador linear obtido a partir do enrolamento de fibra de nylon monofilamento torcida quando submetida à carregamentos isobáricos (carga externa constante), acionado por aquecimento gerado por Efeito Joule.

1.2 Objetivos específicos

- Construir uma plataforma para manufatura do atuador;
- Construir uma plataforma experimental, cuja finalidade é obter dados para caracterização do atuador e identificação de parâmetros dos modelos.
- Obter curvas características do comportamento da força em relação a temperatura e do comportamento do deslocamento em função da temperatura.
- Propor uma estrutura de modelo a partir de um modelo matemático, baseado nos princípios físicos conhecidos.

- Estimar os parâmetros e validar o modelo a partir dos dados obtidos experimentalmente.

1.3 Organização do texto

Este texto está organizado da seguinte forma: no Capítulo 2 será realizada uma revisão da literatura sobre caracterizações, modelagens, controle e aplicações já desenvolvidas outros por grupos de pesquisas. No Capítulo 3 serão apresentados os métodos de fabricação do atuador de nylon e os princípios físicos que fornecem a estas fibras a função de atuador. No Capítulo 4 será apresentado um modelo analítico, baseado no conhecimento prévio de algumas características físicas, a plataforma de manufatura, e o desenvolvimento da plataforma experimental, cujo projeto foi baseado no modelo analítico. Por fim, no Capítulo 5 será apresentada a metodologia e os resultados da etapa de identificação do sistema.

Capítulo 2

Revisão bibliográfica

A partir do avanço alcançado por Haines *et al.* [10], identificando uma nova classe de atuadores com notável potencial de inovação, uma série de experimentos, caracterizações e algumas modelagens e estratégias de controle foram realizadas por pesquisadores de diversas instituições. Algumas aplicações na robótica, medicina, armazenamento de energia e auto-cura em polímeros já foram investigadas. Neste capítulo, o objetivo é apresentar uma visão geral do estado da arte neste campo de pesquisa.

2.1 Fibras precursoras

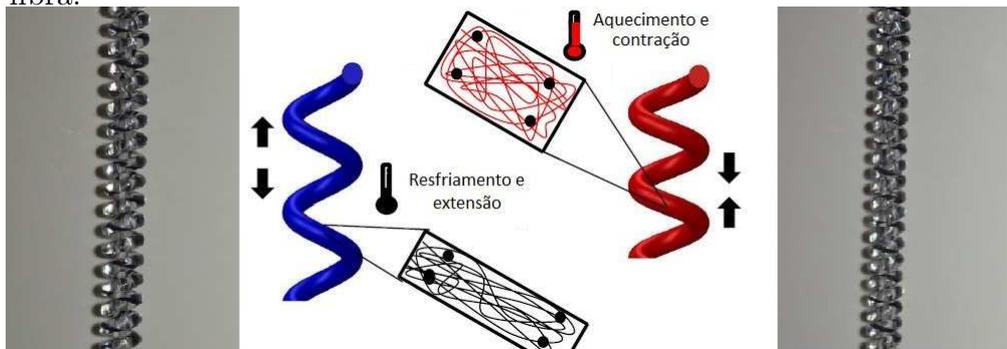
Haines *et al.* [10] investigaram as propriedades de fibras poliméricas de nylon 6, nylon 6.6, polietileno, kevlar, fluoreto de polivinilideno (PVDF) e poliéster como precursoras para fabricação de um atuador. Estas fibras são comumente utilizadas para aplicações que exigem alta resistência mecânica, tais como linhas de pesca e linhas de costura.

A fundamentação para a investigação de Haines *et al.* [10] veio do trabalho desenvolvido por Choy *et al.* [23], no qual foi verificado que estas fibras poliméricas são altamente orientadas, anisotópicas e possuem expansão térmica negativa. Estas propriedades proporcionam, durante o aquecimento, uma expansão térmica na direção radial da fibra e uma contração térmica na direção axial da fibra.

Inicialmente Haines *et al.* [10] constataram uma capacidade de atuação destas fibras quando submetidas a um processo de torção e posterior aquecimento. Quando as fibras

torcidas são aquecidas, elas se destorcem, produzindo atuação torcional. Em seguida, constataram que se estas mesmas fibras forem enroladas em filamentos helicoidais semelhantes a molas, o aquecimento induz a contração linear ao longo do eixo da hélice, conforme apresentado na Figura 2.1. O processo de fabricação destes atuadores será explicado na Seção 3.1 e o mecanismo de atuação na Seção 3.2.

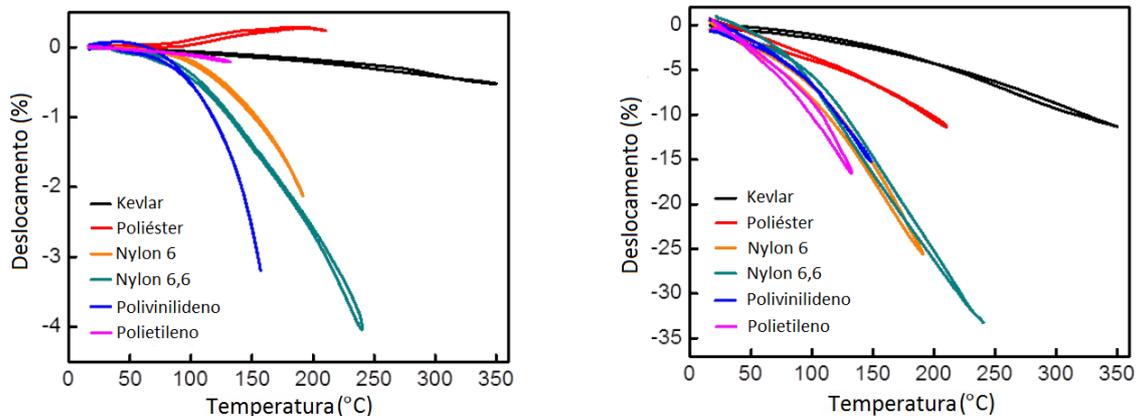
Figura 2.1: Ilustração do mecanismo de atuação por expansão térmica radial e contração axial da fibra.



Fonte: Adaptado de Kianzad [24] e Madden [25].

Na Figura 2.2 são apresentadas as análises termomecânicas apresentadas por Haines *et al.* [10]: a) fibras não torcidas, e b) fibras torcidas e enroladas em forma de mola; realizadas em ciclos reversíveis a partir da temperatura ambiente até a temperatura de atuação máxima, confirmando a capacidade de atuação destas fibras.

Figura 2.2: Análise termomecânica de contração das fibras estudadas por Haines *et al.* [10]



(a) Fibras não torcidas.

(b) Fibras torcidas e enroladas em forma de mola.

Fonte: Haines *et al.* [10].

Observando a Figura 2.2, pode-se perceber que as fibras que possuem maior capacidade de contração térmica reversível são o nylon 6 e o nylon 6.6 que alcançaram aproximadamente 27% e 34% de contração, respectivamente [10]. Por esta razão, neste trabalho, foi decidido estudar o comportamento e modelar um atuador baseado em fios de nylon.

Os nylon 6 e nylon 6.6 podem ser encontrados na forma de mono ou multifilamento, conforme apresentado na Figura 2.3. A fibra multifilamento foi a mais explorada nas pesquisas que utilizam o efeito Joule como forma de aquecimento, provavelmente pela vantagem de serem comercializadas com um revestimento de prata condutor, que é adequado para atuação eletrotérmica.

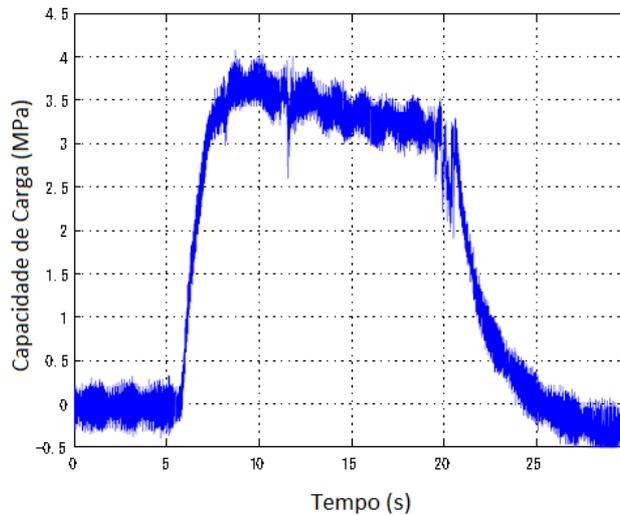
Figura 2.3: a) Nylon monofilamento b) Nylon multifilamento.



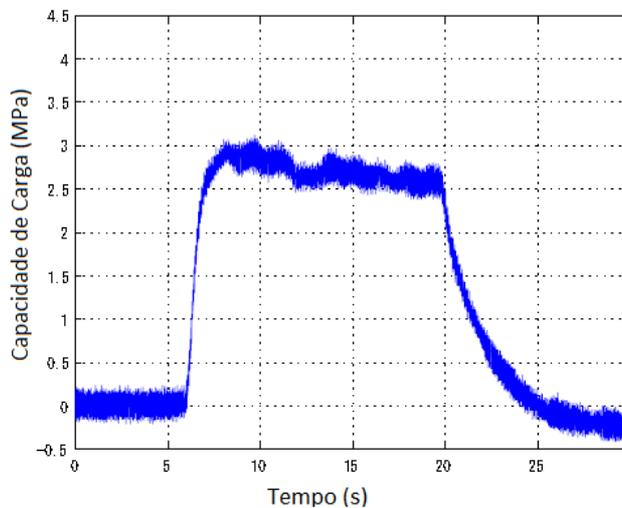
Fonte: Haines *et al.* [10] e Yip e Niemeyer [11].

Em contrapartida, Arakawa *et al.* [20] realizou um experimento que constatou que a fibra monofilamento apresenta maior capacidade de carga. O experimento consistiu em aquecer com um soprador térmico os atuadores de nylon monofilamento e multifilamento a uma mesma temperatura e utilizar uma célula de carga para medir a capacidade de carga de cada um. A resposta obtida está apresentada na Figura 2.4. Por esta razão e por terem sido menos exploradas no que diz respeito à modelagem e aquecimento por efeito Joule, neste trabalho foi estudada a fibra de nylon monofilamento.

Figura 2.4: Comparação da capacidade de carga de atuadores de nylon mono e multifilamento, quando aquecidos a uma mesma temperatura.



(a) Nylon monofilamento.

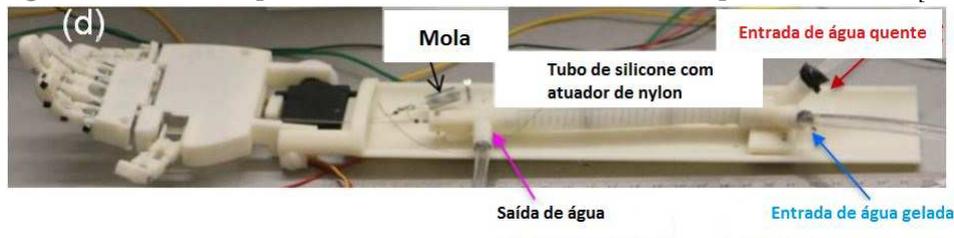


(b) Nylon multifilamento.

Fonte: Adaptado de Arakawa *et al.* [20].

2.2 Aquecimento por água

Wu *et al.* [26], desenvolveram um projeto baseado na circulação de água quente ou fria para acionar os atuadores e obter movimentos de dedos, conforme apresentado na Figura 2.5. O atuador é colocado dentro de um tubo de silicone que proporciona um compartimento estanque e expansível que permite o movimento de contração e expansão.

Figura 2.5: Protótipo da mão robótica desenvolvida por Wu *et al.* [26].

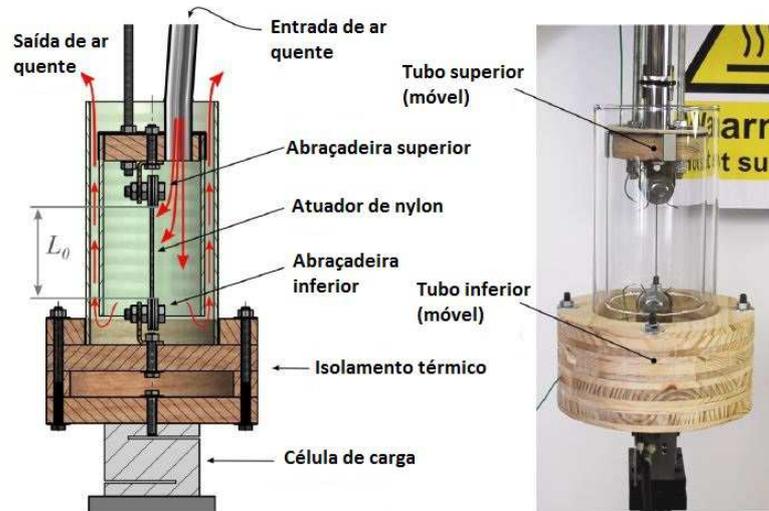
Fonte: Adaptado de Wu *et al.* [26].

Em um trabalho posterior, Wu *et al.* [27] aprimoraram esta mão robótica utilizando um atuador de nylon multifilamento acionado por efeito Joule, e caracterizaram a dinâmica de deslocamento do atuador por meio de um experimento isobárico e a dinâmica da força por um experimento isométrico.

2.3 Aquecimento por ar

Cherubini *et al.* [2] e Moretti *et al.* [22] acionaram o atuador por meio do aquecimento por convecção de calor, a partir da plataforma experimental apresentada na Figura 2.6, que é composta por um conjunto superior e um inferior nos quais as extremidades do atuador são conectadas. O conjunto superior é fixo, enquanto o inferior pode deslizar linearmente ao longo da direção vertical. Dois cilindros de vidro coaxiais estão dispostos para formar um duto de ar aberto por meio do qual circula o ar quente. O fluxo de ar quente entra na parte superior e segue um caminho tal que todo o comprimento do atuador seja atingido. Esta plataforma foi desenvolvida para realizar experimentos isotérmicos, nos quais a temperatura é mantida constante, o atuador é ciclicamente esticado e são medidos posição e força; e experimentos isométricos, nos quais o atuador é mantido em uma deformação constante, a temperatura é alterada e são medidos temperatura e força. O movimento foi fornecido por um motor linear, a posição foi medida por um *encoder*, a temperatura foi medida por dois termopares e a força por uma célula de carga.

Figura 2.6: Plataforma experimental desenvolvida por Moretti *et al.* [22] e Cherubini *et al.* [2] para aquecimento por convecção de calor.

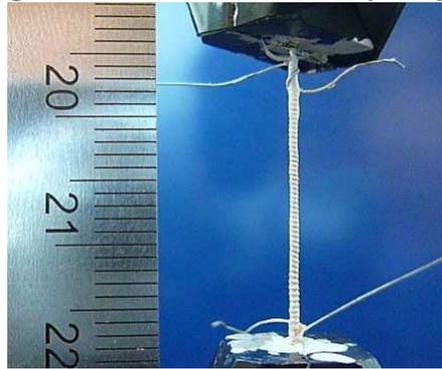


Fonte: Adaptado de Cherubini *et al.* [2].

2.4 Aquecimento por efeito joule

Um método conveniente para ativar a contração do atuador de nylon monofilamento é o aquecimento por efeito Joule por passagem de corrente elétrica através de um revestimento condutor na superfície do atuador. As primeiras soluções sugeridas foram utilizar como elemento condutor fibras revestidas de prata ou folhas de nanotubo de carbono altamente resistentes [10]. Como alternativa, Mirvakili *et al.* [28] sugeriram a aplicação de uma tinta de prata condutora, considerando ser um método de revestimento simples e facilmente acessível que pode ser aplicado a qualquer filamento de polímero. Mirvakili *et al.* [28] mostraram que apesar de alcançar 10% de contração, o uso eficaz desta técnica depende de revestimento uniforme para evitar gradientes de temperatura. Uma fotografia de um atuador de nylon revestido de tinta de prata está apresentada na Figura 2.7.

Figura 2.7: Fotografia de um atuador de nylon pintado de prata.

Fonte: Mirvakili *et al.* [28].

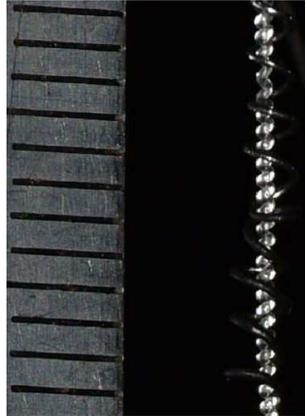
Posteriormente, a tinta de prata condutora como revestimento para atuadores de nylon monofilamento foi utilizada na concepção de um atuador térmico de flexão, construído com o filamento de nylon de seção transversal circular achatado por uma prensa de rolos [29]. Um outro método de aquecimento explorado foi utilizando fio de Nicromo. Na Figura 2.8 está ilustrado o processo de fabricação do atuador térmico de flexão.

Figura 2.8: Esquema da fabricação de um atuador térmico de flexão: a) feixe de nylon formado pela prensagem de uma fibra de nylon e adição do elemento de aquecimento por efeito Joule às superfícies superior e inferior: b) tinta de prata c) fio de Nicromo em ziguezague duplo.

Fonte: Mirvakili *et al.* [29].

Arakawa *et al.* [20] ativaram o atuador de nylon monofilamento por meio do aquecimento por efeito Joule gerado pela passagem de corrente em um fio de liga de Ni-Cr (nicromo) envolto no atuador, conforme apresentado na Figura 2.9.

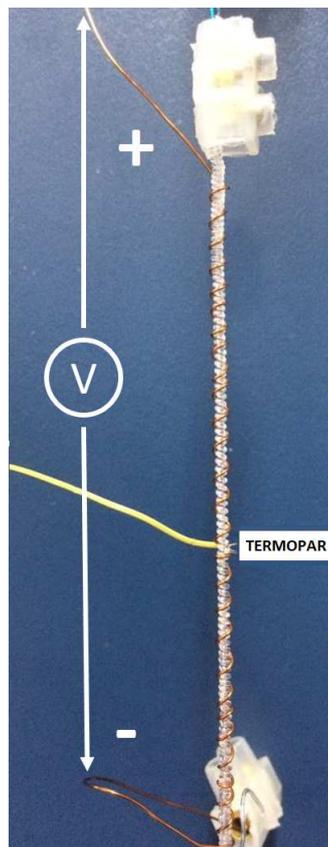
Figura 2.9: Fio de liga de Ni-Cr (nicromo) envolto no atuador de nylon monofilamento.



Fonte: Arakawa *et al.* [20] [28].

Almeida *et al.* [30] utilizaram um fio condutor de cobre esmaltado envolto no atuador nylon monofilamento para aquecê-lo por efeito Joule, conforme apresentado na Figura 2.10.

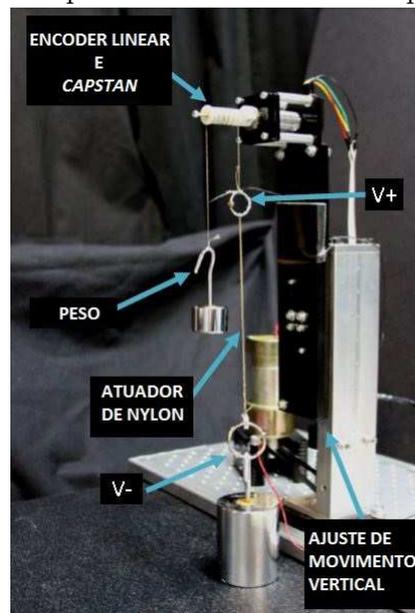
Figura 2.10: Montagem para aquecimento por efeito Joule por meio de um fio de cobre esmaltado.



Fonte: A autoria própria.

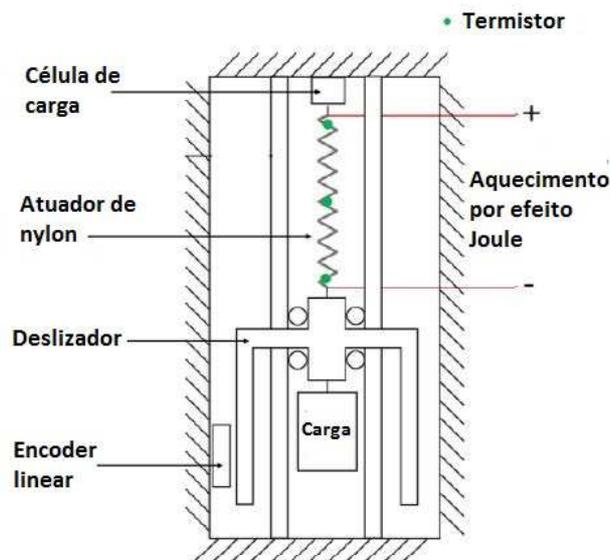
Para o nylon multifilamento o aquecimento por efeito joule é direto, pois este é fornecido comercialmente banhado a prata. Na plataforma de testes de tensão e deformação desenvolvida por Yip e Niemeyer [11], para caracterizações termomecânica e termoelétrica, o atuador de nylon multifilamento é aquecido diretamente pela passagem da corrente elétrica. A plataforma está apresentada na Figura 2.11.

Figura 2.11: Plataforma experimental desenvolvida por Yip e Niemeyer [11].



Fonte: Adaptado de Yip e Niemeyer [11].

Semelhantemente, Cho *et al.* [18] desenvolveu uma plataforma para fabricação, modelagem e controle de um atuador de nylon multifilamento aquecido diretamente pela passagem de corrente elétrica, conforme apresentado na Figura 2.12.

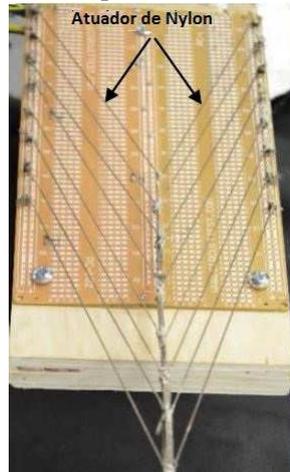
Figura 2.12: Esquemático da plataforma experimental desenvolvida por Cho *et al.* [18].Fonte: Adaptado de Cho *et al.* [18].

2.5 Aplicações

2.5.1 Robótica

Uma vez que os atuadores poliméricos têm características semelhantes a músculos biológicos, muitas pesquisas têm sido realizadas em aplicações como músculo artificial para robôs. Kianzad [24] estudou um novo arranjo biomimético do atuador de nylon que imita o músculo penado humano, conforme a Figura 2.13, com o objetivo de investigar a capacidade de variar a sua rigidez em função da quantidade de atuadores acionados simultaneamente em paralelo, o que pode possibilitar a criação de movimentos mais complexos. Foi mostrado que é possível gerar um aumento quase linear na força em função do número de atuadores ativados [31]. Também foi estudado o comportamento mecânico e a rigidez do atuador em uma ampla faixa de temperatura como um primeiro passo para entender sobre sua operação em baixas temperaturas de atuação, visando aplicações aeroespaciais e automotivas [32].

Figura 2.13: Arranjo do músculo penado artificial com atuadores de nylon.

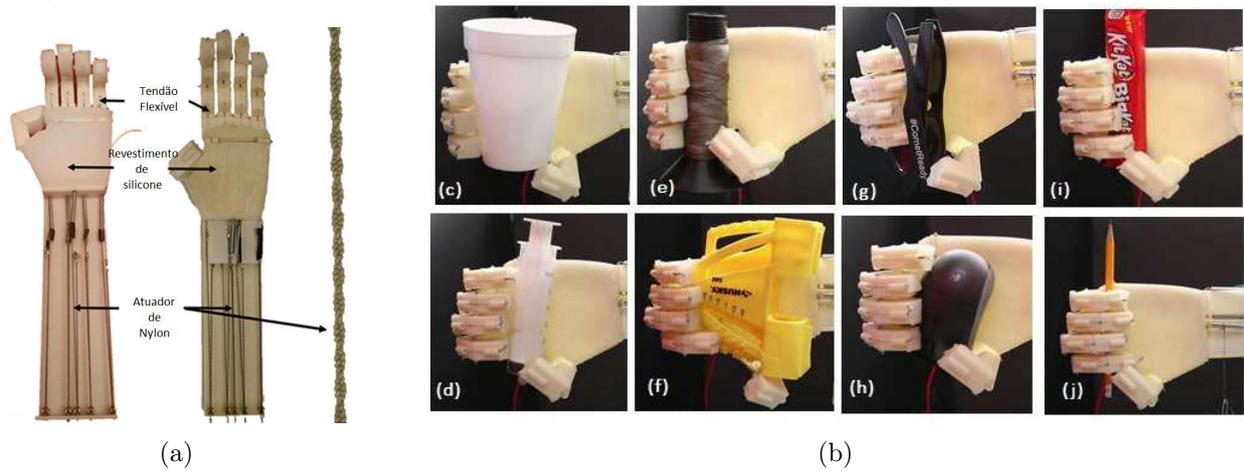


Fonte: Adaptado de Kianzad *et al.* [31].

Como a tecnologia destes atuadores potencialmente fornece soluções acessíveis e viáveis para a construção de dispositivos mecânicos em mãos e braços robóticos, alguns projetos e análises experimentais foram realizados neste sentido.

Posteriormente, o atuador de nylon foi aplicado por Saharan e Tadesse [33] como um mecanismo de travamento na concepção de uma mão robótica biomimética. A função deste mecanismo de bloqueio é possibilitar que a mão seja capaz de manter o objeto em uma determinada posição por um longo período de tempo sem a necessidade de consumo contínuo de energia. Como continuação deste trabalho, Arjun *et al.* [34] desenvolveram uma prótese de mão utilizando atuador nylon. A mão protética foi testada e mostrou-se capaz de segurar uma variedade de formas (esfera, cilindro, cubo e cartão), conforme apresentado na Figura 2.14.

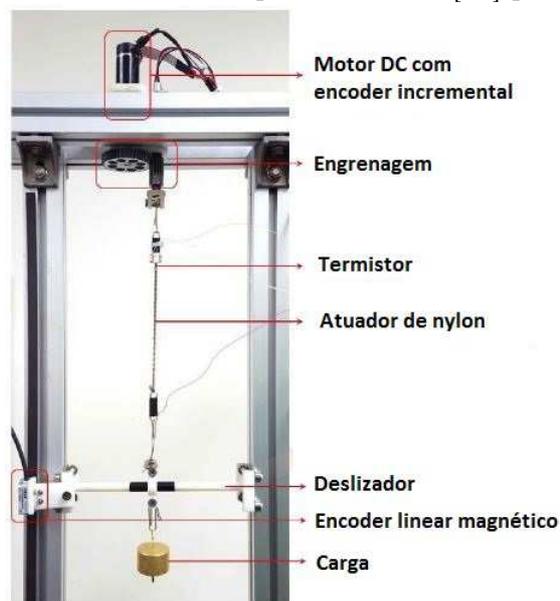
Figura 2.14: a) Prótese baseada em atuadores de nylon desenvolvida por Arjun *et al.* [34] e b) protése segurando diversos objetos.



Fonte: Arjun *et al.* [34].

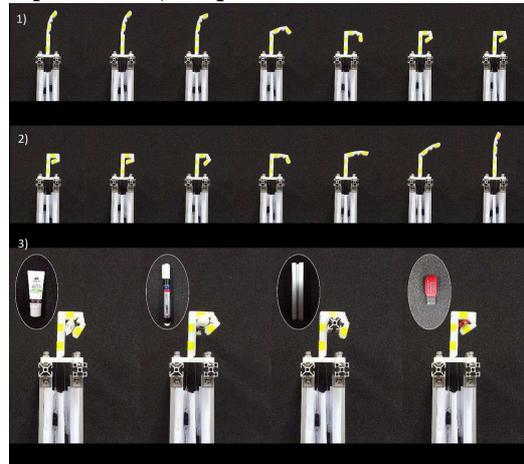
Cho *et al.* [13] utilizaram o equipamento apresentado na Figura 2.15 para construção dos atuadores de nylon com revestimento de prata e avaliação do seu desempenho em diversas configurações. Seleccionada a configuração ótima, que proporcionou a maior deformação, foi desenvolvido um dedo robótico biomimético que realiza flexão e extensão, e é capaz de prender objetos de tamanhos distintos, como apresentado na Figura 2.16.

Figura 2.15: Equipamento desenvolvido por Cho *et al* [13] para fabricação do atuador.



Fonte: Adaptado de Cho *et al.* [13].

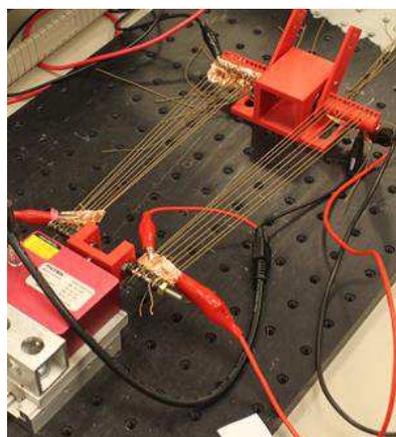
Figura 2.16: Demonstração de um dedo biomimético robótico: 1) movimento de flexão e 2) movimento de extensão. 3) segurando diversos objetos: um tubo de cosmético, uma caneta, um perfil de alumínio e um *pen-drive*, respectivamente.



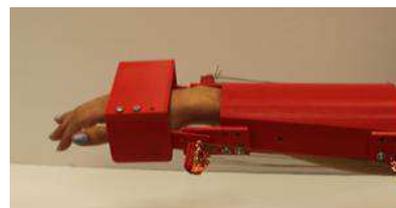
Fonte: Cho *et al.* [13].

Uma outra aplicação foi motivada para conceber uma órtese de punho robotizada, portátil e leve, de modo a oferecer boa ergonomia e ajudar com as tarefas diárias de pacientes vítimas de AVCs. Sutton *et al.* [14] desenvolveram um experimento para controlar a força gerada por um atuador de linha de costura de nylon revestido de prata, quando aquecido por efeito Joule. O aparato para realização do experimento e órtese desenvolvidos estão apresentadas na Figura 2.17.

Figura 2.17: a) Aparato para realização do experimento e b) órtese desenvolvidos por Sutton *et al.* [14].



(a)

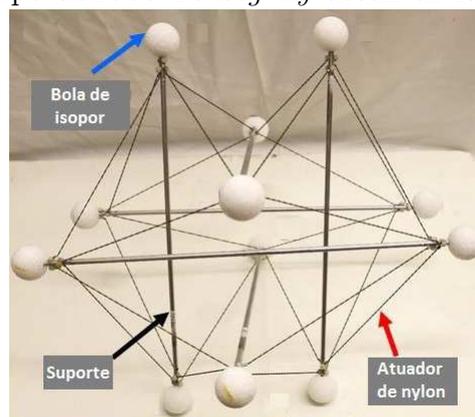


(b)

Fonte: Sutton *et al.* [14].

Wu *et al.* [35] descreveram a concepção experimental de um robô icosaedro auto reconfigurável para locomoção. O robô consiste de uma nova e modular estrutura *Tensegrity*, que pode potencialmente manobrar em ambientes não estruturados transportando uma carga útil, conforme apresentado na Figura 2.18. Atuadores de linha de costura de nylon com revestimento de prata foram utilizados para acionar a estrutura *Tensegrity* a partir do efeito Joule. Foram apresentados resultados experimentais preliminares que mostram o movimento de rolamento da estrutura.

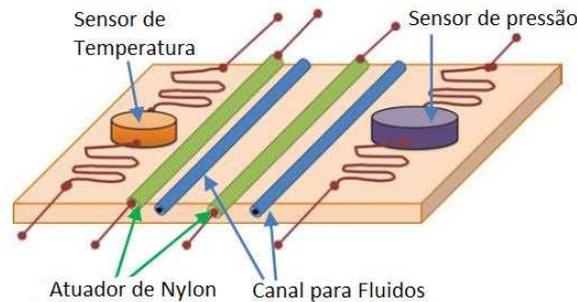
Figura 2.18: Protótipo de robô *Tensegrity* desenvolvido por Wu *et al.* [35].



Fonte: Adaptado de Wu *et al.* [35].

O atuador de nylon também foi utilizado, por Tomar e Tadesse [12], como músculo incorporado em uma pele macia artificial de uma plataforma de expressão facial humanoide. A plataforma facial é conformável e composta por camadas protetoras, camadas de sensores e camadas de atuadores de nylon. Foram criados canais para circulação de fluido quente ou frio para controlar a resposta do atuador. A pele poderá ser utilizada para desenvolver robôs humanoides faciais expressivos ou outros robôs macios. Na Figura 2.19 é apresentado um diagrama esquemático da pele multicamadas.

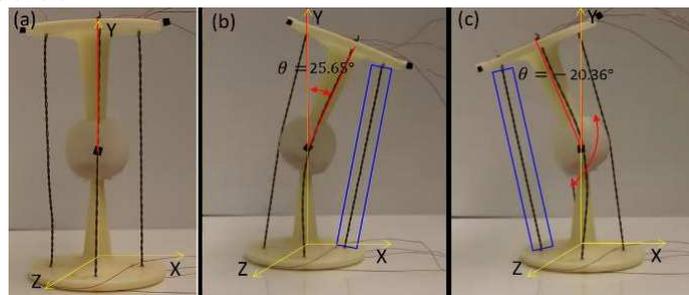
Figura 2.19: Diagrama esquemático da pele multicamada embutida com sensores e atuadores de nylon.



Fonte: Adaptado de Tomar e Tadesse [12].

Wu e *et al.* [36] [37] desenvolveram uma junta articulada impressa em 3D de silicone acionada por atuadores de nylon capaz de gerar atuação multidimensional, apresentada na Figura 2.20. Esta junta foi capaz de obter um deslocamento de 25° no teste de flexão e um ângulo máximo de rotação em torno de $22,5^\circ$.

Figura 2.20: Teste da junta articulada de Wu *et al.* [37]: a) Posição inicial (sem atuação), b) Ângulo máximo alcançado em direção ao lado direito c) Ângulo máximo alcançado em direção ao lado esquerdo.

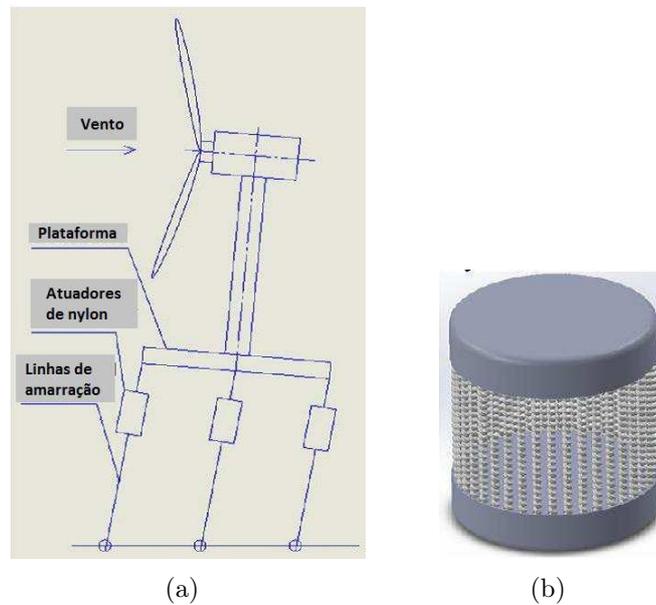


Fonte: Adaptado de Wu e *et al.* [37].

2.5.2 Colheita de Energia Elétrica

Kim *et al.* [38] investigaram a capacidade de atuação torcional do atuador de nylon para converter energia térmica em energia elétrica em um processo conhecido como colheita de energia. Este processo de colheita de energia utiliza a energia térmica residual para gerar um grande acionamento de torção ou tração do atuador que gira o rotor de um gerador elétrico, conforme apresentado na Figura 2.21. A pesquisa mostrou que, embora o desempenho atual é atraente em comparação com dispositivos utilizados anteriormente para a colheita de elétrica energia, a energia de saída é apenas uma pequena fração da torção e tração

Figura 2.22: a) Esquemático da turbina eólica flutuante com b) conjunto de feixes de atuadores de nylon.

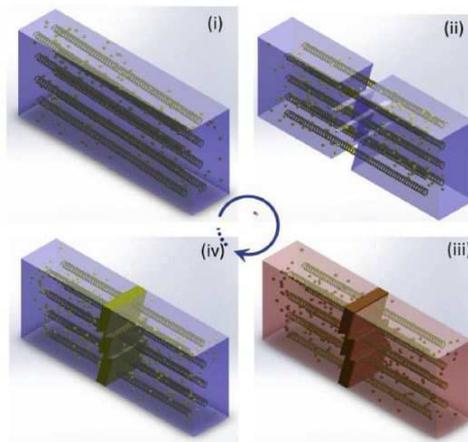


Fonte: Adaptado de Li e Wu [39].

2.5.4 Auto-cura em compósitos poliméricos

Explorando a capacidade dos atuadores poliméricos de nylon de obter uma alta, até 34%, e rápida, até 1Hz, contração mediante aquecimento [10], Zhang e Li [40] introduziram uma nova estratégia para o processo de auto-cura em compósitos epóxi por meio da incorporação destes atuadores para aproximar as superfícies espaciais por meio do movimento de contração, e partículas termoplásticas para atuarem como agente de cura que se fundem para fechar a fenda, como ilustrado na Figura 2.23. Mais tarde, investigaram também o processo de auto-cura em um compósito ionômero reforçado, utilizando os atuadores de nylon e fibra de carbono para servir como condutor elétrico para que a cura da rachadura possa ser desencadeada por aquecimento resistivo [41].

Figura 2.23: Esquemático do processo de auto-cura: (i) compósito polimérico reforçado com atuador de nylon e partículas de agente de cura, (ii) rachadura iniciada por carga externa durante a vida útil, (iii) rachadura fechada pelo atuador de nylon ativado termicamente e curado pelo agente de cura e (iv) compósito polimérico reestabelecido.



Fonte: Zhang e Li [40].

Neste sentido, Zhang e Li [42] ainda desenvolveram uma outra aplicação destes atuadores. Fabricaram um painel sanduíche, que é um material que surgiu com a necessidade de elementos estruturais leves, com elevada rigidez e resistência, com o núcleo composto de atuadores de nylon reforçados com espuma sintética para mitigar os danos induzidos por repetidos impactos e possui a capacidade de auto-cura das rachaduras.

2.6 Considerações finais

Como visto neste capítulo, diversos estudos a respeito de atuadores obtidos a partir de fibras nylon foram realizados por pesquisadores de diversas instituições. Fazendo uma análise comparativa, pode-se perceber que existe uma variedade de combinações que podem ser exploradas utilizando estes atuadores.

Alguns estudos já foram desenvolvidos na área de modelagem, mas apenas um utiliza fibras monofilamento. Por isso, neste trabalho será realizada a caracterização e modelagem de um atuador linear fabricado a partir do processo de enrolamento induzido por torção em uma fibra de nylon monofilamento aquecida por efeito Joule gerado em um fio condutor. Os processos de fabricação e os princípios físicos que fornecem a estas fibras a função de atuador serão detalhados no Capítulo 3.

Capítulo 3

Fundamentação teórica

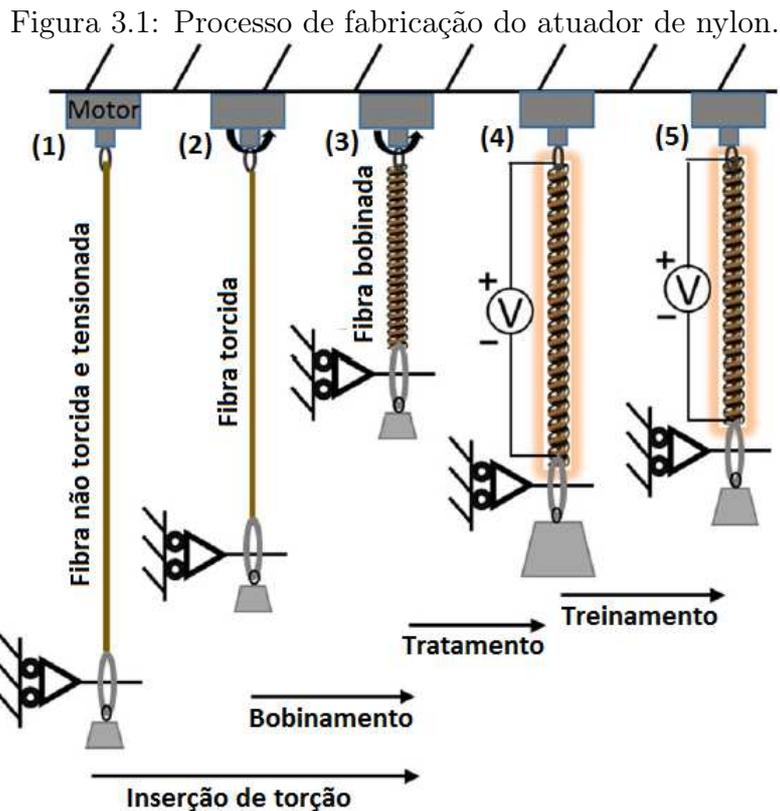
Neste capítulo serão apresentados os métodos de fabricação do atuador de nylon e os princípios físicos que fornecem a estas fibras a função de atuador.

3.1 Processo de Fabricação do Atuador

Para obter um atuador de nylon, a fibra precursora é torcida em torno da sua direção longitudinal. Após esse procedimento de torção, a fibra pode ser disposta em diferentes configurações para obter um atuador de torção ou atuador linear. Especificamente, uma fibra torcida pode ser mantida na sua forma cilíndrica original para obter atuadores de torção ou pode ser enrolada para obter atuadores lineares. Em ambos os casos, é utilizado um tratamento térmico para estabilizar a forma final torcida (e eventualmente enrolada) [2]. Este trabalho está delimitado ao atuador linear que pode ser produzido através de dois procedimentos, que serão explicados a seguir.

3.1.1 Enrolamento Induzido por Torção

Inserindo na fibra precursora (fio de nylon não torcido) uma grande quantidade de torção, acima de 0,43 voltas/mm, a uma rotação de aproximadamente 600rpm [42], naturalmente é induzida a formação de bobinas, deixando o atuador com um formato de mola. Um processo de fácil aplicação é ilustrado na Figura 3.1.



Fonte: Adaptado de Wu *et al.* [27]

A Figura 3.1 pode ser explicada pelas seguintes etapas:

1. A extremidade superior do fio de nylon não torcido é conectada a um motor rotativo e a extremidade inferior a uma massa suspensa que mantém o fio tensionado com força constante.
2. A extremidade inferior é fixada para impedir a rotação em torno do eixo vertical, assim, cada volta do motor adiciona uma volta de torção na fibra. O peso fica livre para deslizar para cima e para baixo. À medida que o motor começa a girar, a fibra é torcida e diminui de comprimento.
3. Quando a torção inserida está acima de uma densidade de torção crítica, começa espontaneamente o processo de auto enrolamento. Este enrolamento ocorre por nucleação da bobina em um ou vários pontos e, em seguida, propaga-se a partir destes pontos para toda a fibra [10]. Ao final desta etapa, o fio assume uma forma totalmente enrolada, como uma mola.

4. Em seguida, um fio condutor é enrolado em volta da mola para que esta seja aquecida por meio do efeito Joule gerado pela corrente que percorre o fio. Então, a mola é exposta ao tratamento térmico para aliviar as tensões geradas durante a inserção da torção. Este processo, que será detalhado na Seção 4.3, fixa a forma, impedindo que a mola desenrole ou perca a sua forma quando o peso é removido [43].
5. Por último é realizado o treinamento térmico, que consiste em aplicar ciclos repetitivos de aquecimento e resfriamento para assegurar uma resposta de atuação térmica reversível e estável com efeitos mínimos de histerese [16].

Vale ressaltar que o valor da carga aplicada é importante, uma vez que cargas insuficientes permitem formação de emaranhados ao invés de bobinas, e a sobrecarga resulta em ruptura da fibra durante a torção. A carga define também o índice de mola da fibra (relação entre o diâmetro médio da bobina e o diâmetro da fibra), que define a capacidade de carga e de contração do atuador [10].

3.1.2 Enrolamento em Mandril

Neste processo, o nylon é convertido em um atuador através da torção da fibra precursora até imediatamente abaixo do ponto em que o enrolamento da fibra iniciaria e, depois, envolvendo a fibra torcida em torno de um mandril para formar uma estrutura em espiral, conforme apresentado na Figura 3.2. Com a fibra ainda enrolada no mandril, o atuador é exposto a um processo de recozimento a uma temperatura acima da temperatura de atuação máxima, mas abaixo do ponto de fusão do nylon, para fixar a forma [26].

Figura 3.2: Atuador de nylon obtido por meio do enrolamento em um mandril.



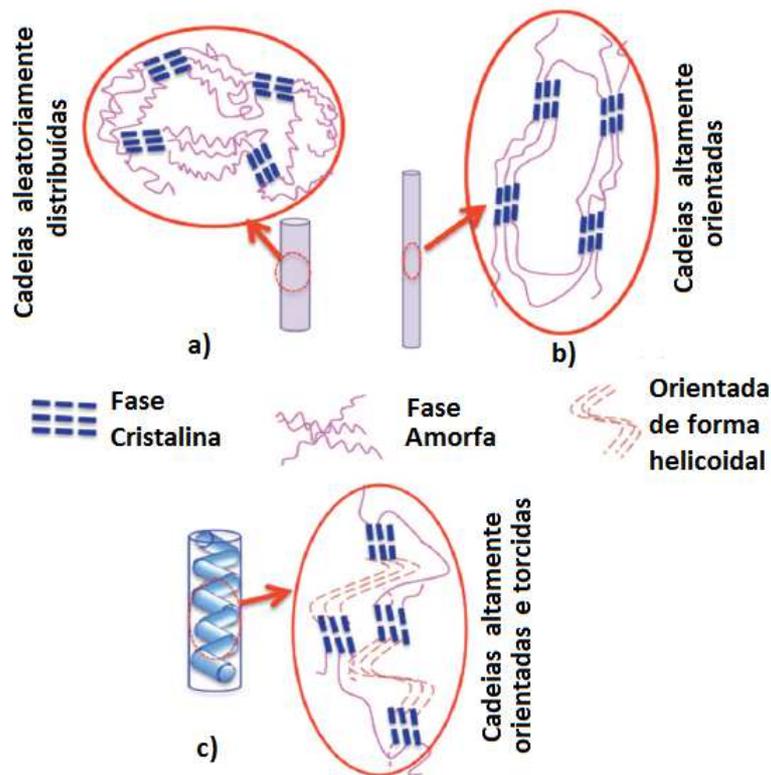
Fonte: Haines *et al.* [10].

Estes métodos resultam em diferentes formas e respostas de carga. Experimentos realizados por Haines *et al.* [10] mostraram que o atuador formado pelo processo de auto enrolamento atinge uma menor contração durante a atuação (até 34%), mas possui maior força de atuação e densidade de energia. Já o atuador torcido e enrolado no mandril atinge uma contração maior (até 49%), mas possui uma capacidade de elevação de carga mais baixa e menor densidade de energia. Neste trabalho o processo de fabricação do atuador foi o de enrolamento induzido por torção, por ser um processo mais simples.

3.2 Mecanismo de Atuação Termodinâmica

A microestrutura da fibra de nylon consiste principalmente em fases amorfas e pequenas pontes cristalinas, como apresentado na Figura 3.3, na qual está representado esquematicamente o processo de torção em micro-escala [16].

Figura 3.3: Esquema da alteração da microestrutura do atuador no processo de torção.



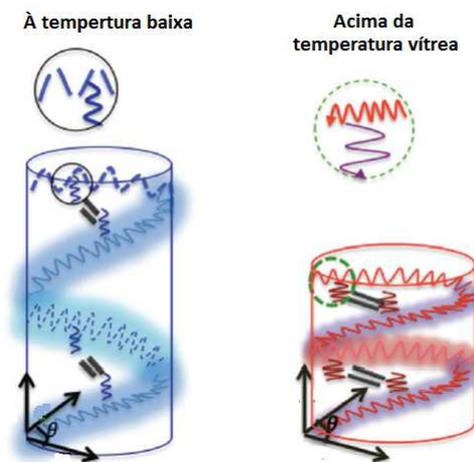
Fonte: Adaptado de Sharafi e Li [16].

Como apresentado na Figura 3.3, na etapa a) é apresentada a distribuição aleatória das cadeias amorfas que são ligadas pelas fases cristalinas antes do estiramento da fibra. Em b) é ilustrado o efeito de estiramento da fibra quando fixada uma carga na extremidade inferior, no qual são produzidas cadeias altamente orientadas na direção do comprimento da fibra. Em c) é ilustrado o efeito do processo de torção em que cadeias helicoidais são produzidas. As cadeias de fibras de nylon altamente esticadas e orientadas de forma helicoidal são capazes de responder a estímulos externos de temperatura e o grau de torção determina a eficiência de atuação [16].

Do ponto de vista termodinâmico, as fases amorfas são menos energeticamente estáveis, ou seja, mais anisotrópicas, em comparação com as pontes cristalinas. Conseqüentemente, ao aplicar energias termomecânicas, as cadeias amorfas sofrem alterações estruturais primeiro enquanto as fases cristalinas permanecem intactas. Devido a esse comportamento estrutural, a fibra de nylon possui alto coeficiente de expansão térmica radial positivo e coeficiente de expansão axial negativo [16].

Na Figura 3.4 são ilustradas as alterações na microestrutura da fibra durante o processo de aquecimento, em que o mecanismo de entropia impulsiona o movimento das cadeias helicoidais provocando a compressão das pontes cristalinas. O resultado é uma contração térmica axial que é muito maior do que a mudança nas dimensões da rede cristalina [10].

Figura 3.4: Representação em microescala da mudança do atuador devido à variação da temperatura.



Fonte: Adaptado de Sharafi *et al.* [16].

Vale ressaltar que este processo ocorre apenas acima da temperatura de transição vítrea do nylon, que é uma transição reversível em materiais amorfos (ou em regiões amorfas de materiais semi-cristalinos) entre um estado duro e relativamente rígido e um estado mole e "borrachoso" [44].

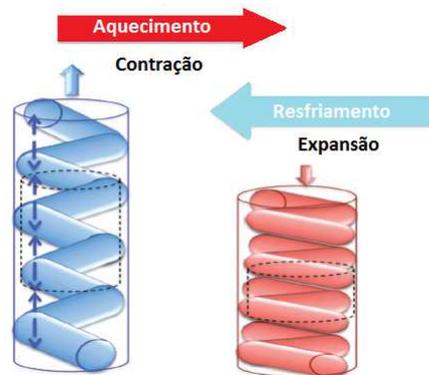
Durante o processo de resfriamento, ocorre um relaxamento em que as cadeias helicoidais movimentam-se inversamente ao longo do trajeto helicoidal em direção a níveis entrópicos mais baixos. Estes mecanismos de relaxamento impulsionam as cadeias helicoidais para expandirem na direção longitudinal, recuperando sua configuração de baixa temperatura [16].

Macroscopicamente, a expansão térmica anisotrópica que provoca uma contração axial e ao mesmo tempo uma expansão radial, induz uma distorção da fibra. Este efeito de distorção pôde ser observado em experimentos realizados por Aziz *et al.* [45], por Mendes e Nunes [46] e também por Shafer *et al.* [47], em que o atuador é fixado nas duas extremidades, de forma permitir apenas movimento torcional, e aquecido. Foi observado que o atuador de

nylon gira quando uma variação de temperatura é imposta.

Quando a fibra está enrolada em forma de bobina, o movimento de torção reversível é convertido em movimento linear, acionando a contração do atuador. O mecanismo de contração está ilustrado na Figura 3.5 [28].

Figura 3.5: Representação em macroescala da mudança do atuador devido à variação da temperatura.



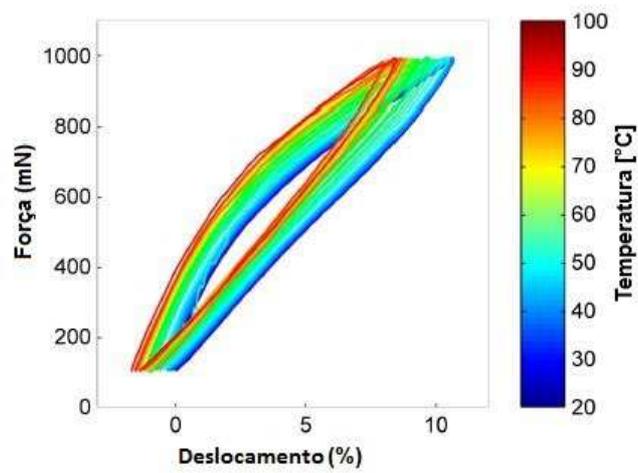
Fonte: Adaptado de Sharafi *et al.* [16].

3.3 Comportamento dos atuadores

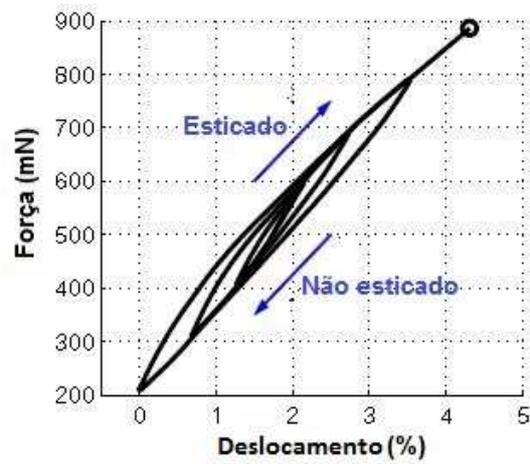
Yip e Niemeyer [11] desenvolveram um experimento estático para caracterizar o comportamento da força em função do deslocamento para diferentes temperaturas de um atuador de nylon multifilamento. O experimento consistiu em alongar e relaxar o atuador numa temperatura constante (teste isotérmico) tensionando de 100mN até 1000mN. Esse mesmo experimento foi repetido para diferentes temperaturas. Utilizando uma célula de carga instalada em um *motion stage* vertical controlado por um motor DC, foram realizadas as medições de força e deslocamento. O atuador foi aquecido em um tanque de água com um termopar instalado para medir a temperatura da água. Com os dados colhidos, foi traçada a curva do perfil força em função do deslocamento do atuador, apresentada na Figura 3.6.

A partir do gráfico da Figura 3.6 foram identificadas perdas histeréticas na relação força-deformação do atuador. Estas perdas foram atribuídas a um amortecimento mecânico que pode ser observado na Figura 3.7, na qual é apresentada a resposta dinâmica de um atuador ao conectar-se uma massa de 100 g na extremidade do atuador e soltá-la livremente. Um modelo linear massa-mola-amortecedor foi ajustado experimentalmente à resposta dinâmica

Figura 3.6: a) Curva força-deformação do atuador em diferentes temperaturas b) Comportamento histerético força-deformação.



(a)

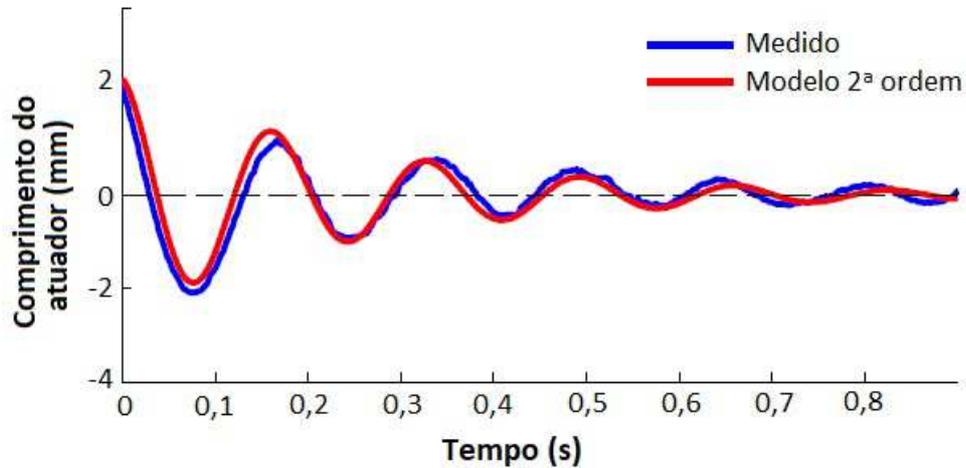


(b)

Fonte: Yip e Niemeyer [11].

medida. Em um trabalho posterior, Zhang *et al.* [48] estudaram e caracterizaram a histerese entre força e deslocamento.

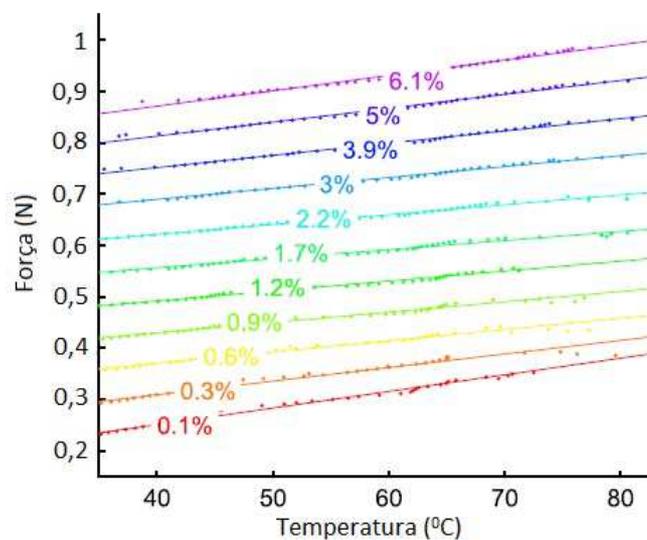
Figura 3.7: Resposta dinâmica de amortecimento de um atuador de nylon [11].



Fonte: Yip e Niemeyer [11].

Com os dados do mesmo experimento, Yip *et al.* [17] identificaram uma relação praticamente linear entre força e temperatura, conforme apresentado na Figura 3.8. Assim, concluíram que o modelo termomecânico pode ser representado por um sistema massa-mola-amortecedor com a adição de um termo dependente da temperatura.

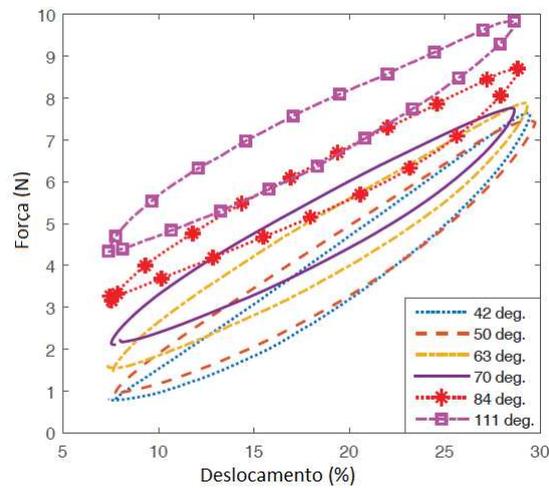
Figura 3.8: Relação entre força e temperatura do atuador de um nylon para diferentes deslocamentos.



Fonte: Yip e Niemeyer [17].

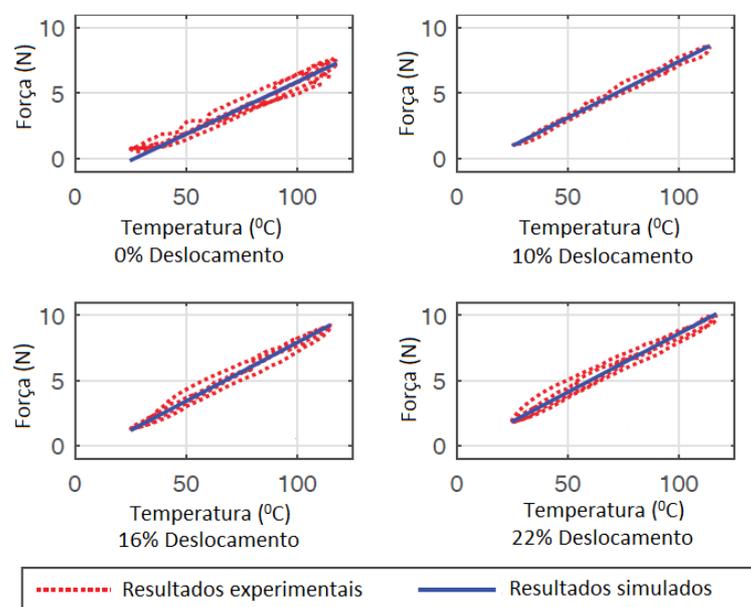
Em um outro trabalho, Luong *et al.* [49] realizaram um experimento isotérmico (estático) para levantar a curva força-deslocamento apresentada na Figura 3.9, um experimento isométrico para levantar a curva força-temperatura apresentada na Figura 3.10, e um experimento isobárico para levantar a curva deslocamento-temperatura apresentada na Figura 3.11.

Figura 3.9: Comportamento força-deslocamento para o atuador de nylon multifilamento.



Fonte: Luong *et al.* [49].

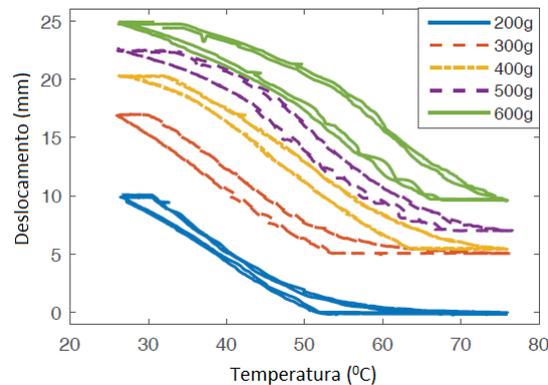
Figura 3.10: Comportamento força-temperatura para o atuador de nylon multifilamento [49].



Fonte: Luong *et al.* [49].

As curvas apresentadas nas Figuras 3.9 e 3.10 corroboram os resultados obtidos por Yip *et al.* [17], no que diz respeito a relação estática histerética entre força e deslocamento, e a dependência praticamente linear entre força e temperatura. Além disto, mostraram que a dinâmica entre deslocamento e temperatura também é uma relação não-linear histerética.

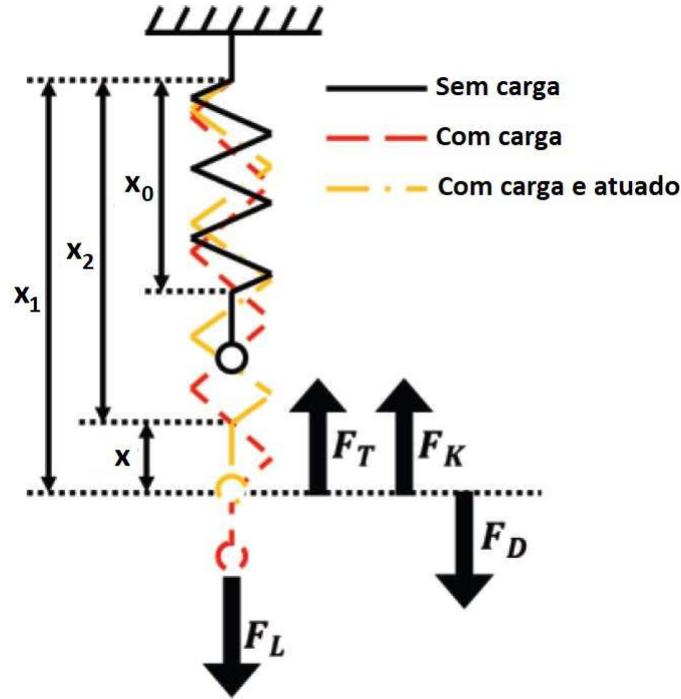
Figura 3.11: Comportamento deslocamento-temperatura para o atuador de nylon multifilamento.



Fonte: Luong *et al.* [49].

Posteriormente, Cho *et al.* [18] desenvolveram, a partir de experimentos, equações que relacionam as forças e os parâmetros que atuam no sistema (atuador e carga). Para determinação destas equações, consideraram que o atuador fabricado a partir do enrolamento de fibras de nylon multifilamento torcidas possui propriedades semelhantes a uma mola, no que diz respeito ao armazenamento de energia elástica, quando uma carga é pendurada. Somando-se à força elástica, uma força “térmica” é gerada durante o aquecimento e, em oposição, tem-se uma força de amortecimento devido ao atrito com o ar e a força peso devido à carga. Esta composição de forças atuando no sistema está representada na Figura 3.12.

Figura 3.12: Diagrama de forças atuantes na contração do atuador.



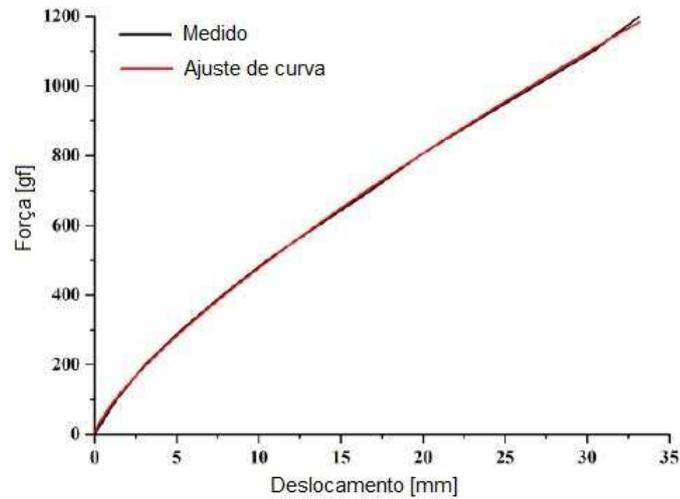
Fonte: Cho *et al.* [18].

Na Figura 3.12, F_T representa a força gerada pelo aquecimento, F_K a força elástica armazenada no atuador, F_L a força peso devido à carga, F_D a força de amortecimento, x o deslocamento do atuador quando aquecido, x_0 o comprimento do atuador sem carga, x_1 o comprimento do atuador com carga em equilíbrio e x_2 o comprimento do atuador após a contração.

Empregando a Segunda Lei de Newton, a força resultante que atua no sistema representado na Figura 3.12 é definida em (3.1). A direção da aceleração \ddot{x} determina a direção da atuação [18].

$$m\ddot{x} = F_T + F_K - F_L - F_D. \quad (3.1)$$

As forças F_K , F_T e F_D estão relacionadas com o deslocamento, temperatura e velocidade, respectivamente. F_L não precisou ser calculada, pois é a força peso. Cho *et al.* [18] encontraram as relações entre as forças e os parâmetros por meio dos experimentos descritos a seguir:

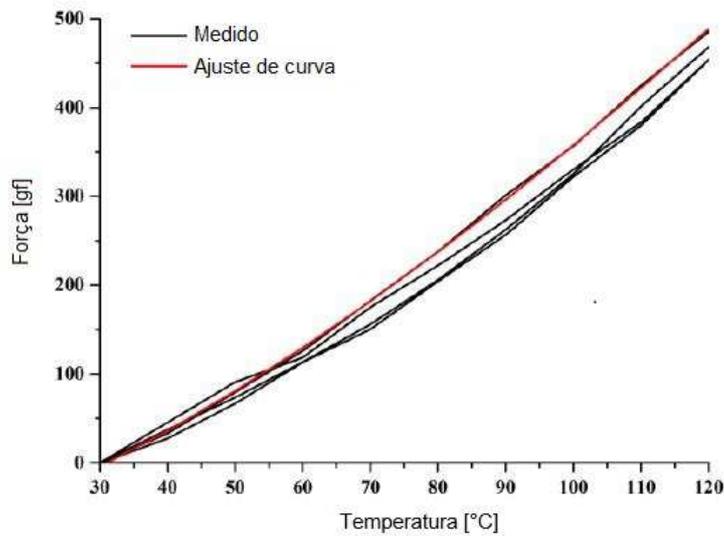
Figura 3.13: Relação entre F_K e o deslocamento.

Fonte: Cho *et al.* [18].

- Relação entre F_K e o deslocamento: sob temperatura constante (30°C), a carga foi variada de 0g até 1200g em passos de 100g. Para cada carga, a força foi medida por meio de uma célula de carga e o deslocamento através de um *encoder* linear magnético. A curva obtida do deslocamento em função da carga é apresentada na Figura 3.13, e o ajuste da curva é apresentado em (3.2):

$$F_K = 83,597(x_1 - x_0)^{0,757}. \quad (3.2)$$

- Relação entre F_T e temperatura: sob carga constante (1200g), a temperatura foi variada de 30°C até 120°C em passos de 10°C . A temperatura foi medida por meio de três termistores instalados ao longo do atuador e fixados com pasta térmica a fim de aumentar a condutividade térmica. A curva obtida da força em função da temperatura é apresentada na Figura 3.14, e o ajuste da curva é apresentado em (3.3):

Figura 3.14: Relação entre F_T e a temperatura.

Fonte: Cho *et al.* [18].

$$F_T = -83,55 + 0.6234T^{1,425}. \quad (3.3)$$

- Relação entre F_D e velocidade: sob uma carga de 1200g, o atuador foi aquecido de 30 °C até 120 °C. Esta relação foi obtida indiretamente, pois não foi realizada medição de velocidade. Com os valores medidos da temperatura e do deslocamento, F_T e F_K foram calculados a partir das Equações (3.2) e (3.3), respectivamente. Foi considerado que o movimento de contração é uniformemente variado e, portanto, a aceleração $m\ddot{x}$ foi calculada com os valores medidos do deslocamento e dos instantes de tempo. Conhecendo-se a massa aplicada na extremidade do atuador, calculou-se o termo $m\ddot{x}$ e a força peso F_L . Substituindo F_T , F_K , F_L e $m\ddot{x}$ em (3.1), a expressão encontrada de F_D é dada por (3.4):

$$F_D = 41627\dot{x}. \quad (3.4)$$

3.4 Considerações finais

Com base nos conceitos, metodologias e resultados experimentais obtidos da literatura e apresentados neste capítulo, será apresentado, no Capítulo 4, um modelo analítico para o atuador objeto deste trabalho. Com base neste modelo, foi projetada e desenvolvida a plataforma experimental para obtenção dos dados das variáveis relevantes, que será apresentada também no Capítulo 4.

Capítulo 4

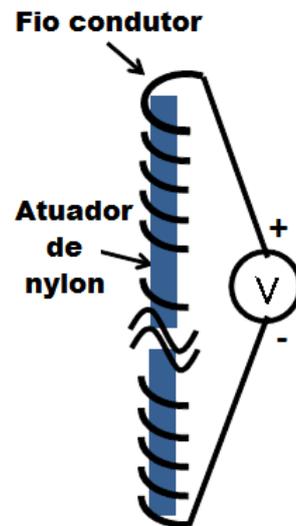
Dinâmicas do atuador e plataformas experimentais

Neste capítulo serão investigados os princípios físicos que regem as dinâmicas de atuação do atuador de nylon monofilamento envolto com um fio de elemento condutor, mediante aplicação de corrente elétrica na entrada, a fim de determinar as estruturas do modelo termoelétrico e termomecânico. Também serão apresentadas a plataforma de manufatura do atuador e a plataforma experimental projetada e desenvolvida com o objetivo de realizar experimentos para obtenção dos dados para caracterização e identificação dos modelos deste atuador.

4.1 Modelo termoelétrico

Como visto no Capítulo 3, o atuador de nylon é ativado termicamente. Uma das formas de aquecê-lo é utilizar a transferência de calor gerado por efeito Joule a partir da passagem de corrente elétrica em um fio condutor envolto no atuador, conforme ilustrado na Figura 4.1.

Figura 4.1: Ilustração do atuador de nylon envolto com um fio condutor.



Fonte: Adaptado de Arakawa *et al.* [20].

O modelo termoelétrico representa a dinâmica do subsistema, cuja entrada é a corrente elétrica que percorre um fio condutor, e a saída é uma diferença de temperatura gerada devido ao aquecimento do atuador. Para desenvolvimento deste modelo, foram consideradas as seguintes hipóteses:

- A temperatura no fio condutor é aproximadamente igual à do nylon, pois, no fio, construído a partir de material metálico, a dinâmica térmica é mais rápida que a do nylon. Portanto, mesmo que haja diferença de temperatura entre o fio condutor e o nylon, essa diferença se anula rapidamente, pois o metal possui uma condutividade térmica alta.
- Não há fluxo de calor do fio para o ambiente. Existe apenas do nylon para o ambiente.
- Este modelo pode ser representado por um modelo de parâmetros concentrados, no qual as substâncias que são caracterizadas pela resistência ao fluxo de calor têm capacitância térmica desprezível e que as substâncias que são representadas pela capacitância térmica têm resistência desprezível ao fluxo de calor [50].

Neste contexto, considerando os conceitos básicos da termodinâmica, conservação de energia e transferência de calor, o modelo termoelétrico pode ser expresso a partir da equação de equilíbrio térmico de transferência de calor apresentada em (4.1).

$$C\dot{T} = i^2 R - G(T - T_a), \quad (4.1)$$

onde C representa a capacidade térmica [J/°C], $i^2 R$ a potência do aquecimento Joule [W], i a corrente elétrica [A], R a resistência elétrica [Ω] do fio condutor, G a condutividade térmica absoluta [W/(°C)] do atuador na temperatura ambiente, T_a [°C], e T a temperatura do atuador [°C].

Considerando que a resistência elétrica de um fio condutor varia com a temperatura T , de acordo com (4.2), onde R_0 representa a resistência inicial do fio condutor [Ω] na temperatura ambiente T_a e α o coeficiente de temperatura do fio condutor [°C⁻¹].

$$R = R_0 [1 + \alpha (T - T_a)], \quad (4.2)$$

e substituindo a expressão para R de (4.2) na Equação (4.1), obtém-se a Equação (4.3) que representa o modelo matemático termoeletrico.

$$\dot{T} = \left(\frac{R_0}{C}\right) [1 + \alpha (T - T_a)] i^2 - \left(\frac{G}{C}\right) (T - T_a). \quad (4.3)$$

A Equação (4.3) pode ser reescrita como (4.4), em que $\Delta T = T - T_a$ é o aumento de temperatura. Assim, tem-se a seguinte representação do modelo termoeletrico:

$$\dot{T} = \left(\frac{R_0}{C}\right) i^2 + \left(\frac{R_0 \alpha}{C}\right) \Delta T i^2 - \left(\frac{G}{C}\right) \Delta T. \quad (4.4)$$

4.2 Modelo termomecânico

A partir dos resultados obtidos com os experimentos realizados por Cho *et al.* [18] e Yip e Niemeyer [11], apresentados no Capítulo 3, pode-se perceber que as relações não lineares entre forças e os outros parâmetros tornam o modelo termomecânico não-linear, como é esperado para a maioria dos sistemas reais. Entretanto, para obtenção de um modelo matemático é conveniente ignorar certas não-linearidades e os parâmetros distribuídos que possam estar presentes no sistema físico, fazer uma aproximação por meio de equações lineares de coeficientes constantes, e posteriormente, utilizar uma estratégia de controle que

seja capaz de funcionar satisfatoriamente na planta real [50].

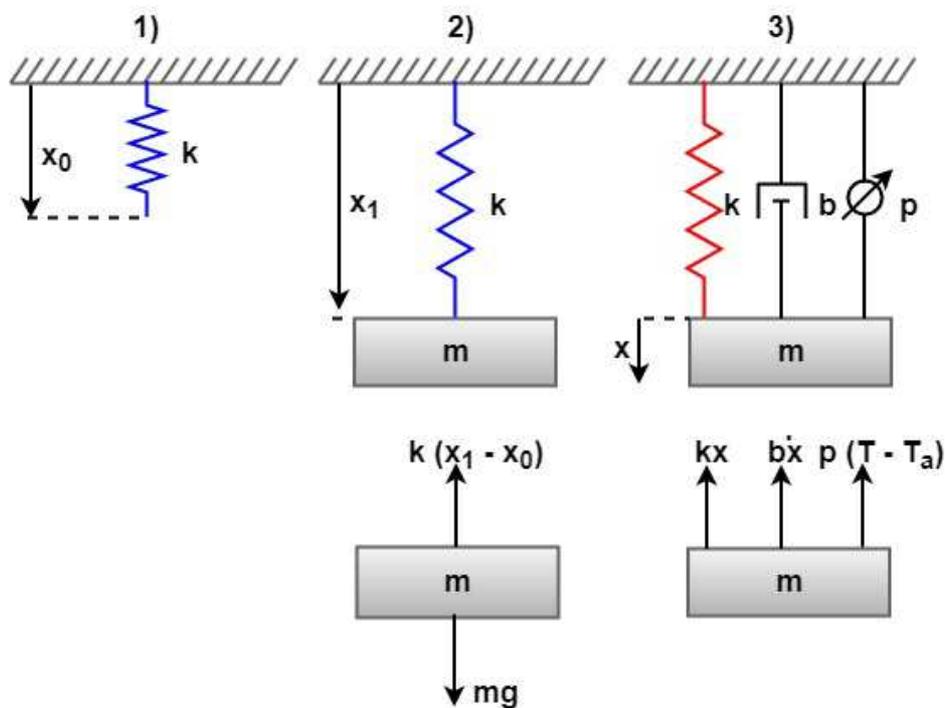
Assim, com base nas curvas características apresentadas na Figura 3.6, Yip e Niemeyer [11] consideraram que o modelo linear do atuador de nylon multifilamento pode ser representado por um sistema massa-mola-amortecedor com a adição de um termo proporcional à temperatura. Este termo dependente da temperatura, que é a força gerada devido ao aquecimento, pode ser modelado pela expressão em (4.5).

$$F_T = p(T - T_a), \quad (4.5)$$

onde p representa a constante térmica [N/°C], T a temperatura de aquecimento e T_a a temperatura ambiente.

Portanto, neste projeto, para desenvolvimento do modelo termomecânico, foi considerado que o atuador de nylon monofilamento também pode ser modelado como um sistema massa-mola-amortecedor com adição da força devido ao aquecimento (F_T). Assim, o modelo pode ser representado pelo diagrama de corpo livre apresentado na Figura 4.2.

Figura 4.2: 1) Atuador em seu comprimento original; 2) Atuador conectado a um corpo de massa m e em equilíbrio; 3) Deslocamento x em relação à posição de equilíbrio, e diagrama de corpo livre.



Fonte: Autoria própria.

Na Figura 4.2, m representa a massa da carga, x_0 o comprimento do atuador sem carga, x_1 o comprimento do atuador com carga em equilíbrio, x o deslocamento do atuador quando aquecido, k a constante elástica [N/m], b a constante de atrito viscoso [N/m.s], p a constante térmica [N/°C], T a temperatura de aquecimento e T_a a temperatura ambiente.

Na etapa 1 do modelo apresentado na Figura 4.2, o atuador está no seu comprimento inicial e livre de forças. Na etapa 2 é aplicada uma carga constante (peso) na extremidade do atuador, aumentando o seu comprimento de x_0 para x_1 e a força elástica está em equilíbrio com o peso da carga. Na etapa 3 uma força devido ao aumento da temperatura desloca o atuador, implicando no surgimento de uma força elástica devido ao deslocamento x , e uma força de atrito viscoso devido à velocidade \dot{x} .

Para sistemas translacionais, a segunda lei de Newton diz que o somatório das forças que atuam no sistema é igual à multiplicação da massa do corpo por sua aceleração, ou seja:

$$m\ddot{x} = \sum F. \quad (4.6)$$

Para o diagrama de corpo livre representado pela etapa 3 da Figura 4.2, a segunda lei de Newton resulta na Equação (4.7).

$$m\ddot{x} = -b\dot{x} - kx - p(T - T_a). \quad (4.7)$$

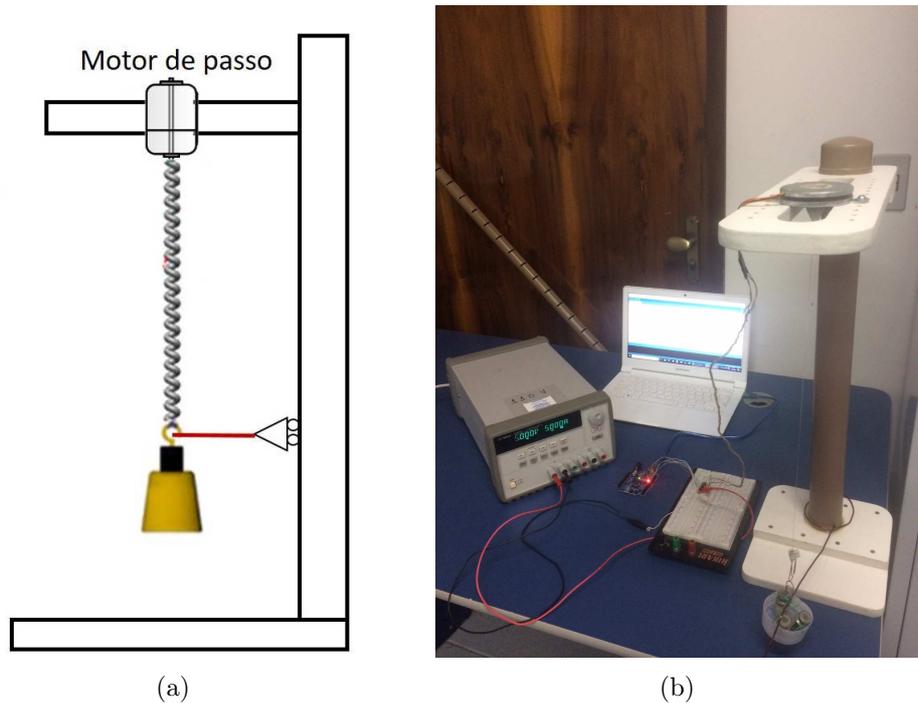
A Equação (4.8) pode ser reescrita como (4.4), em que $\Delta T = T - T_a$ é o aumento de temperatura. Assim, tem-se a seguinte representação do modelo termomecânico:

$$\ddot{x} = -\frac{b}{m}\dot{x} - \frac{k}{m}x - \frac{p}{m}\Delta T. \quad (4.8)$$

4.3 Plataforma de manufatura

Para que a fibra de nylon adquira capacidade de atuador, é necessário que seja submetida ao processo de formação de mola induzida por torção descrito na Seção 3.1.1. Para executar este processo de manufatura do atuador de nylon, foi desenvolvida a plataforma apresentada na Figura 4.3. Esta plataforma é composta por uma estrutura mecânica, motor de passo, arduino para controlar o motor de passo, CI ULN-2803, fonte de tensão DC +5V e deslizador

Figura 4.3: a) Esquemático da plataforma de manufatura do atuador de nylon. b) Fotografia da plataforma.



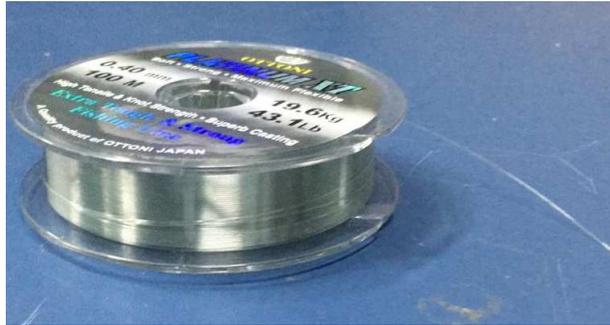
Fonte: Autoria própria.

que permita apenas o movimento vertical da carga.

4.3.1 Manufatura do atuador

O atuador foi construído a partir de uma fibra monofilamento de 0,4 mm de diâmetro e 500 mm de comprimento, comprada em forma de carretel, e está apresentada na Figura 4.4. Por meio de testes iniciais, foi detectado que a faixa de carga adequado para tensionar a fibra durante o processo de fabricação é de 100 g a 120 g. Isto quer dizer que utilizando cargas abaixo de 100 g, o atuador não foi tensionado o suficiente para que a torção induzisse formação de bobinas, resultando em um "emaranhamento" da fibra. Cargas acima de 120 g provocaram o rompimento da fibra durante o processo de torção. Escolheu-se utilizar a carga de 100 g para o atuador estudado neste trabalho. A rotação utilizada do motor de passo foi de aproximadamente 600rpm. Ao final do processo, foi obtido um atuador de comprimento de 90 mm e diâmetro de 3 mm.

Figura 4.4: Carretel da fibra de nylon monofilamento de 0,4 mm utilizada como precursora para manufatura do atuador.



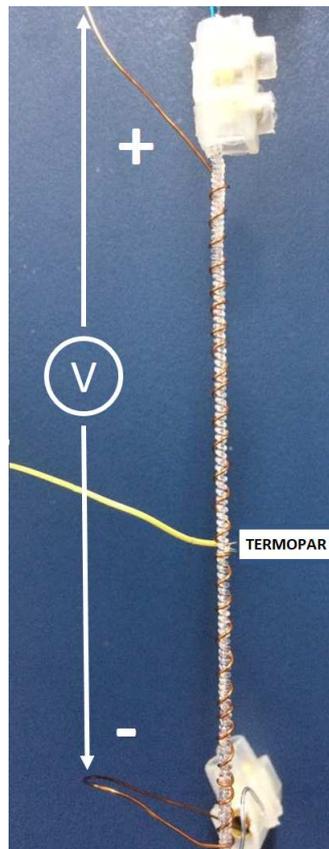
Fonte: Autoria própria.

4.3.2 Tratamento e treinamento térmicos

Concluído o processo de construção do atuador, foi realizado o treinamento térmico e cíclico de aquecimento e resfriamento. O atuador foi aquecido pelo calor gerado pela passagem de corrente elétrica em um fio de cobre esmaltado de 0,8 mm de diâmetro envolto nele, cuja resistência inicial é de $0,478 \Omega$, conforme apresentado na fotografia da Figura 4.5. A corrente elétrica foi gerada em uma fonte de tensão e a temperatura foi medida com um termopar e lida em osciloscópio.

No treinamento, uma carga de 200 g (testes mostraram que cargas superiores podem provocar o rompimento do atuador) foi aplicada na extremidade do atuador com objetivo de separar as bobinas, o que resulta em um atuador com maior capacidade de contração. Em seguida, por meio da passagem de uma corrente de 6 A no fio de cobre, o atuador foi aquecido a até $160 \text{ }^\circ\text{C}$, que é uma temperatura segura para que o atuador não seja danificado (testes mostraram que a partir de aproximadamente $170 \text{ }^\circ\text{C}$ é provável que ocorra um rompimento). Após o aquecimento, o atuador foi resfriado naturalmente por convecção até a temperatura ambiente ($25 \text{ }^\circ\text{C}$). Durante o treinamento, foi possível constatar o fenômeno de contração do atuador durante o aquecimento e também observou-se que, a cada ciclo, as bobinas se afastavam de forma a aumentar o comprimento do atuador. Para se alcançar uma resposta constante, foram necessários 11 ciclos de aquecimento e resfriamento, de 5 minutos cada, totalizando 110 minutos. O comprimento final do atuador foi de 120 mm sem carga. Com um paquímetro foi medido um deslocamento entre 10 e 15mm, que é equivalente a 12,5% do comprimento final do atuador.

Figura 4.5: Montagem para aquecimento por efeito Joule por meio de um fio de cobre esmaltado.



Fonte: Autoria própria.

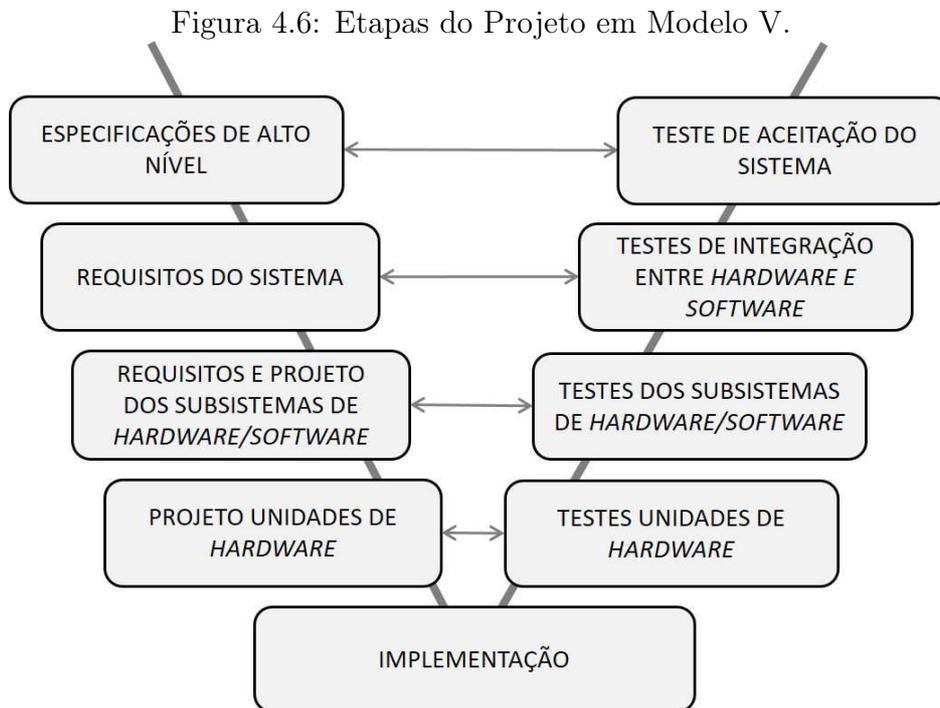
Após a construção do atuador na plataforma de manufatura e da realização de testes para confirmar a capacidade de contração do atuador e detectar as faixas alcançadas pelas variáveis, foi projetada e construída a plataforma experimental, que será apresentada a seguir, com objetivo de obter dados para caracterização e modelagem do atuador.

4.4 Plataforma de caracterização

Com base nos modelos termoelétrico e termomecânicos apresentados neste capítulo, nos quais as variáveis relevantes são corrente elétrica, diferença de temperatura, força de tração e deslocamento, foi desenvolvida uma plataforma experimental, que será apresentada a seguir, para obtenção dos dados para estimação dos parâmetros dos modelos.

4.4.1 Metodologia do projeto

O projeto da plataforma experimental foi baseado nas metodologias *Model Based Design*, geração automática de código e Modelo V para o desenvolvimento do *hardware* e *software*, cujas etapas e ciclos estão representados na Figura 4.6 e são detalhados nas próximas seções.



Fonte: Autoria própria.

4.4.2 Especificações de alto nível

A caracterização eletro-termomecânica, a estimação dos parâmetros do modelo de terceira ordem e o controle de posição do atuador de nylon devem ser realizados por meio de uma única plataforma experimental. Assim, tal plataforma deve ser composta de: sensores para medir as variáveis relevantes definidas a partir dos modelos apresentados nas Seções 4.1 e 4.2, que são o deslocamento, a temperatura, a força exercida pelo atuador de nylon e a corrente que percorre o fio condutor envolto nele; e um circuito de acionamento para tal corrente.

A aquisição e processamento dos dados dos sensores e a aplicação dos sinais de controle para o atuador devem ser realizados por meio das portas de entrada e saída e da central de processamento de um microcontrolador. O *software* para o microcontrolador pode

ser desenvolvido por meio de diagramas de blocos, para os quais pode ser gerado código automaticamente, de acordo com a metodologia *Model Based Design*.

4.4.3 Requisitos do sistema

Para atender às especificações de alto nível apresentadas na Seção 4.4.2, é necessário realizar um experimento dinâmico para encontrar as relações de entrada e saída do sistema, descritas pelas equações apresentadas nas Seções 4.1 e 4.2. O experimento consiste em aquecer e resfriar o atuador, por meio da corrente elétrica que percorre um fio condutor; e medir os sinais de saída de temperatura, força de tração e deslocamento.

Os requisitos que a plataforma deve atender foram definidos em função das faixas detectados na plataforma de manufatura e descritos na Seção 4.3, e são os seguintes: aplicar e medir corrente elétrica de até 7 A, medir temperatura de até 160 °C, medir a força de tração exercida pelo atuador que pode atingir até 2,5 N, e medir o deslocamento de até 15 mm gerado pela contração do atuador.

4.4.4 Projeto das unidades e dos subsistemas de *hardware*

Nesta seção serão apresentados os requisitos e projeto dos subsistemas de *hardware*. Para cada projeto foram realizadas simulações num *software* de simulação de circuitos eletrônicos e as especificações dos componentes foram determinados em função dos resultados obtidos.

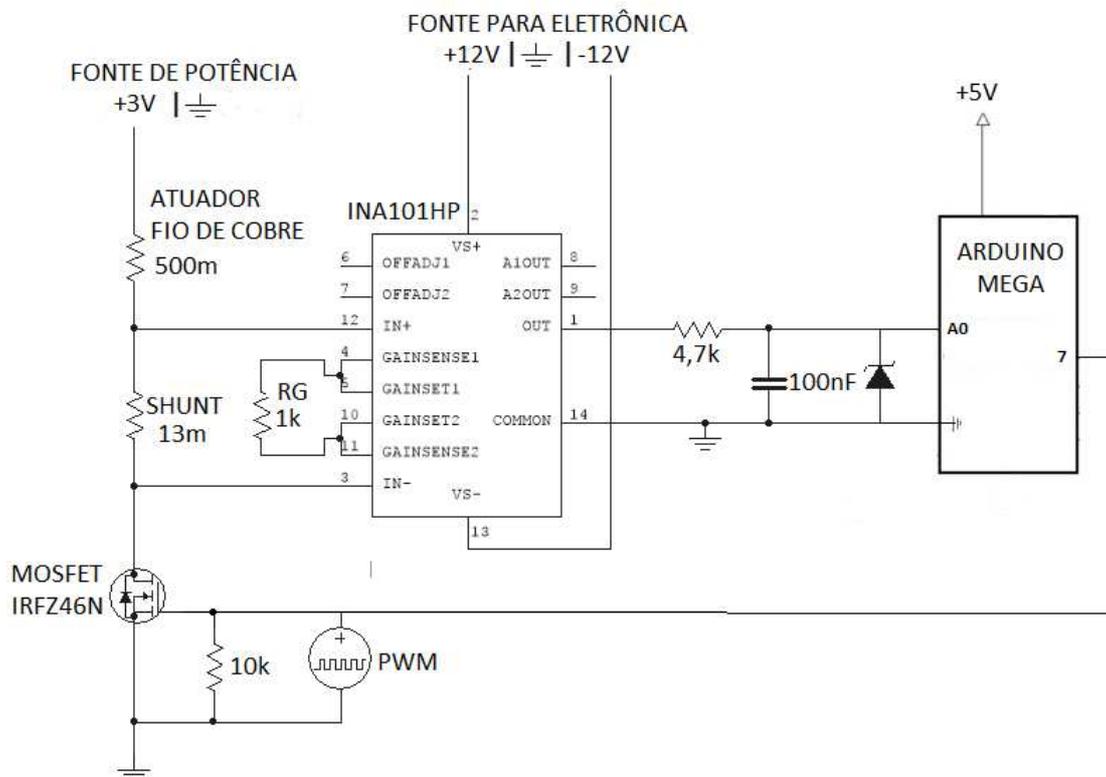
Acionamento eletrotérmico

A função deste subsistema é gerar uma corrente elétrica de até 7 A, cujo nível DC é controlado a partir de um sinal com modulação por largura de pulso (*Pulse Width Modulation* – PWM), em um fio de cobre esmaltado de 0,8 mm de diâmetro envolto no atuador. Este subsistema é composto pelo fio de cobre esmaltado e um circuito para medir a corrente elétrica.

Para atender a estes requisitos, foi projetado um circuito para controle do nível DC da corrente elétrica por PWM, no qual um gerador de funções gera um sinal PWM que é aplicado a um transistor MOSFET IRFZ46N, que por sua vez funciona como um interruptor ON/OFF entre a fonte de alimentação de 3 V e o fio de cobre.

Para medição da corrente elétrica, foi projetado um circuito composto por um resistor *shunt* de $13\text{ m}\Omega$, cuja curva característica será apresentada na Seção 4.4.8, conectado em série com o fio de cobre esmaltado de aproximadamente $0,478\ \Omega$ e $0,8\text{ mm}$ de diâmetro. Como a corrente máxima é de 7 A , a queda de tensão no shunt é de até 91 mV . Portanto, o sinal deste sensor foi condicionado por um amplificador de instrumentação INA101. Para um sinal de saída de 5 V máximo, um ganho de 41 foi obtido conectando-se uma resistência externa de $1\text{ k}\Omega$ no INA101. Para obter a componente DC do sinal PWM, foi aplicado na saída do INA um filtro RC composto por um resistor de $4,7\text{ k}\Omega$ e um capacitor de 100 nF , resultando em uma frequência de corte de $312,06\text{ Hz}$, menor que a frequência do PWM do Arduino que é 490 Hz . O circuito elétrico deste sistema está apresentado na Figura 4.7.

Figura 4.7: Diagrama elétrico do circuito de acionamento eletrotérmico.



Fonte: Autoria própria.

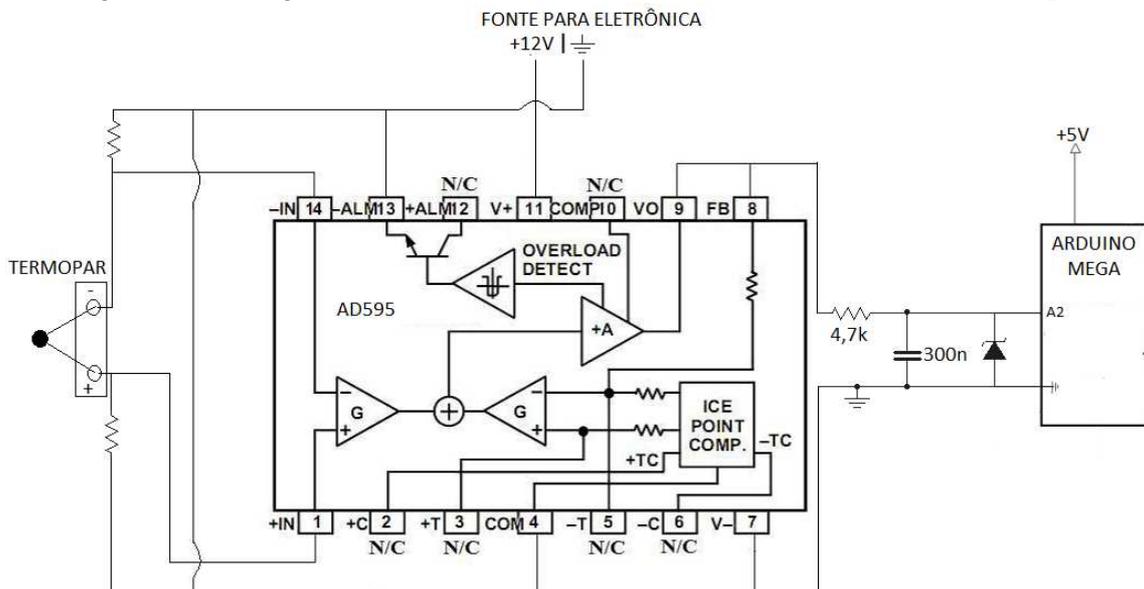
Medição de temperatura

A função deste subsistema é medir a temperatura de até $160\text{ }^\circ\text{C}$ do atuador durante o seu acionamento. Para tanto, foi escolhido um microtermopar tipo k, cujo diâmetro da junta

de medição é 0,3 mm, dimensão apropriada para o diâmetro do atuador, que é de 3 mm.

O sinal de saída deste transdutor não está relacionado diretamente com a temperatura da junta de medição, mas sim com o gradiente de temperatura, ou seja, a diferença entre a temperatura da junta de medição e a temperatura da junta de referência. Sendo assim, é necessário conhecer a temperatura da junta de referência, que deve estar sempre em um meio isotérmico. Para tanto, foi projetado um circuito com o dispositivo AD595, que é um amplificador de instrumentação e um compensador de junção fria de termopar em um *chip* monolítico. Este combina uma referência de ponto de gelo com um amplificador precalibrado para produzir uma saída analógica de (10 mV/°C) diretamente a partir de um sinal do termopar. Na saída do AD595, foi conectado um filtro RC composto por um resistor de 4,7 kΩ e um capacitor de 330 nF, frequência de corte de 100 Hz, para eliminar ruídos. O circuito elétrico deste sistema está apresentado na Figura 4.8.

Figura 4.8: Diagrama elétrico do circuito de condicionamento do termopar.



Fonte: Autoria própria.

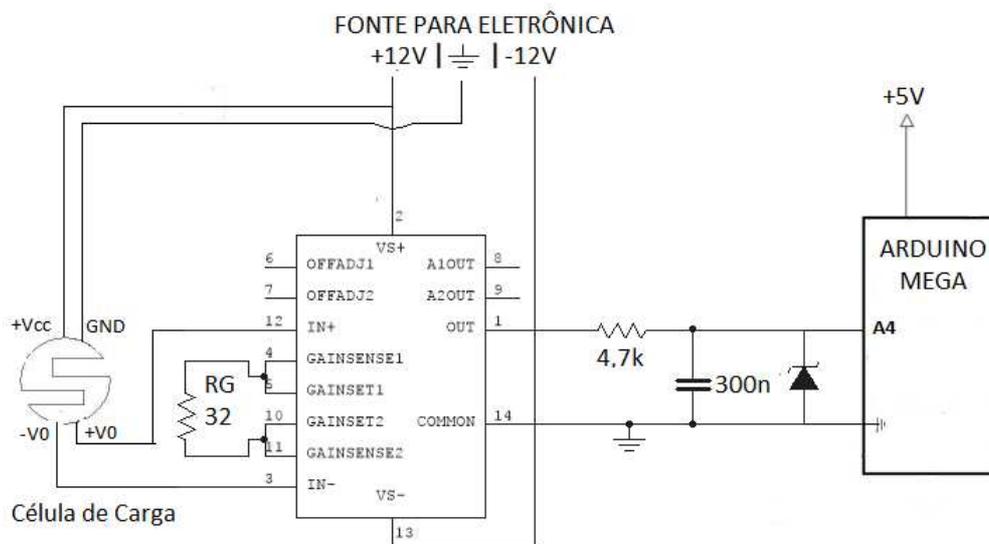
Medição de força mecânica

A função deste subsistema é medir a força de tração de até 2,5 N gerada pelo atuador devido ao seu aquecimento. O transdutor escolhido para este fim foi uma célula de carga de *strain gauge* que possui capacidade nominal de 5 kg e saída analógica de 0 a 24 mV.

Como o sinal de saída deste transdutor é relacionado com uma força de tração em kgf, foi levantada a sua curva-característica para determinar esta relação, que será apresentada na Seção 4.4.6 e a conversão em Newton foi realizada via programação do microcontrolador.

Para melhorar a aquisição de dados, foi projetado um circuito com INA-101HP com resistor de ganho de 200Ω para amplificar o sinal de saída em 200 vezes. Por fim, foi conectado um filtro RC composto por um resistor de $4,7 \text{ k}\Omega$ e um capacitor de 330 nF , frequência de corte de 100 Hz , para eliminar ruídos. O circuito elétrico deste sistema está apresentado na Figura 4.9.

Figura 4.9: Diagrama elétrico do circuito de condicionamento da célula de carga.



Fonte: Autoria própria.

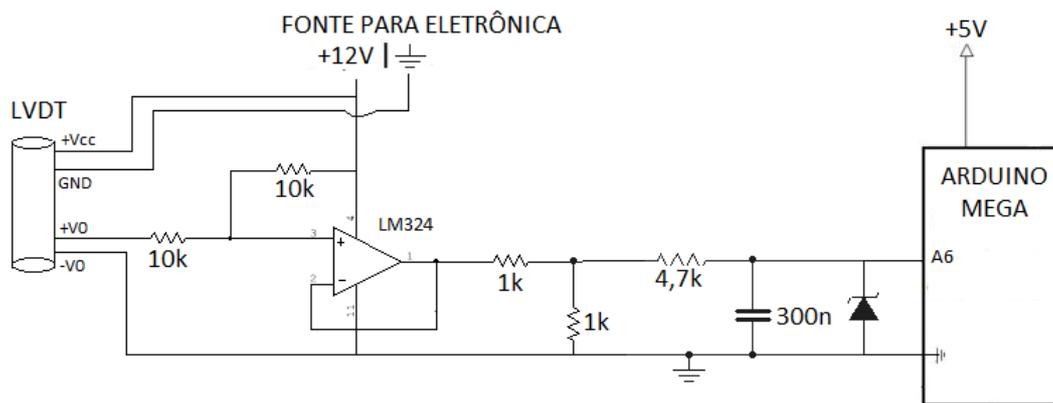
Medição de deslocamento

A função deste subsistema é medir a deformação linear de até 15 mm gerada pela contração do atuador. O transdutor utilizado foi um *Linear Variable Differential Transformer* (LVDT) com uma faixa de medição de -25 mm a 25 mm , sinal de saída analógica de -5 V a 5 V , e resolução de $0,2 \text{ V/mm}$.

Para condicionar adequadamente o sinal de saída do transdutor à entrada do microcontrolador, foi projetado um circuito utilizando o amplificador operacional LM324 na função de *buffer* com um ajuste de *offset* e divisor de tensão, gerando uma saída de $1,75 \text{ V}$ a $4,25 \text{ V}$, correspondente à faixa de medição de 0 a 50 mm . No entanto, a relação entre deslocamento

na entrada e tensão na saída não é linear. A curva característica que relaciona o sinal de saída ao deslocamento será apresentada na Seção 4.4.8. Na saída do circuito, foi conectado um filtro RC composto por um resistor de 4,7 k Ω e um capacitor de 330 nF, frequência de corte de 100 Hz, para eliminar ruídos. O circuito elétrico deste subsistema está apresentado na Figura 4.10.

Figura 4.10: Diagrama elétrico do circuito de condicionamento do LVDT.



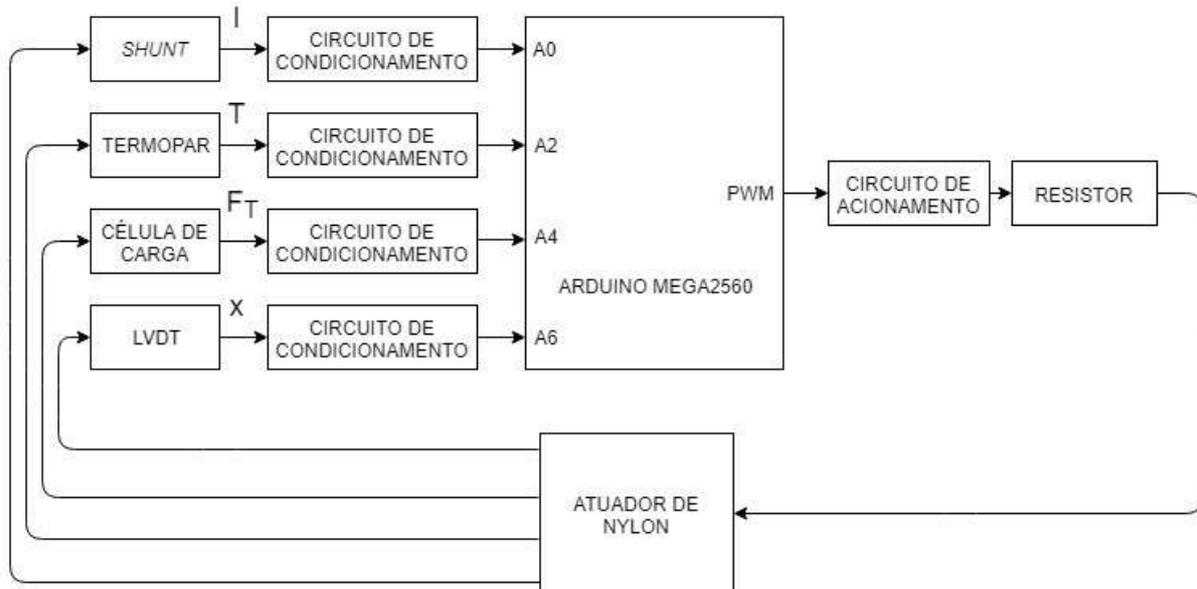
Fonte: Autoria própria.

Microcontrolador

Para aquisição, processamento e geração dos sinais requeridos pelos subsistemas apresentados nas seções anteriores, foi utilizado um microcontrolador. As especificações mínimas de *hardware* para tal microcontrolador são quatro entradas analógicas e uma saída PWM. Para atender a estes requisitos, foi escolhido o microcontrolador ATMEL ATmega2560 na placa Arduino Mega2560, que fornece saídas PWM de 8 bits e entradas analógicas de 10 bits de resolução.

As saídas dos circuitos de condicionamento do *Shunt*, termopar, célula de carga e LVDT foram conectadas às entradas A0, A2, A4 e A6 do microcontrolador, respectivamente. A saída PWM do microcontrolador foi conectada à entrada do circuito de acionamento eletrotérmico.

A integração entre os subsistemas de *hardware* é representada pelo diagrama da Figura 4.11. Na Seção 4.4.6 serão descritos os subsistemas de *software* desenvolvidos para o microcontrolador.

Figura 4.11: Diagrama de blocos do subsistema de *hardware*

Fonte: Autoria própria.

4.4.5 Testes das unidades e dos subsistemas de *hardware*

Nesta etapa, os circuitos de condicionamento de cada subsistema foram montados em *proto-board* e testados com o auxílio de fonte de tensão, gerador de função, osciloscópio e multímetro.

Para o subsistema de acionamento eletrotérmico, cujo circuito foi descrito na Seção 4.4.4, foi conectado um amperímetro em série com o *shunt*. No *gate* do MOSFET foi conectado um gerador de função e a saída do circuito foi observada em um osciloscópio. Variando-se a tensão na fonte, constatou-se que o circuito gera corrente de mais de 7 A, e variando-se o *duty cycle* no gerador de função, foi possível atestar o controle do nível DC por PWM.

Para o subsistema de medição de temperatura, a saída do circuito foi observada em um osciloscópio e, por meio de um elemento aquecedor (fio de cobre energizado), constatou-se a capacidade do circuito de medir temperatura de mais de 160 °C.

Para o subsistema de medição de força, a saída do circuito foi observada em um osciloscópio e, aplicando-se diferentes massas ao gancho da célula de carga, foi constatada a capacidade do circuito de medir força de mais de 2,5 N.

Para o subsistema de medição de deslocamento, a saída do circuito foi observada em um osciloscópio e, deslocando-se manualmente a haste do LVDT, foi constatada a capacidade

do circuito de medir deslocamento de mais de 15 mm.

Após os testes, os projetos foram implementados em placas de circuito impresso.

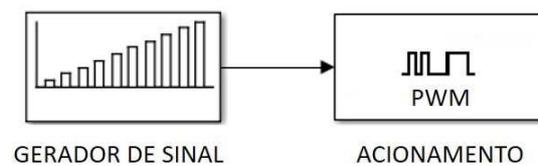
4.4.6 Projeto dos subsistemas de *software*

Os subsistemas de *software* foram projetados por meio de diagramas de blocos. Não foi necessário testar cada componente, pois estes são blocos elementares de leitura do conversor A/D do microcontrolador e operações básicas de matemática.

Subsistema de acionamento

Para o subsistema de *software* de acionamento do atuador, foi utilizado um bloco gerador de função e um bloco de escrita *PWM*, para gerar um sinal de entrada de corrente elétrica controlada por *PWM*. Para excitar o sistema em diferentes pontos de operação do atuador, o bloco gerador de função foi projetado para variar a amplitude da corrente elétrica a partir da variação do *duty cycle* de 10% a 100% a um passo de 10%. O diagrama de blocos deste subsistema é apresentado na Figura 4.12.

Figura 4.12: Diagrama de Blocos do subsistema de *software* para o acionamento eletrotérmico.

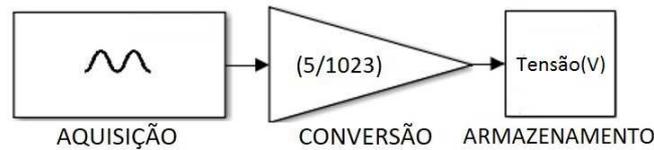


Fonte: Autoria própria.

Subsistemas de medição

A primeira etapa do projeto dos subsistemas de medição consistiu no levantamento das curvas características de cada sensor, e é representada pelo diagrama de blocos apresentado na Figura 4.13.

Figura 4.13: Diagrama de blocos da primeira etapa dos subsistemas de *software* para grandezas medidas.

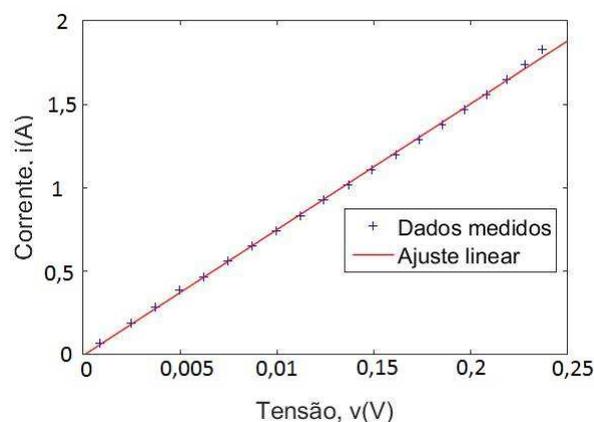


Fonte: Autoria própria.

Na Figura 4.13, os valores do sinal de entrada oriundo de um subsistema de *hardware* são lidos pelo conversor A/D e adquiridos pelo primeiro bloco, bloco de aquisição, que foi ajustado para as entradas A0, A2, A4 e A6 para os sinais de entrada do *shunt*, termopar, célula de carga e LVDT, respectivamente. No segundo bloco, bloco de conversão, estes valores são convertidos para a correspondente tensão em Volts por meio de um ganho de $5/1023$.

Para levantar a curva característica do resistor *shunt*, o circuito descrito na Seção 4.4.4 foi modificado para conectar um amperímetro e um resistor de potência de $10\ \Omega$ em série com o *shunt*. Variando-se a tensão da fonte de 1 V a 20 V a cada 10 segundos, a um passo de 1 V, foi lido e armazenado o valor da corrente no amperímetro e o valor de tensão no microcontrolador por meio do diagrama de blocos apresentado na Figura 4.13. A curva característica encontrada está apresentada na Figura 4.14.

Figura 4.14: Dados experimentais e curva característica para o resistor *shunt*.



Fonte: Autoria própria.

Foi considerado que o erro relativo, e , e o erro RMS, ε , devem ser menores que 5% para que a função de ajuste seja válida. Para a curva característica apresentada na Figura 4.14 a

função de ajuste válida é a função linear apresentada na Equação 4.9. Na Tabela 4.1 estão apresentados os cálculos dos erros relativo e RMS.

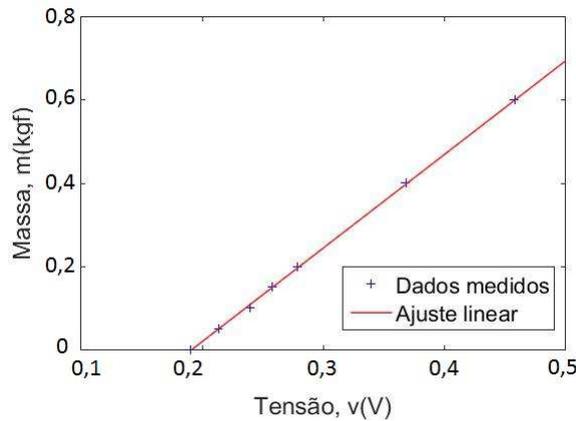
$$\hat{i}(v) = \frac{1}{13 \times 10^{-3}}v. \quad (4.9)$$

Tabela 4.1: Cálculo dos erros relativo e RMS do ajuste da curva característica do resistor *shunt*.

| v [V] | $\hat{i}(v)$ [A] | $i(v)$ [A] | $\hat{i}(v) - i(v)$ | $(\hat{i}(v) - i(v))^2$ | e |
|---|------------------|------------|------------------------|-------------------------|---------|
| 0,001 | 0,064 | 0,065 | $-5,92 \times 10^{-4}$ | $3,51 \times 10^{-7}$ | 0,92% |
| 0,002 | 0,188 | 0,186 | $1,92 \times 10^{-3}$ | $3,68 \times 10^{-6}$ | 1,03% |
| 0,004 | 0,282 | 0,279 | $3,95 \times 10^{-3}$ | $1,56 \times 10^{-5}$ | 1,42% |
| 0,005 | 0,377 | 0,380 | $-2,80 \times 10^{-3}$ | $7,83 \times 10^{-6}$ | 0,74% |
| 0,006 | 0,472 | 0,463 | $8,85 \times 10^{-3}$ | $7,83 \times 10^{-5}$ | 1,91% |
| 0,007 | 0,566 | 0,555 | $1,09 \times 10^{-2}$ | $1,19 \times 10^{-4}$ | 1,97% |
| 0,009 | 0,660 | 0,647 | $1,32 \times 10^{-2}$ | $1,75 \times 10^{-4}$ | 2,05% |
| 0,010 | 0,755 | 0,738 | $1,65 \times 10^{-2}$ | $2,73 \times 10^{-4}$ | 2,24% |
| 0,011 | 0,847 | 0,829 | $1,85 \times 10^{-2}$ | $3,44 \times 10^{-4}$ | 2,24% |
| 0,012 | 0,940 | 0,922 | $1,82 \times 10^{-2}$ | $3,31 \times 10^{-4}$ | 1,97% |
| 0,014 | 1,035 | 1,013 | $2,20 \times 10^{-2}$ | $4,84 \times 10^{-4}$ | 2,17% |
| 0,015 | 1,127 | 1,104 | $2,33 \times 10^{-2}$ | $5,44 \times 10^{-4}$ | 2,11% |
| 0,016 | 1,222 | 1,194 | $2,80 \times 10^{-2}$ | $7,81 \times 10^{-4}$ | 2,34% |
| 0,017 | 1,313 | 1,287 | $2,64 \times 10^{-2}$ | $6,98 \times 10^{-4}$ | 2,05% |
| 0,019 | 1,404 | 1,374 | $2,97 \times 10^{-2}$ | $8,84 \times 10^{-4}$ | 2,16% |
| 0,020 | 1,491 | 1,465 | $2,62 \times 10^{-2}$ | $6,86 \times 10^{-4}$ | 1,79% |
| 0,021 | 1,575 | 1,559 | $1,65 \times 10^{-2}$ | $2,71 \times 10^{-4}$ | 1,06% |
| 0,022 | 1,654 | 1,647 | $6,95 \times 10^{-3}$ | $4,83 \times 10^{-3}$ | 0,42% |
| 0,023 | 1,726 | 1,736 | $-9,60 \times 10^{-3}$ | $9,21 \times 10^{-5}$ | 0,55% |
| 0,024 | 1,791 | 1,825 | $-3,45 \times 10^{-2}$ | $1,19 \times 10^{-3}$ | 1,89% |
| $\varepsilon = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{t=1}^N (\hat{i}(v) - i(v))^2}$ | | | | | 0,084 A |

Para a caracterização da célula de carga, foi utilizado o circuito descrito na Seção 4.4.4. Em seguida, foram conectados ao gancho da célula de carga pesos calibrados de 50 g a 1 kg, a um passo de 50 g. Para cada peso, foi lido e armazenado o valor de tensão de saída da célula de carga por meio do diagrama de blocos apresentado na Figura 4.13. A curva característica encontrada está apresentada na Figura 4.15.

Figura 4.15: Dados experimentais e curva característica para a célula de carga.



Fonte: Autoria própria.

Para a curva característica apresentada na Figura 4.15 a função de ajuste válida é a função linear apresentada na Equação 4.10. Na Tabela 4.2 estão apresentados os cálculos dos erros relativo e RMS.

$$\hat{m}(v) = 2,25v - 0,43. \tag{4.10}$$

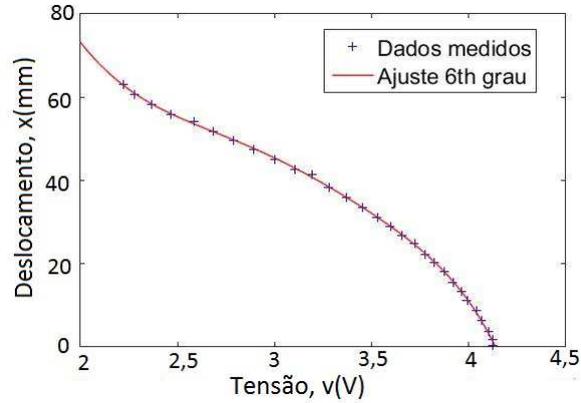
Tabela 4.2: Cálculo dos erros relativo e RMS do ajuste da curva característica da célula de carga.

| v [V] | $\hat{m}(v)$ [kg] | $m(v)$ [kg] | $\hat{m}(v) - m(v)$ | $(\hat{m}(v) - m(v))^2$ | e |
|---|-----------------------|-------------|------------------------|-------------------------|--------------------------|
| $2,14 \times 10^{-1}$ | $5,03 \times 10^{-2}$ | 0,05 | $3,35 \times 10^{-4}$ | $1,12 \times 10^{-7}$ | 0,67% |
| $2,40 \times 10^{-1}$ | $1,09 \times 10^{-1}$ | 0,1 | $8,61 \times 10^{-3}$ | $7,41 \times 10^{-5}$ | 8,61% |
| $2,58 \times 10^{-1}$ | $1,49 \times 10^{-1}$ | 0,15 | $-6,70 \times 10^{-4}$ | $4,49 \times 10^{-7}$ | 0,45% |
| $2,79 \times 10^{-1}$ | $1,97 \times 10^{-1}$ | 0,2 | $-3,42 \times 10^{-3}$ | $1,17 \times 10^{-5}$ | 1,71% |
| $3,69 \times 10^{-1}$ | $3,98 \times 10^{-1}$ | 0,4 | $-2,28 \times 10^{-3}$ | $5,22 \times 10^{-6}$ | 0,57% |
| $4,59 \times 10^{-1}$ | $6,01 \times 10^{-1}$ | 0,6 | $1,11 \times 10^{-3}$ | $1,22 \times 10^{-6}$ | 0,18% |
| $\varepsilon = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{t=1}^N (\hat{m}(v) - m(v))^2}$ | | | | | $1,03 \times 10^{-2}$ kg |

Para a caracterização do LVDT, foi utilizado o circuito descrito na Seção 4.4.4. O eixo de um motor de passo foi conectado por uma correia dentada ao eixo de uma polia conectada à haste do LVDT, de tal forma que um passo do motor correspondesse a um deslocamento linear da haste do LVDT em aproximadamente 0,25 mm. Para cada passo, foi lido o deslocamento com um paquímetro e o valor de tensão no *software* por meio do

diagrama de blocos apresentado na Figura 4.13. A curva característica encontrada está apresentada na Figura 4.16.

Figura 4.16: Dados experimentais e curva característica para o LVDT.



Fonte: Autoria própria.

Para a curva característica apresentada na Figura 4.16 a função de ajuste válida é a função polinomial de 6º grau apresentada na Equação 4.11. Na Tabela 4.3 estão apresentados os cálculos dos erros relativo e RMS.

$$\hat{x}(v) = -3,9v^6 + 63,6v^5 - 417v^4 + 1389,8v^3 - 2409,4v^2 + 1918,8v - 352. \quad (4.11)$$

Tabela 4.3: Cálculo dos erros relativo e RMS do ajuste da curva característica do LVDT.

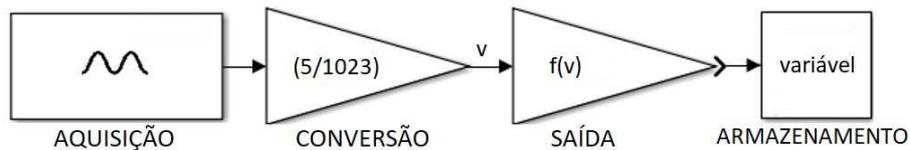
| v [V] | $\hat{x}(v)$ [mm] | $x(v)$ [mm] | $\hat{x}(v) - x(v)$ | $(\hat{x}(v) - x(v))^2$ | e |
|---|-------------------|-------------|---------------------|-------------------------|---------|
| 3,969 | 12,95 | 13,1 | -0,15 | 0,02 | 1,1% |
| 3,925 | 15,46 | 15,25 | 0,21 | 0,04 | 1,4% |
| 3,876 | 17,97 | 17,9 | 0,07 | 0,00 | 0,4% |
| 3,827 | 20,24 | 20,1 | 0,14 | 0,02 | 0,7% |
| 3,778 | 22,32 | 22,05 | 0,27 | 0,07 | 1,2% |
| 3,724 | 24,43 | 24,8 | -0,37 | 0,14 | 1,5% |
| 3,661 | 26,75 | 26,55 | 0,20 | 0,04 | 0,7% |
| 3,602 | 28,75 | 28,85 | -0,10 | 0,01 | 0,4% |
| 3,534 | 30,96 | 31 | -0,04 | 0,00 | 0,1% |
| 3,456 | 33,37 | 33,4 | -0,03 | 0,00 | 0,1% |
| 3,372 | 35,81 | 35,75 | 0,06 | 0,00 | 0,2% |
| 3,284 | 38,27 | 38,2 | 0,07 | 0,01 | 0,2% |
| 3,196 | 40,61 | 41,35 | -0,74 | 0,55 | 1,8% |
| 3,109 | 42,81 | 42,5 | 0,31 | 0,10 | 0,7% |
| 3,001 | 45,32 | 45 | 0,32 | 0,10 | 0,7% |
| 2,893 | 47,61 | 47,4 | 0,21 | 0,04 | 0,4% |
| 2,791 | 49,64 | 49,55 | 0,09 | 0,01 | 0,2% |
| 2,683 | 51,67 | 51,8 | -0,13 | 0,02 | 0,3% |
| 2,586 | 53,52 | 54 | -0,48 | 0,23 | 0,9% |
| 2,468 | 55,92 | 55,85 | 0,07 | 0,00 | 0,1% |
| 2,366 | 58,38 | 58,2 | 0,18 | 0,03 | 0,3% |
| 2,278 | 60,91 | 60,6 | 0,31 | 0,10 | 0,5% |
| 2,224 | 62,72 | 63 | -0,28 | 0,08 | 0,4% |
| $\varepsilon = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{t=1}^N (\hat{x}(v) - x(v))^2}$ | | | | | 1,74 mm |

O procedimento de levantamento de curva característica não foi realizado para o termopar, pois a associação AD595 e filtro RC possui uma saída linear já conhecida de $10 \text{ mV}/^\circ\text{C}$. Então, o ajuste da curva é uma função linear dado pela Equação 4.12.

$$\hat{T}(v) = \frac{1}{10 \times 10^{-3}} v. \quad (4.12)$$

Por fim, foi realizada a segunda etapa do projeto dos subsistemas de medição, que consistiu em escrever o código final apresentado na Figura 4.17. Este código converte os valores de Volts para valores físicos, por meio do terceiro bloco, bloco de saída, configurado com funções de ajustes de curva $f(x)$ de cada sensor.

Figura 4.17: Diagrama de blocos de subsistemas de *software* para grandezas medidas.

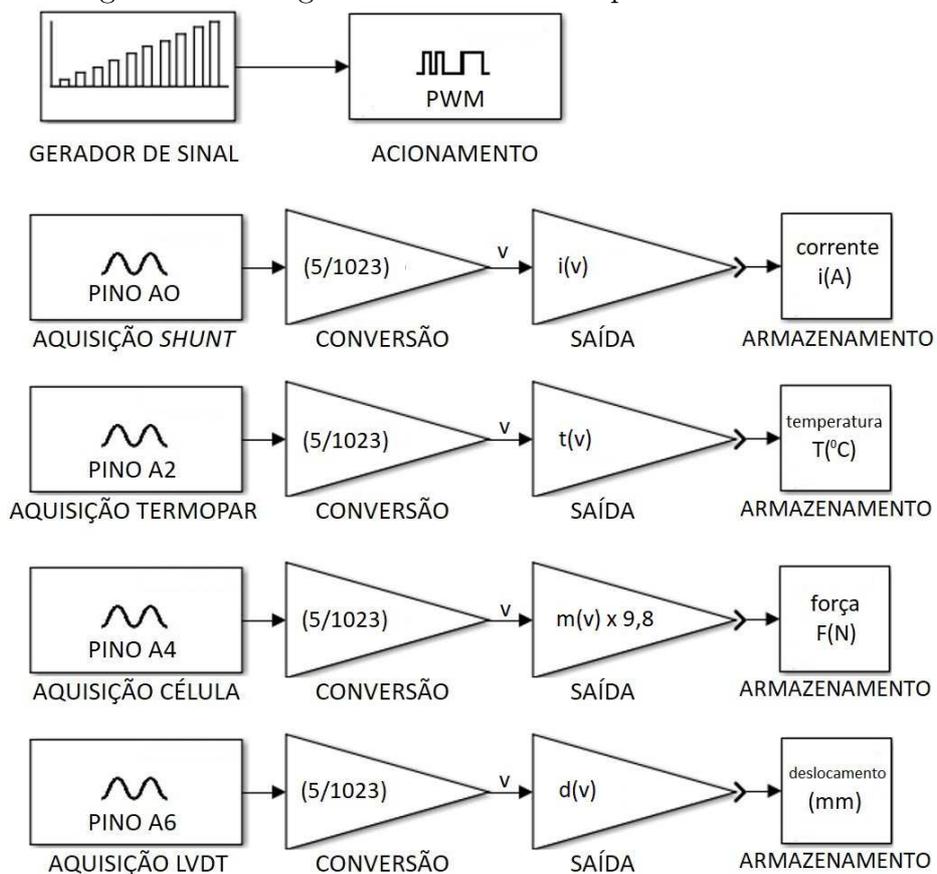


Fonte: Autoria própria.

Integração dos subsistemas de *software*

A integração dos subsistemas de *software*, que é a rotina do experimento dinâmico, consistiu em selecionar e agrupar os subsistemas: acionamento do atuador, medição de corrente elétrica, medição de temperatura, medição de força, e medição de deslocamento, conforme representado pelo diagrama da Figura 4.18.

Figura 4.18: Diagrama de Blocos do experimento dinâmico.



Fonte: Autoria própria.

4.4.7 Teste dos subsistemas de *software*

O teste dos subsistemas de *software* consistiu na validação das funções de ajustes de curva dos sensores. Para tanto foram realizados novos experimentos, semelhantes aos de levantamento das curvas, e os valores lidos pelo microcontrolador foram convertidos em valores físicos por meio do diagrama de blocos da Figura 4.17. Para o *shunt*, os valores foram comparados com os lidos pelo multímetro e o erro máximo encontrado foi de 4%. Para a célula de carga, os valores foram comparados com os pesos calibrados e o erro máximo encontrado foi de 9%. Para o LVDT, os valores foram comparados com os medidos com o paquímetro e o erro máximo encontrado foi de 4,5%.

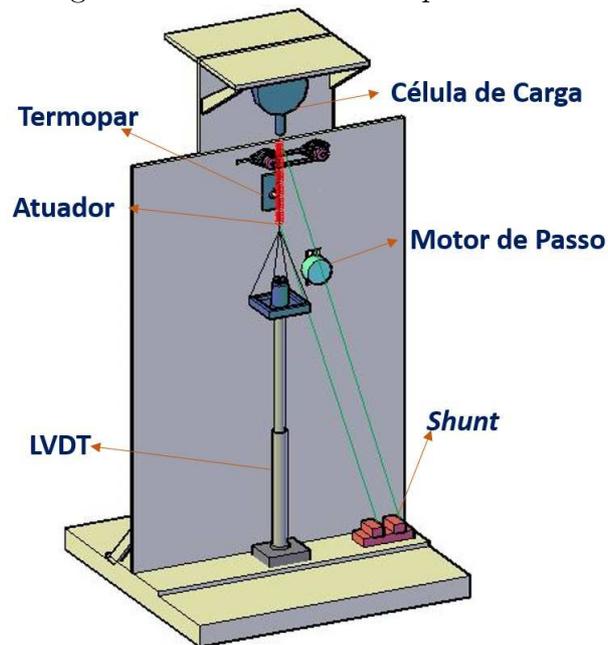
4.4.8 Integração entre *hardware-software*

Nesta fase, todo o sistema foi integrado. Para tanto, o código do experimento dinâmico foi gerado automaticamente no ambiente de desenvolvimento, cross-compilado e carregado no microcontrolador.

4.4.9 Estrutura física da plataforma

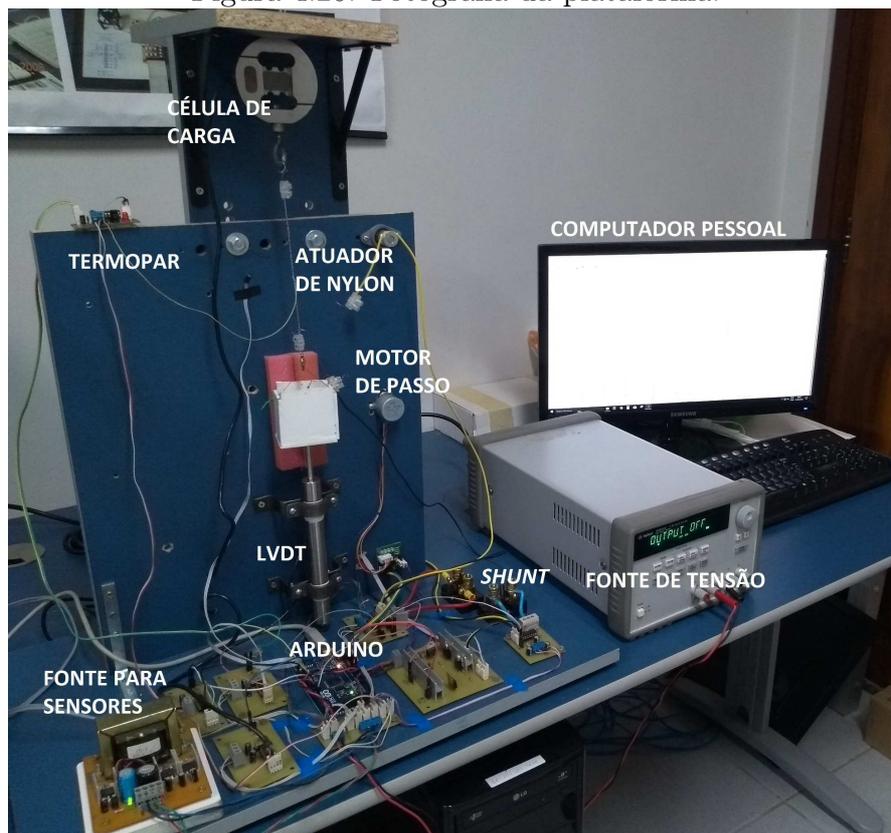
A plataforma experimental, apresentadas nas Figuras 4.19 e 4.20, foi projetada para realizar o experimento dinâmico que é dividido em duas partes: teste isobárico, no qual a carga é mantida constante e o deslocamento é medido, e teste isométrico, no qual o comprimento do atuador é mantido constante e a força de contração gerada devido ao aquecimento é medida. Em ambos, também são medidas a corrente elétrica e a temperatura.

Figura 4.19: Plataforma Experimental.



Fonte: Autoria própria.

Figura 4.20: Fotografia da plataforma.



Fonte: Autoria própria.

No teste isobárico, a extremidade superior do atuador é conectada à célula de carga e a inferior é fixada a uma bandeja (com 150 g de carga) na qual a haste móvel do LVDT está fixada. Assim, no movimento de contração, o atuador puxa a haste do LVDT e a medição do deslocamento é realizada. O corpo do LVDT foi instalado na plataforma de modo que a sua haste não provocasse qualquer atrito com o movimento de contração e distensão do atuador. No teste isométrico, a haste do LVDT é mantida totalmente levantada e fixa, de forma que, durante o aquecimento, o atuador não consegue contrair e assim é medida a força com que este atua.

4.4.10 Teste de aceitação do sistema

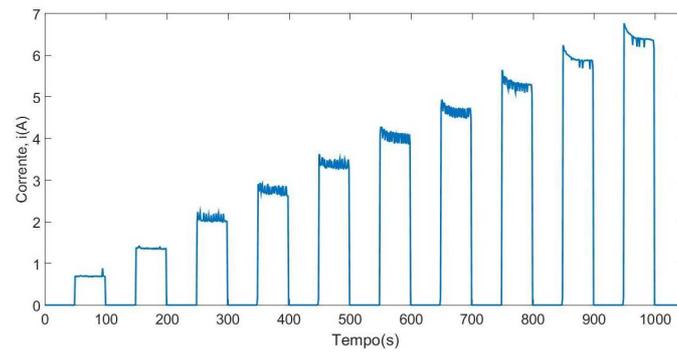
Para validar a plataforma desenvolvida, foi realizado o teste de integração de todo o sistema, que consistiu na realização dos experimentos dinâmicos isométrico e isobárico, utilizando o atuador de nylon obtido a partir do procedimento apresentado na Seção 4.3.

Na Figura 4.21 são apresentadas as respostas de temperatura, força (experimento isométrico) e deslocamento (experimento isobárico) ao sinal de entrada de corrente elétrica controlada por PWM, cujo nível DC é variado em função da variação do *duty cycle* de 10% a 100% a um passo de 10%. Neste experimento, tanto o tempo de aquecimento quanto de resfriamento foram de 50 segundos.

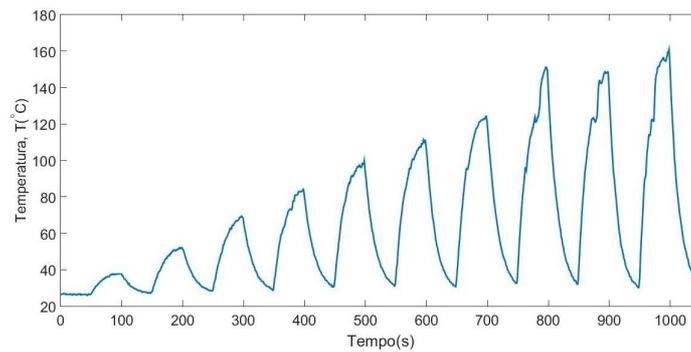
Observando a Figura 4.21, podemos perceber que o sinal de entrada gerou uma corrente de até 6,6 A, aquecendo o atuador de 26 °C (temperatura ambiente) até 156,4 °C, o qual gerou uma força de 1,63 N (pré-tensionamento do atuador) à 2,36 N, e alcançou até 15,2 mm de deslocamento, que equivale a 12,7 % de contração do atuador de 120 mm de comprimento original. O atuador responde com um atraso de tempo de 4 s à variação no sinal de entrada.

A potência de entrada do sistema foi de aproximadamente 20 W e que o trabalho realizado pelo atuador foi de 35 mJ, ou seja, a densidade de potência deste atuador é de 1,75 mJ/W. Para efeitos de comparação, o motor de passo utilizado neste projeto precisa de uma potência de entrada de 2 W para produzir um trabalho de 30 mJ, o que resulta em uma densidade de potência de 15 mJ/W. O atuador estudado possui menos do que 1 g de massa, e o motor passo aproximadamente 100 g, portanto, a densidade de potência do atuador é 1,75 J/W/kg, enquanto que a do motor de passo é 0,15 J/W/kg.

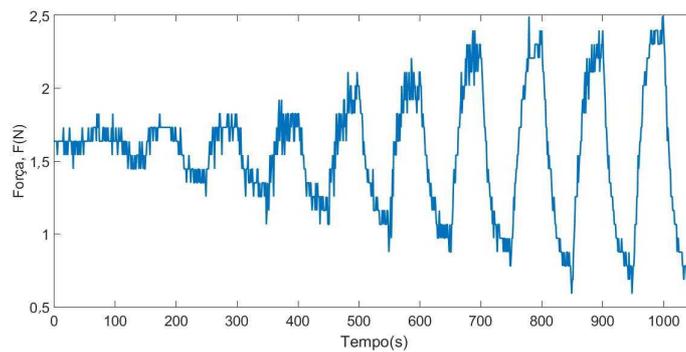
Figura 4.21: Respostas ao sinal de corrente PRBS na entrada do sistema.



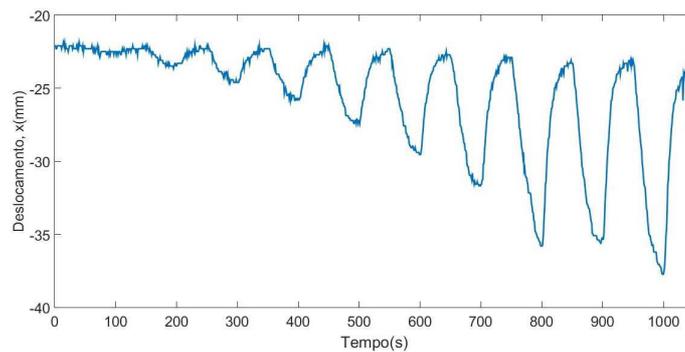
(a) Sinal de entrada.



(b) Sinal de saída de temperatura.



(c) Sinal de saída de força.



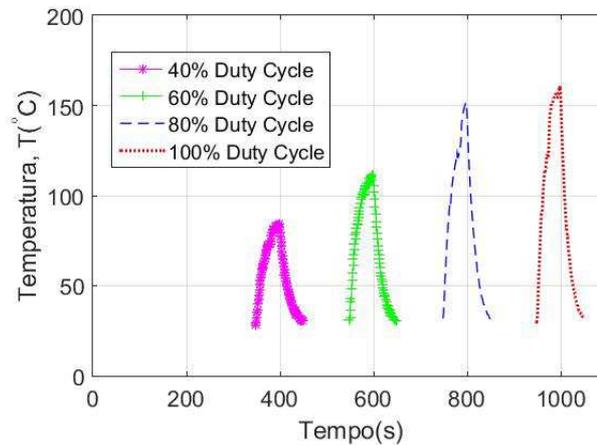
(d) Sinal de saída de deslocamento.

Fonte: Autoria própria.

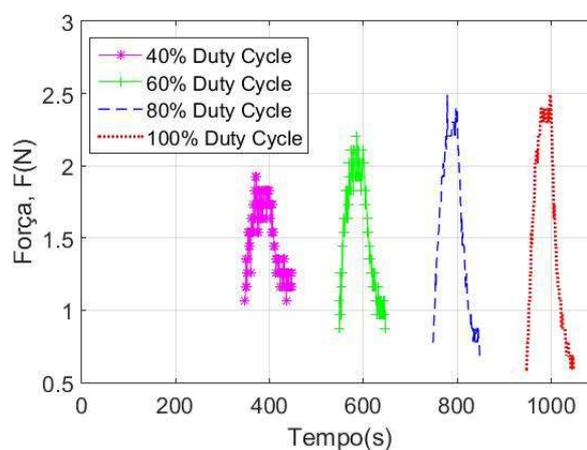
4.4.11 Curvas características do atuador

Para conhecermos o comportamento da força de atuação versus a temperatura do atuador estudado, primeiramente foram extraídos os dados de quatro ciclos de aquecimento e resfriamento da Figura 4.21, que são as respostas de temperatura e força para as amplitudes de corrente de 40%, 60%, 80% e 100% do *duty cycle*. Os dados extraídos estão apresentados na Figura 4.22. Em seguida foram plotados os pares ordenados (temperatura, força) para cada instante de tempo, conforme apresentado na Figura 4.23.

Figura 4.22: Dados de temperatura e força para as amplitudes de corrente de 40%, 60%, 80% e 100% do *duty cycle*.



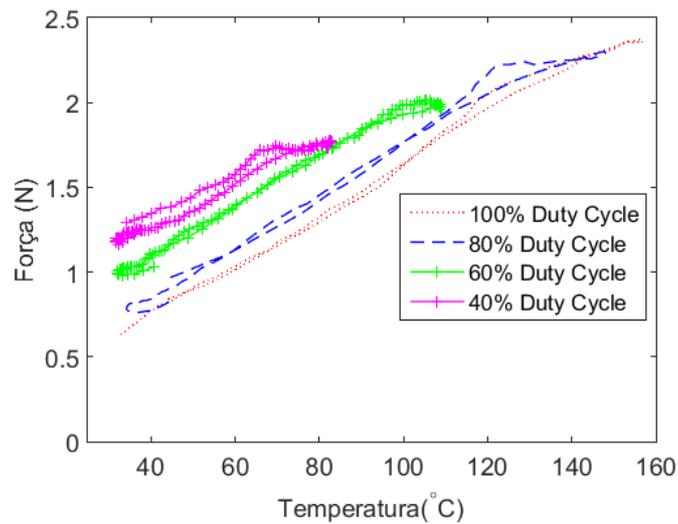
(a) Sinal de saída de temperatura.



(b) Sinal de saída de força.

Fonte: Autoria própria.

Figura 4.23: Comportamento força versus temperatura.



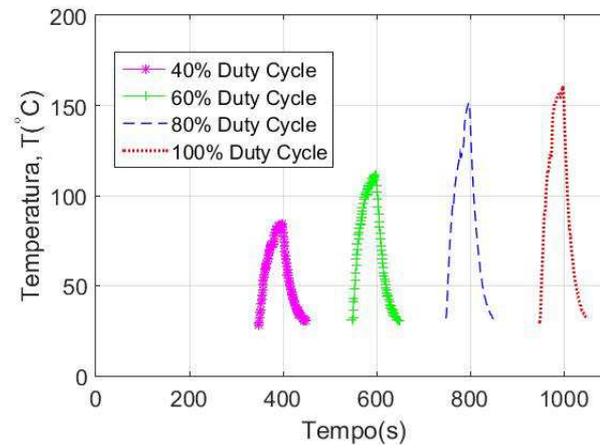
Fonte: Autoria própria.

Observando a Figura 4.23 pode-se perceber que a relação força *vs* temperatura é livre de histerese para todos os pontos de operação apresentados. Também é possível concluir que as inclinações das curvas, que podem ser aproximadas por uma reta, são semelhantes, evidenciando assim que a consideração de que a força gerada pelo atuador pode ser modelada por 4.5 é aceitável.

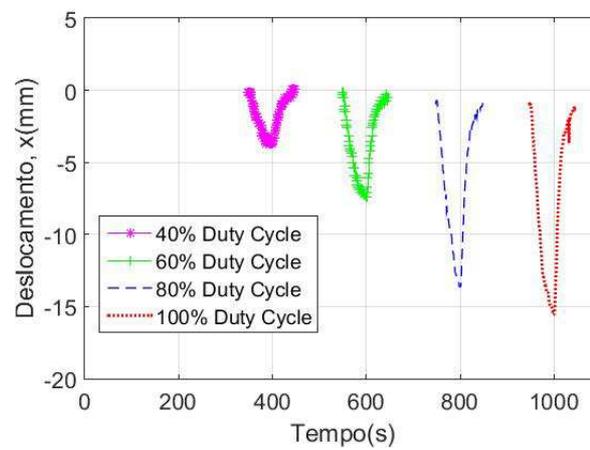
Outra característica observada é que, a cada novo ciclo de aquecimento e resfriamento, houve uma diminuição da força na temperatura ambiente. Em tal temperatura, as forças atuantes no sistema são a força peso e a força elástica, que estão em equilíbrio. Tendo em vista que a massa, a gravidade e o deslocamento (experimento isométrico) não variam, pode-se concluir que houve uma variação da constante elástica, indicando uma relaxação do atuador a cada novo ciclo.

Para conhecermos o comportamento do deslocamento versus a temperatura do atuador, foram extraídos da 4.21 os dados dos quatro ciclos de aquecimento e resfriamento, que são as respostas de temperatura e deslocamento para as amplitudes de corrente de 40%, 60%, 80% e 100% do *duty cycle*. Os dados extraídos estão apresentados na Figura 4.24. Em seguida foram plotados os pares ordenados (temperatura, deslocamento) para cada instante de tempo, conforme apresentado na Figura 4.25.

Figura 4.24: Dados de temperatura e deslocamento para as amplitudes de corrente de 40%, 60%, 80% e 100% do *duty cycle*.



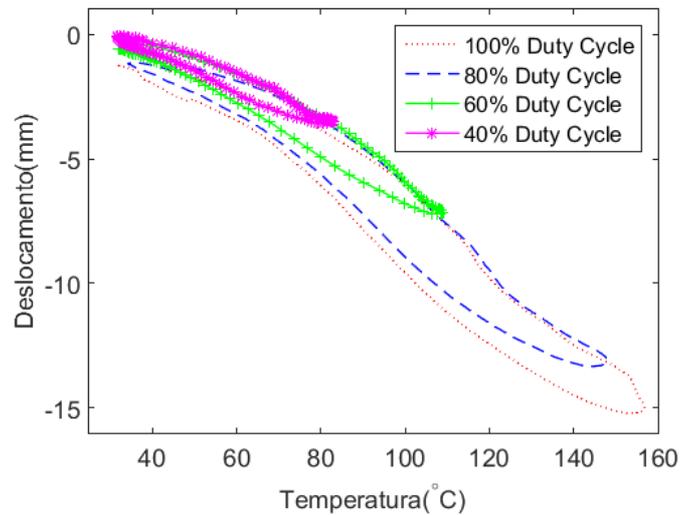
(a) Sinal de saída de temperatura.



(b) Sinal de saída de deslocamento.

Fonte: Autoria própria.

Figura 4.25: Comportamento deslocamento versus temperatura.



Fonte: Autoria própria.

Observando a Figura 4.25 pode-se perceber que a relação deslocamento *vs* temperatura possui histerese. Uma possível hipótese para esta característica é que exista atrito interno durante os ciclos de aquecimento e resfriamento, devido à movimentação das cadeias helicoidais, geradas no processo de torção da fibra de nylon.

4.5 Considerações finais

Diante dos resultados obtidos, o projeto e desenvolvimento da plataforma experimental foi validado. Assim esta plataforma está apta para a realização de novos experimentos dinâmicos para obtenção de dados para estimação e validação do modelo do atuador de nylon, etapa esta que será apresentada no Capítulo 5.

Capítulo 5

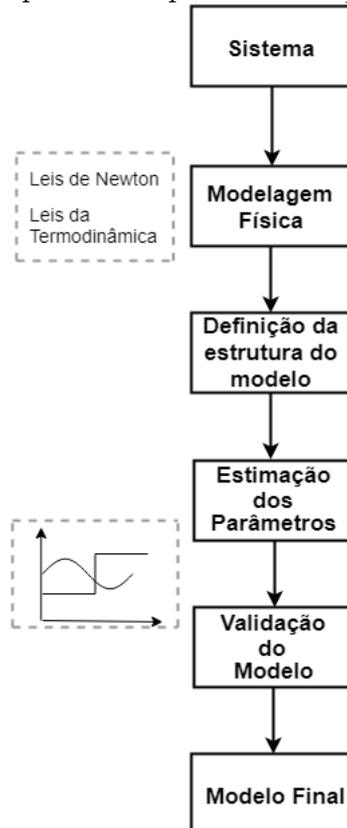
Estimação e validação dos modelos do atuador

Neste capítulo serão apresentadas as etapas de estimação dos parâmetros e validação dos modelos termoelétrico e termomecânico do atuador de nylon, cujas dinâmicas foram investigadas e apresentadas no Capítulo 4.

5.1 Metodologia

Para a construção do modelo, foram utilizadas duas fontes de conhecimento a respeito das propriedades do sistema. A primeira referiu-se à obtenção dos modelos termoelétrico e termomecânico a partir das leis físicas que regem os subsistemas, cujo conhecimento foi adquirido através da literatura, apresentados no Capítulo 4. A segunda, que será apresentada neste capítulo, consistiu em identificar o sistema por meio da estimação e validação dos modelos a partir dos dados que foram obtidos experimentalmente. O princípio básico para construção do modelo está ilustrado na Figura 5.1.

Figura 5.1: Princípio básico para construção de um modelo.



Fonte: Autoria própria.

5.1.1 Coleta dos dados experimentais

Para a coleta dos dados, os experimentos foram realizados na plataforma apresentada na Seção 4.4 com o atuador obtido por meio do processo de manufatura apresentado na Seção 4.3, cujo diâmetro é de 3 mm e o comprimento de 120 mm, e o fio de cobre esmaltado de $0,478 \Omega$ e 0,8 mm de diâmetro. Todos experimentos foram isobáricos, ou seja, a extremidade superior do atuador foi fixada na plataforma e na inferior foi aplicada uma carga constante de 150 g na qual a haste móvel do LVDT estava fixada. Com o circuito descrito na Seção 4.4.4 foi aplicada e medida a corrente elétrica no fio de cobre esmaltado. Durante o aquecimento, e conseqüente movimento de contração, o atuador puxou a haste do LVDT e a medição do deslocamento foi realizada. Com o termopar e seu circuito de condicionamento foi medida a temperatura do atuador.

A fim de verificar o comportamento do sistema em função de sinais de excitação de diferentes características e em diferentes pontos de operação, foram projetados os seguintes

sinais de excitação do sistema: PRBS, sinal de forma de onda quadrada de amplitudes variadas, sinal de forma de onda triangular de amplitudes variadas e sinais senoidais de diferentes frequências.

Para projetar adequadamente os sinais de entrada, primeiramente foi realizado um experimento preliminar, que consistiu na aplicação de um degrau de corrente na entrada do sistema, a fim de identificar as amplitudes das variáveis corrente, temperatura e deslocamento medidas, e o tempo para o sistema alcançar o regime permanente.

A partir das informações obtidas no experimento preliminar, foi determinado o intervalo de tempo máximo de permanência do sinal PRBS em um determinado nível e sua amplitude, e os períodos e amplitudes dos demais sinais. Também foi definida a taxa de amostragem adequada para os sensores. Por fim, com estes sinais de de entrada, foram realizados os experimentos para a coleta dos dados experimentais.

5.1.2 Estrutura dos modelos

A primeira etapa para identificar um sistema a partir de dados experimentais é escolher sua estrutura do modelo. Como visto no Capítulo 4, na modelagem física foi considerado que os modelos termoelétrico e termomecânico são lineares nos parâmetros. Sendo assim, podemos utilizar métodos paramétricos para estimação dos parâmetros. Então, as estruturas dos modelos foram obtidas discretizando, em função de valores passados das variáveis, as equações diferenciais que representam o modelo termoelétrico e o modelo termomecânico.

A discretização foi obtida pelo método das diferenças finitas, que é um método de resolução de equações diferenciais que se baseia na aproximação de derivadas por diferenças finitas, obtida da série de Taylor da função derivada [51]. Para aproximação da derivada de primeira ordem, foi utilizada a expressão (5.1) e para a de segunda ordem, a expressão (5.2), onde h é o período de amostragem dos sinais.

$$\dot{f}(t) \approx \frac{f(t) - f(t - h)}{h}. \quad (5.1)$$

$$\ddot{f}(t) \approx \frac{f(t) - 2f(t - h) + f(t - 2h)}{h^2}. \quad (5.2)$$

5.1.3 Estimação dos parâmetros

Os métodos escolhidos para estimar os parâmetros dos modelos apresentados na Seção 5.1.2 foram o Método dos Mínimos Quadrados, também conhecido como método *Least-Square Estimation (LSE)*, e o Método dos Mínimos Quadrados Recursivos, também conhecido como *Recursive Least Squares (RLS)*. O primeiro foi implementado inicialmente para que fosse avaliada, a partir da qualidade da estimativa, a necessidade de incluir termos estocásticos na estrutura de modelo. E o segundo, nos casos em que foi verificado que era necessário.

Método dos mínimos quadrados

De uma forma geral, este método é utilizado para estimação dos parâmetros de sistemas SISO (uma saída e uma entrada) lineares nos parâmetros, cuja estrutura pode ser linear ou não-linear. Para aplicação deste método, considera-se a equação de diferenças linear expressa pela Equação (5.3), a qual representa a relação entre uma entrada $u(t)$ e uma saída $y(t)$ de um processo, e que pode também ser representada pela Equação 5.4 [21].

$$y(t) + a_1y(t-1) + \dots + a_nay(t-na) = b_1u(t-1) + \dots + b_nbu(t-nb) + \varepsilon(t), \quad (5.3)$$

$$\hat{y}(t|\theta) = \varphi^T(t)\theta + \varepsilon(t), \quad (5.4)$$

na qual, $\varepsilon(t)$ é o erro de predição, $\varphi(t)$ é o vetor de regressores, expresso em (5.5), e θ é o vetor com os parâmetros do modelo a serem estimados, expresso em (5.6).

$$\varphi(t) = [\varphi_1(t) \ \varphi_2(t) \ \dots \ \varphi_{n_a+n_b}(t)]^T = [-y(t-1) \ \dots \ -y(t-na) \ u(t-1) \ \dots \ u(t-nb)]. \quad (5.5)$$

$$\theta = [\theta_1 \ \theta_2 \ \dots \ \theta_{n_a+n_b}]^T = [a_1 \ \dots \ a_{na} \ b_1 \ \dots \ b_{nb}]. \quad (5.6)$$

Se um conjunto de dados Z^N (com $t = 1, \dots, N$) foi coletado da planta, representado na expressão (5.7), e o erro de predição for obtido por meio da expressão (5.8), então a função

de custo $V_N(\theta, Z^N)$ associada à estimação é calculada conforme a expressão (5.9).

$$Z^N = [y(1), u(1), y(2), u(2), \dots, y(N), u(N)]. \quad (5.7)$$

$$e(t, \theta) = y(t) - \varphi^T(t)\theta. \quad (5.8)$$

$$V_N(\theta, Z^N) = \frac{1}{N} \sum_{t=1}^N \frac{1}{2} \varepsilon^2(t, \theta) = \frac{1}{N} \sum_{t=1}^N \frac{1}{2} (y(t) - \varphi^T(t)\theta)^2. \quad (5.9)$$

Logo, a estimação dos parâmetros neste método, dada pela expressão (5.10), é feita para minimizar a função de custo, de acordo com Ljung [21].

$$\hat{\theta}_N^{LS} = \arg \min V_N(\theta, Z^N) = \left[\sum_{t=1}^N \varphi(t)\varphi^T(t) \right]^{-1} \sum_{t=1}^N \varphi(t)y(t). \quad (5.10)$$

Em (5.10), $\theta \in \mathbb{R}^d$, onde d é a dimensão do vetor de parâmetros.

Método dos mínimos quadrados recursivos

Este método foi utilizado para estimar os parâmetros de estruturas de modelo na forma da expressão (5.11), por meio das quais é possível modelar o erro de predição.

$$y(t) + a_1 y(t-1) + \dots + a_{n_a} y(t-n_a) = b_1 u(t-1) + \dots + b_{n_b} u(t-n_b) + c_1 e(t-1) + \dots + c_{n_c} e(t-n_c). \quad (5.11)$$

Para esta estrutura de modelo, o vetor dos regressores é dado pela expressão (5.12) e o vetor dos parâmetros pela expressão (5.13)

$$\varphi(t) = [-y(t-1) \dots -y(t-n_a) \quad u(t-1) \dots u(t-n_b) \quad e(t-1) \dots e(t-n_c)]. \quad (5.12)$$

$$\theta = [a_1 \dots a_{n_a} \quad b_1 \dots b_{n_b} \quad c_1 \dots c_{n_c}]. \quad (5.13)$$

O algoritmo para aplicação do método dos mínimos quadrados recursivos é descrito nos seguintes passos iterativos:

1. Especificar o número de parâmetros a serem estimados
2. Calcular o vetor de regressão dado por (5.12)
3. Calcular $K(i) = \frac{R(i-1)\varphi(i)}{1+\varphi^T(i)R(i-1)\varphi(i)}$
4. Calcular a inversa da matriz de covariância $R(i) = R(i-1) - K(i)\varphi^T(i)R(i-1)$
5. Calcular a nova estimativa $\theta(i) = \theta(i-1) + K(i)[y(i) - \varphi^T(i)\theta(i-1)]$
6. Calcular o erro de predição $e(i) = y(i) - \varphi^T(i)\theta(i)$
7. Atualizar $i = i + 1$
8. Retornar para o passo 2 até $i = N$, onde N é o número de dados coletados.

5.1.4 Validação dos modelos

Na etapa de validação, foi avaliado se os modelos propostos na Seção 5.1.2 com os parâmetros estimados pelas técnicas apresentadas na Seção 5.1.3 capturam toda a informação contida nos dados. Para tanto, foram comparadas as saídas estimadas e as saídas medidas do sistema em resposta a diferentes sinais de entrada, cuja forma de onda, amplitudes e frequências são diferentes do sinal de entrada utilizado para estimação dos parâmetros.

A diferença entre a saída estimada e a saída medida é chamada de resíduo, dado pela expressão (5.14), que é uma parte do modelo que não pôde ser reproduzida [21]. Para analisar os resíduos, primeiramente, foi calculado o erro relativo à saída medida, dado pela expressão (5.15).

$$\epsilon(t) = y(t) - \hat{y}(t). \quad (5.14)$$

$$e = \frac{\epsilon(t)}{y(t)} \times 100\%. \quad (5.15)$$

Em seguida, foi calculada a raiz do erro médio quadrático dado pela expressão (5.16). A vantagem desta análise é que o valor do erro está na mesma dimensão da variável analisada.

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{t=1}^N (y(t) - \hat{y}(t))^2}. \quad (5.16)$$

Por fim, foi calculada a autocorrelação entre os resíduos, dada pela expressão (5.17). Neste teste, é avaliado se a autocorrelação dos resíduos não apresentam nenhum padrão bem definido, indicando que os resíduos são não correlacionados, ou seja, os resíduos podem ser classificados como ruído branco [52].

$$R_{ACF}(h) = \frac{cov(\epsilon_i; \epsilon_{i+h})}{var(\epsilon_i)} = \frac{\sum_{i=1}^{N-h} (\epsilon_i - \bar{\epsilon})(\epsilon_{i+h} - \bar{\epsilon})}{\sqrt{\sum_{i=1}^N (\epsilon_i - \bar{\epsilon})^2}}, \quad (5.17)$$

onde $\bar{\epsilon}$ é a média da variável ϵ .

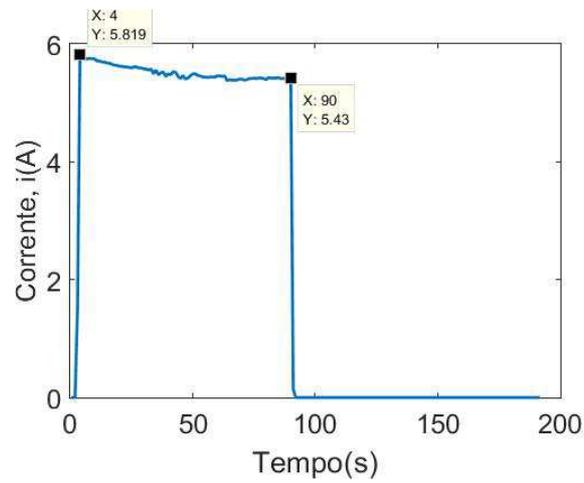
5.2 Resultados

Nesta Seção serão apresentados os resultados obtidos aplicando-se a metodologia descrita na seção anterior. Primeiro serão apresentados os dados experimentais coletados que foram utilizados para estimacão e validacão dos modelos. Em seguida serão apresentadas as etapas da identificacão do modelo termoeletrico e, por fim, as etapas da identificacão do modelo termomecânico.

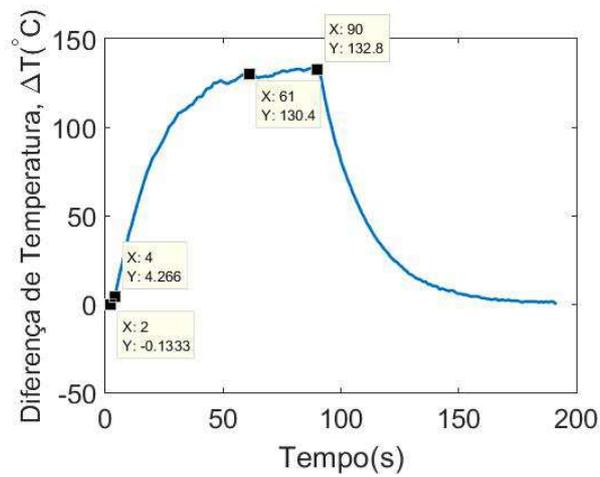
5.2.1 Dados experimentais

O teste preliminar foi realizado com o sinal de entrada sendo um degrau de corrente de aproximadamente 5,8 A aplicado no fio condutor, utilizando o circuito descrito na Seção 4.4.4 com a fonte ajustada em 2,77 V, e o gerador de função do subsistema de *software* descrito na Seção 4.4.6 ajustado para 100% do *duty cycle*. A temperatura ambiente foi de aproximadamente 25 °C. O intervalo de amostragem para leitura dos sinais do termopar e do LVDT foi de 1 segundo. A resposta ao degrau de corrente está apresentada na Figura 5.2.

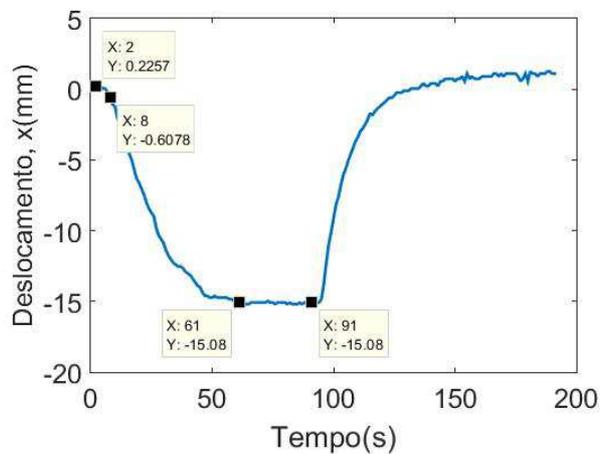
Figura 5.2: Teste preliminar para projeto dos sinais de entrada.



(a) Degrau de corrente na entrada.



(b) Resposta da diferença de temperatura ao degrau de corrente.



(c) Resposta do deslocamento ao degrau de corrente.

Fonte: Autoria própria.

Observando a Figura 5.2, tem-se que a partir dos 50 segundos praticamente não há mais contração do atuador e que o regime permanente é alcançado em 61 segundos, adotando um critério de 1% de variação. A corrente $i = 5,8$ A provocou uma diferença de temperatura $\Delta T = 130$ °C e um deslocamento $x = 15$ mm. Para os sensores, foi escolhida uma taxa de amostragem de 1 segundos, que está de acordo com o teorema da amostragem de Nyquist.

Resposta ao sinal PRBS

A partir das informações do experimento preliminar, foi gerado um sinal PRBS de largura de pulso máxima de 90 segundos, de forma a excitar tanto o regime transitório quanto o permanente, e de amplitude de 100% do *duty cycle*, que corresponde a 5,8 A. Na Figura 5.3 está apresentado o sinal PRBS da corrente elétrica na entrada, e as respostas de temperatura e deslocamento. Observando a Figura 5.3, temos que os valores alcançados neste experimento foram: diferença de temperatura de 128 °C e deslocamento de 15 mm.

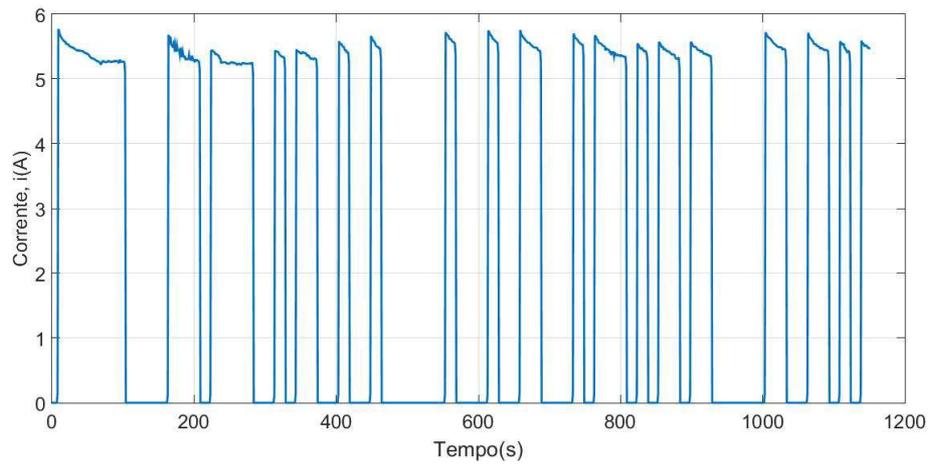
Resposta ao sinal de forma de onda quadrada

O sinal quadrado gerado foi de amplitude variada de 10% a 100% do *duty cycle*, que corresponde a 5,8 A, a um passo de 10% e período de 100 segundos. Na Figura 5.4 está apresentado o sinal de forma de onda quadrada de amplitude variada da corrente elétrica na entrada, e as respostas de temperatura e deslocamento. Observando a Figura 5.4, temos que os valores alcançados neste experimento foram: diferença de temperatura de 143 °C e deslocamento de 19,6 mm.

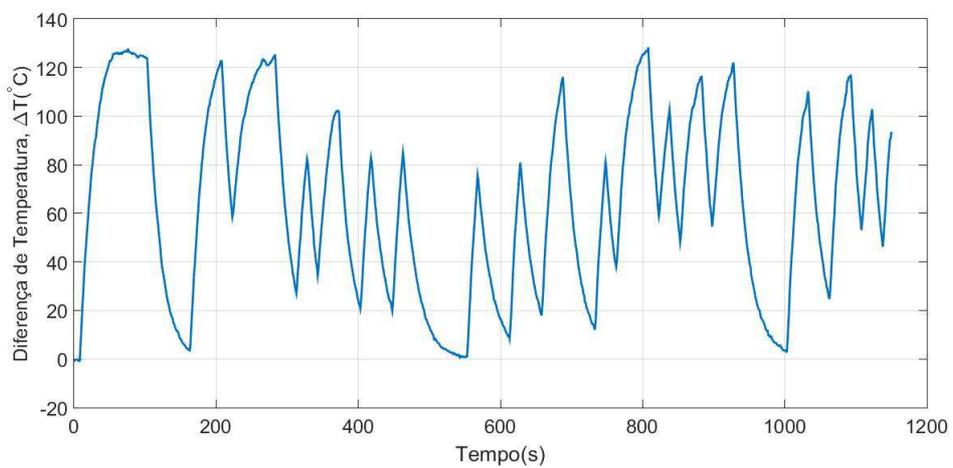
Resposta ao sinal de forma de onda triangular

O sinal triangular gerado foi de amplitude variada de 10% a 100%, que corresponde a 5,8 A, a um passo de 10% e período de 200 segundos. Na Figura 5.5 está apresentado o sinal de forma de onda triangular de amplitude variada da corrente elétrica na entrada, e as respostas de temperatura e deslocamento. Observando a Figura 5.5, temos que os valores alcançados neste experimento foram: diferença de temperatura de 144 °C e deslocamento de 17,5 mm.

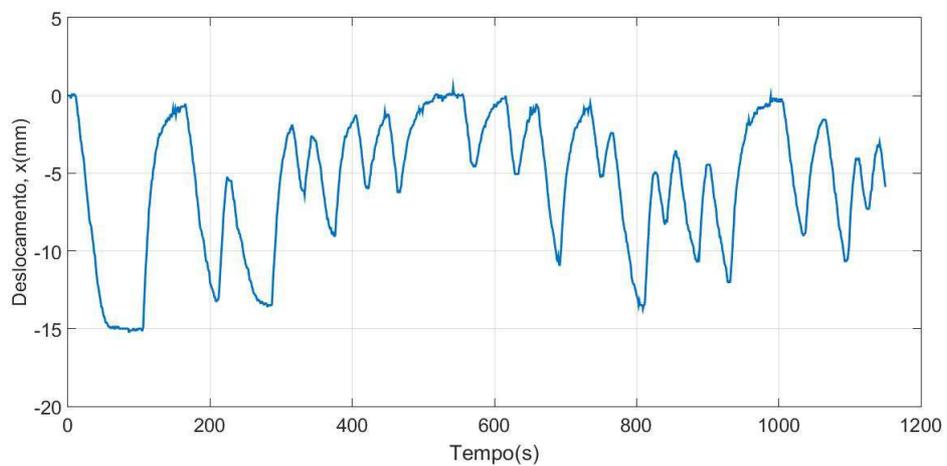
Figura 5.3: Respostas ao sinal de corrente PRBS na entrada do sistema.



(a) Sinal de corrente PRBS.



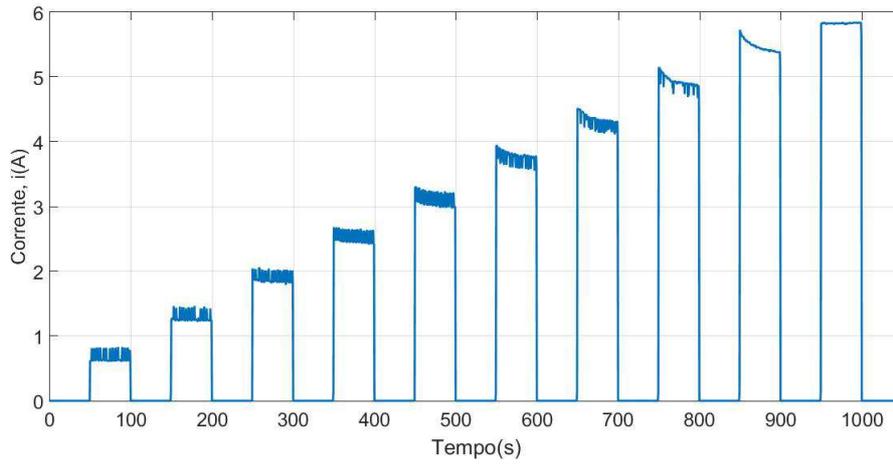
(b) Sinal de saída de temperatura.



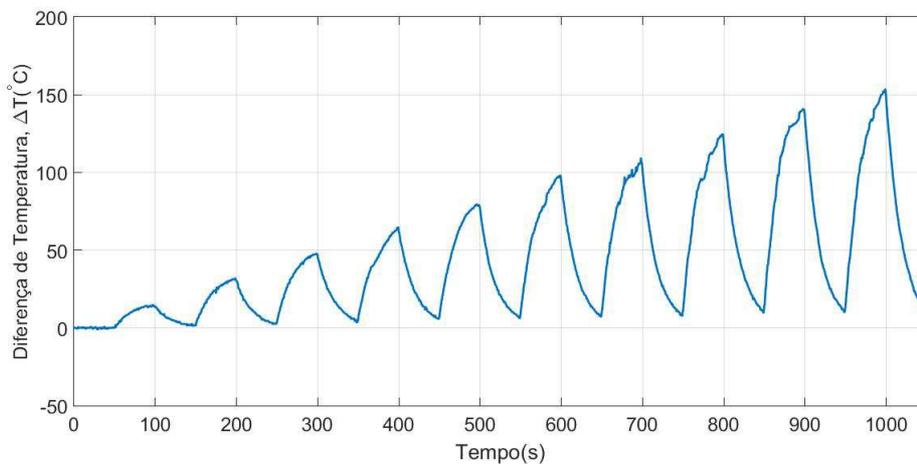
(c) Sinal de saída de deslocamento.

Fonte: Autoria própria.

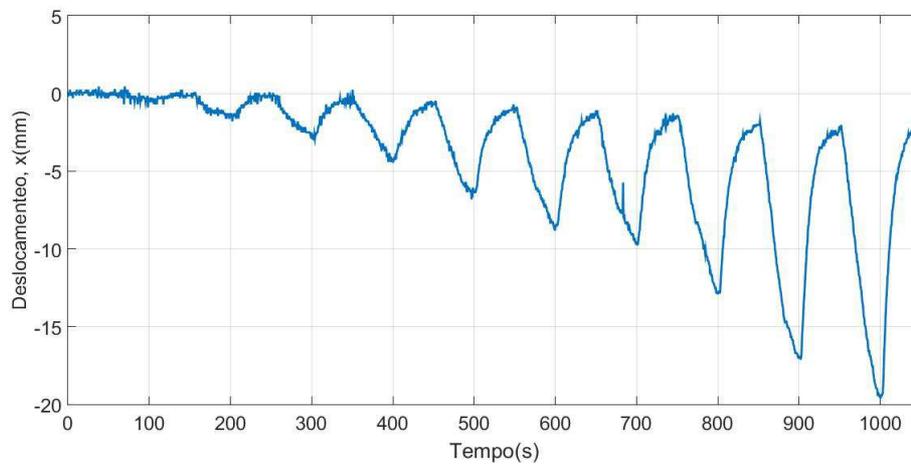
Figura 5.4: Respostas ao sinal de corrente quadrado na entrada do sistema.



(a) Sinal de corrente quadrado.



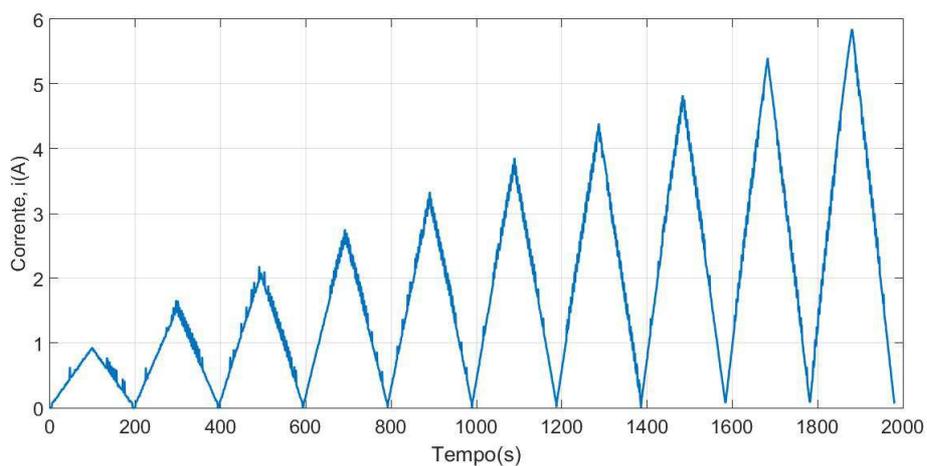
(b) Sinal de saída de temperatura.



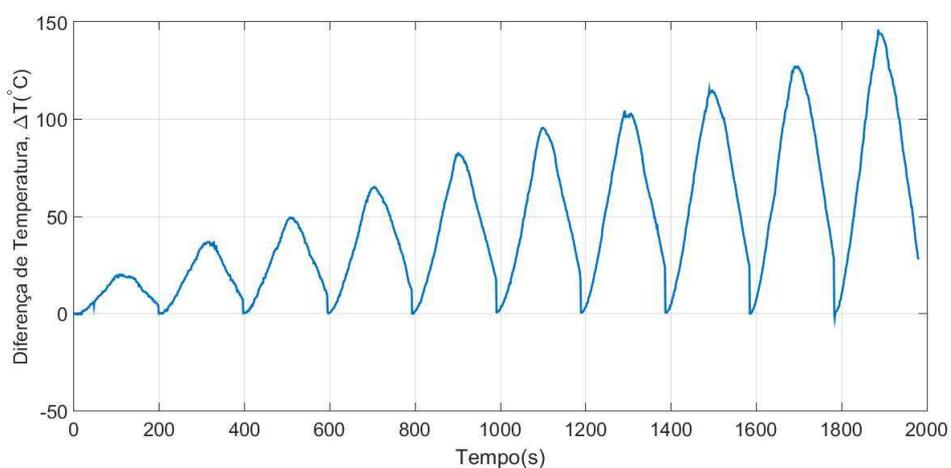
(c) Sinal de saída de deslocamento.

Fonte: Autoria própria.

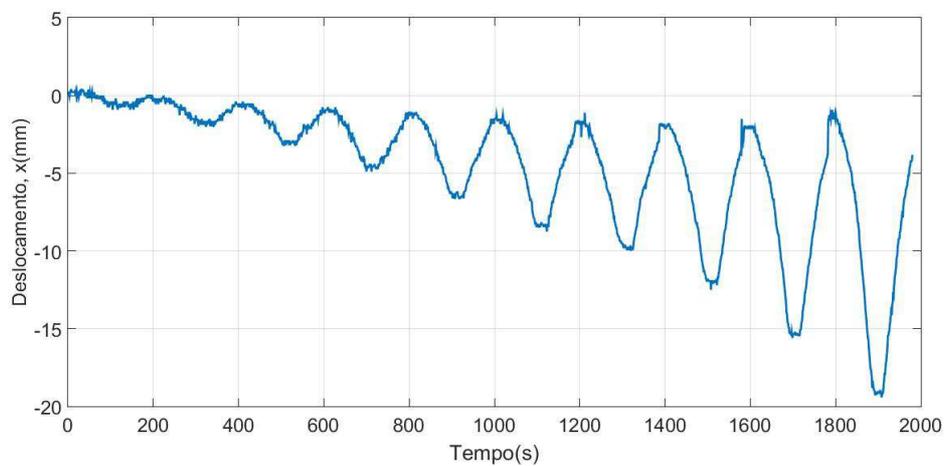
Figura 5.5: Respostas ao sinal de corrente triangular na entrada do sistema.



(a) Sinal de corrente triangular.



(b) Sinal de saída de temperatura.



(c) Sinal de saída de deslocamento.

Fonte: Autoria própria.

Resposta ao sinal senoidal de 5 mHz

Foi gerado um sinal senoidal de frequência de 5 mHz de amplitude de 100%, que corresponde a 5,8 A. A decisão do valor de 5 mHz foi tomada a partir de uma observação experimental, pela qual observou-se que para esta frequência o sistema alcança o regime permanente. Na Figura 5.6 está apresentado o sinal senoidal de frequência 5 mHz da corrente elétrica na entrada, e as respostas de temperatura e deslocamento. Observando a Figura 5.6, temos que os valores alcançados neste experimento foram: diferença de temperatura de 127,6 °C e deslocamento de 15,9 mm.

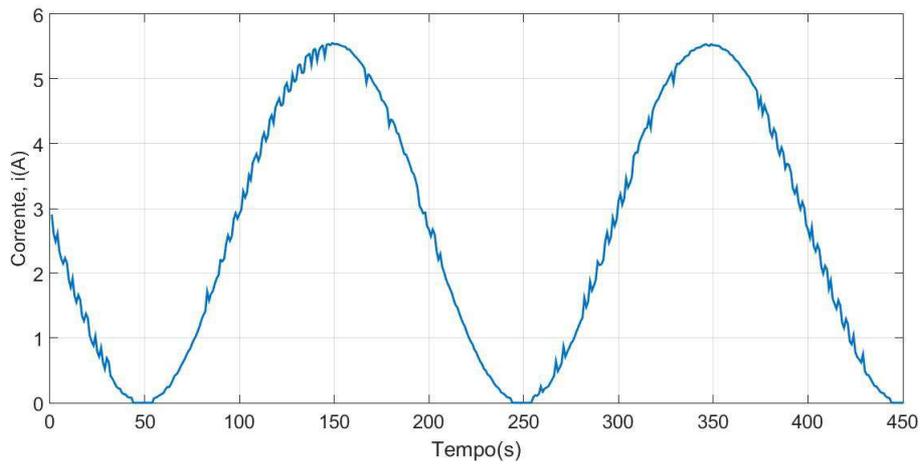
Resposta ao sinal senoidal de 10 mHz

Foi gerado um sinal senoidal de frequência de 10 mHz de amplitude de 100%, que corresponde a 5,8 A. Na Figura 5.7 está apresentado o sinal senoidal de frequência 10 mHz da corrente elétrica na entrada, e as respostas de temperatura e deslocamento. Observando a Figura 5.7, temos que os valores alcançados neste experimento foram: diferença de temperatura de 116,8 °C e deslocamento de 14,8 mm.

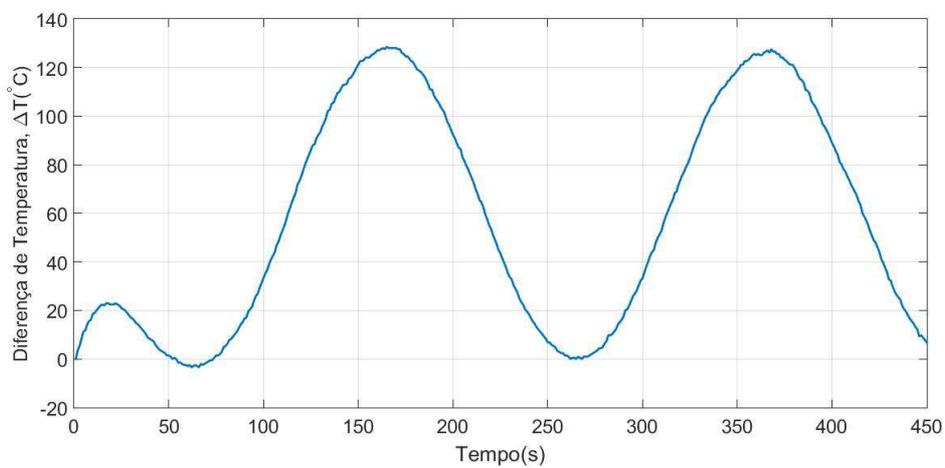
Resposta ao sinal senoidal de 20 mHz

Foi gerado um sinal senoidal de frequência de 20 mHz de amplitude de 100%, que corresponde a 5,8 A. Na Figura 5.8 está apresentado o sinal senoidal de frequência 20 mHz da corrente elétrica na entrada, e as respostas de temperatura e deslocamento. Observando a Figura 5.8, temos que os valores alcançados neste experimento foram: diferença de temperatura de 98 °C e deslocamento de 10 mm.

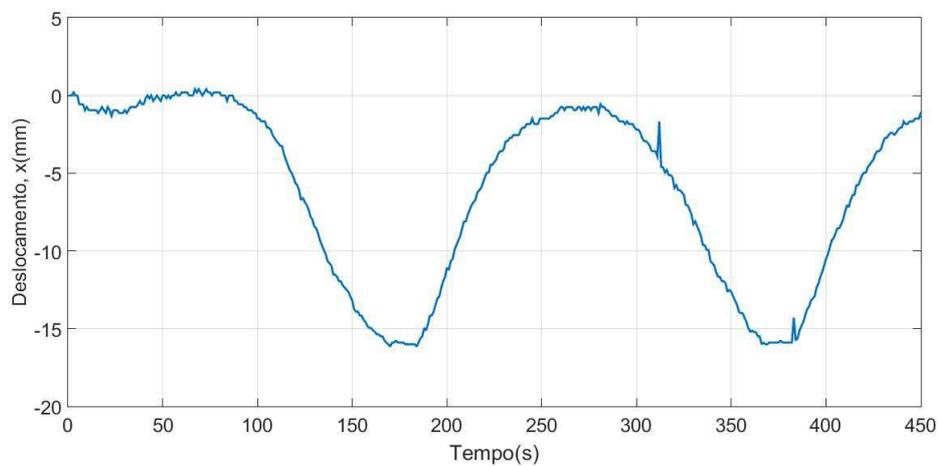
Figura 5.6: Respostas ao sinal de corrente senoidal de 5 mHz na entrada do sistema.



(a) Sinal de corrente senoidal de 5 mHz.



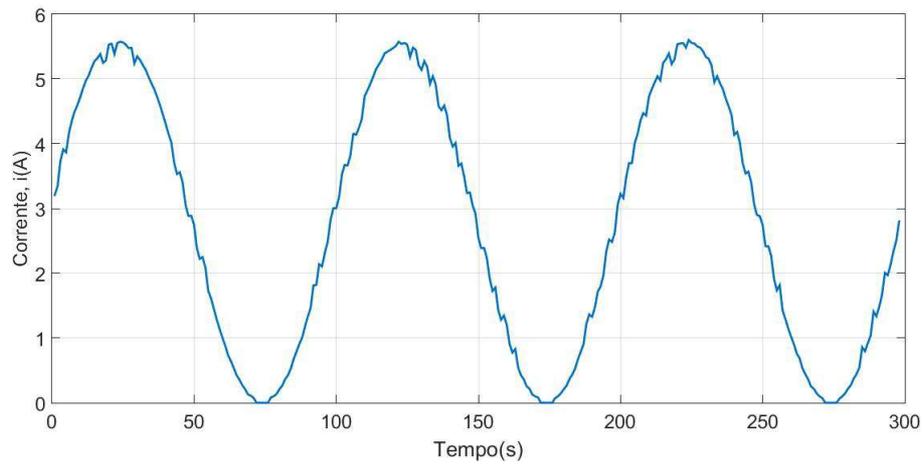
(b) Sinal de saída de temperatura.



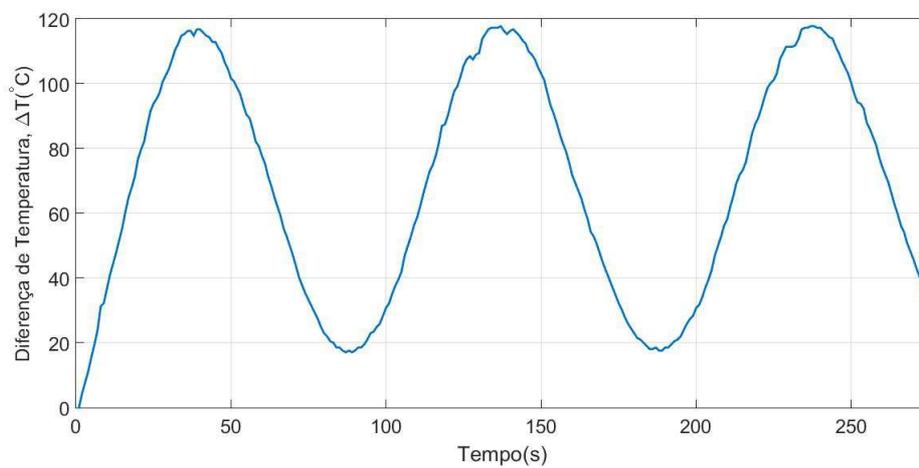
(c) Sinal de saída de deslocamento.

Fonte: Autoria própria.

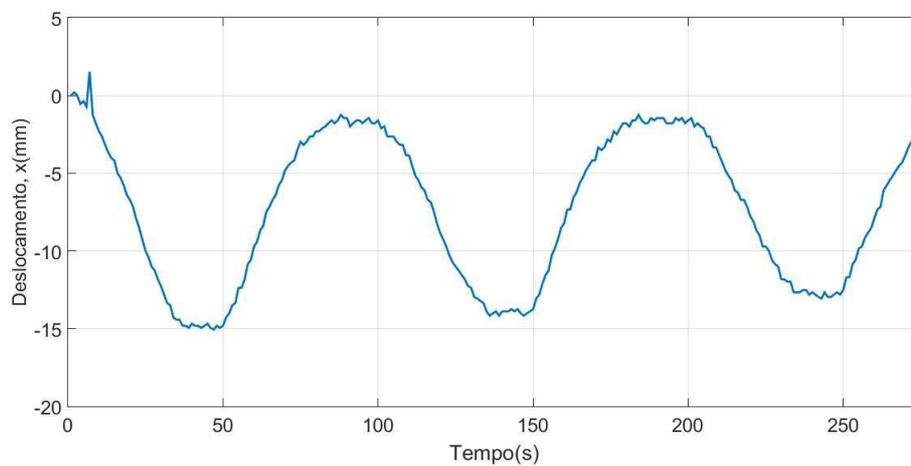
Figura 5.7: Respostas ao sinal de corrente senoidal de 10 mHz na entrada do sistema.



(a) Sinal de corrente senoidal de 10 mHz.



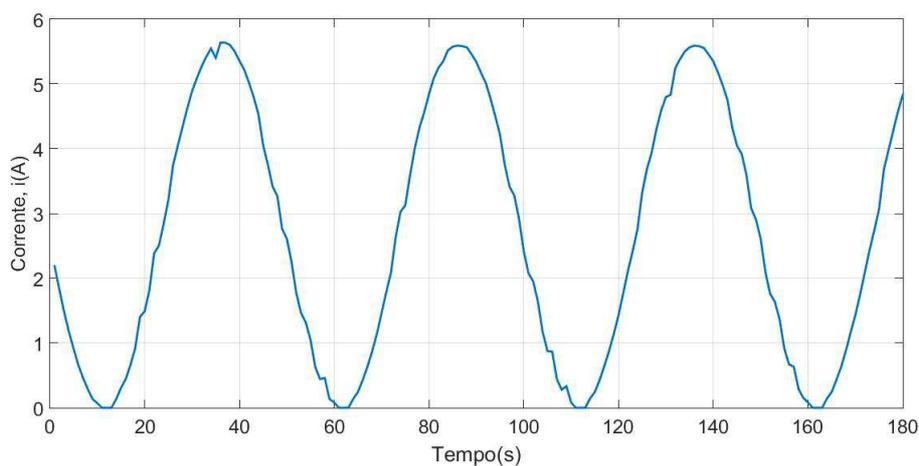
(b) Sinal de saída de temperatura.



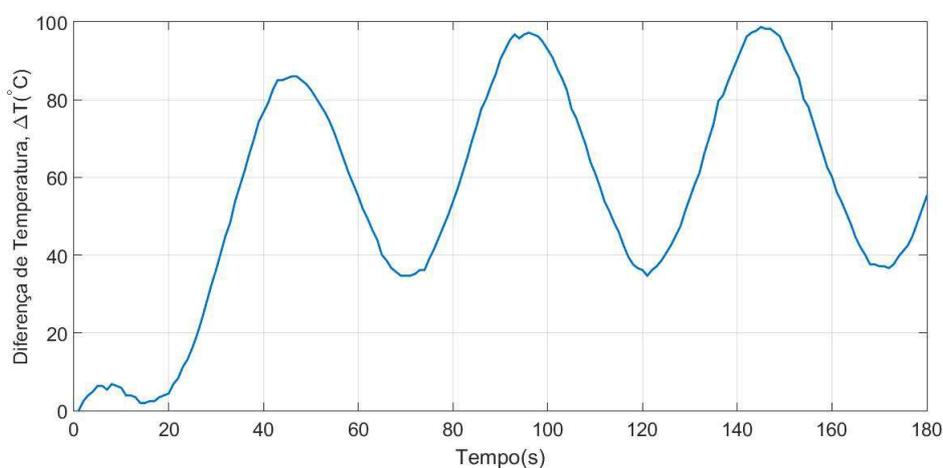
(c) Sinal de saída de deslocamento.

Fonte: Autoria própria.

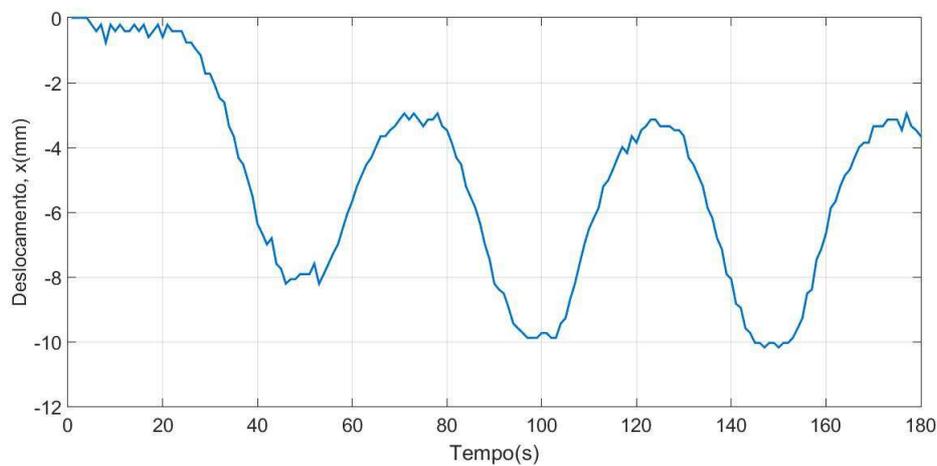
Figura 5.8: Respostas ao sinal de corrente senoidal de 20 mHz na entrada do sistema.



(a) Sinal de corrente senoidal de 20 mHz.



(b) Sinal de saída de temperatura.



(c) Sinal de saída de deslocamento.

Fonte: Autoria própria.

Na Tabela 5.1 está apresentado um resumo dos resultados dos experimentos realizados para diferentes sinais de entrada e as amplitudes máximas alcançadas pelas variáveis em cada experimento.

Tabela 5.1: Resumo dos experimentos realizados para diferentes sinais de entrada.

| Sinal de entrada | Ciclos | | Amplitude máxima das variáveis | | |
|-----------------------|---------|------------|--------------------------------|-------------|--------------|
| | Período | Quantidade | Corrente | Temperatura | Deslocamento |
| PRBS | variado | 19 | 5,8A | 128 °C | 15mm |
| Quadrado | 100s | 10 | 5,8A | 143 °C | 19,6mm |
| Triangular | 200s | 10 | 5,8A | 144 °C | 17,5mm |
| Senoidal 5mHz | 200s | 2 | 5,8A | 127,6 °C | 15,9mm |
| Senoidal 10mHz | 100s | 3 | 5,8A | 116,8 °C | 14,8mm |
| Senoidal 20mHz | 50s | 3 | 5,8A | 98 °C | 10mm |

Este atuador foi submetido a 48 ciclos de aquecimento e resfriamento sem apresentar mudança de características, e portanto, foi considerado que a fadiga pode ser desprezada.

5.2.2 Modelo termoeétrico

Estrutura do modelo

Aplicando o método das diferenças finitas na Equação (5.18) do modelo termoeétrico, a representação por meio de equações a diferenças é dada pela Equação 5.19.

$$\dot{T}(t) = \left(\frac{R_0}{C}\right) i^2(t) + \left(\frac{R_0\alpha}{C}\right) \Delta T i^2(t) - \left(\frac{G}{C}\right) \Delta T(t). \quad (5.18)$$

$$\frac{\Delta T(t) - \Delta T(t-h)}{h} = \frac{R_0}{C} i^2(t-h) + \frac{R_0\alpha}{C} \Delta T(t-h) i^2(t-h) - \frac{G}{C} \Delta T(t-h). \quad (5.19)$$

Desenvolvendo a Equação (5.19) e isolando $\Delta T(t)$, a estrutura do modelo termoeétrico é dada por:

$$\Delta T(t) = \frac{hR_0}{C} i^2(t-h) + \frac{hR_0\alpha}{C} \Delta T(t-h) i^2(t-h) - \frac{hG-C}{C} \Delta T(t-h). \quad (5.20)$$

Estimação dos parâmetros

A partir da estrutura parametrizada do modelo termoeletrico apresentado na Equação (5.20), tem-se que o vetor dos regressores e o vetor dos parâmetros são definidos pelas expressões (5.21) e (5.22), respectivamente.

$$\varphi(t)_{te} = \begin{bmatrix} i^2(t-h) & \Delta T(t-h)i^2(t-h) & \Delta T(t-h) \end{bmatrix}^T \quad (5.21)$$

$$\theta_{te} = \begin{bmatrix} \frac{hR_0}{C} & \frac{hR_0\alpha}{C} & \frac{-hG+C}{C} \end{bmatrix}^T \quad (5.22)$$

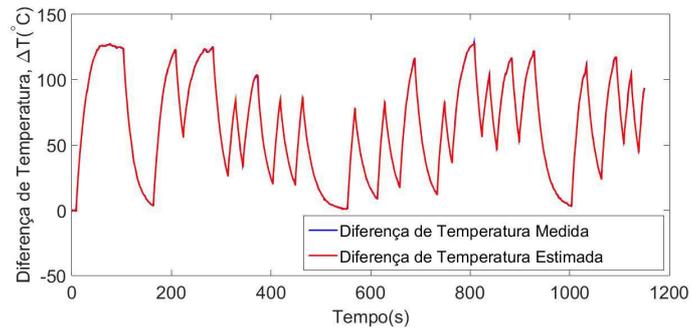
Aplicando o conjunto de dados de entrada e de saída apresentados nas Figuras 5.4(a) e 5.4(b), respectivamente, no algoritmo de estimação por Mínimos Quadrados apresentado na Seção 5.1.3, obteve-se o vetor dos parâmetros dado em (5.23)

$$\theta_{te} = \begin{bmatrix} 0,22 & 1,76 \times 10^{-5} & 0,95 \end{bmatrix}^T \quad (5.23)$$

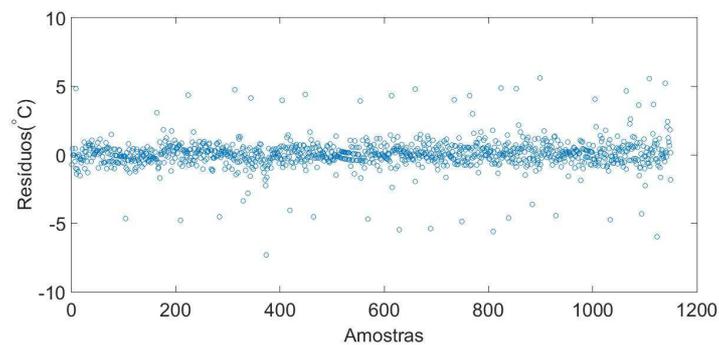
A saída do modelo foi calculada por meio da expressão (5.24) e com os valores estimados de θ_{te} . A comparação entre a saída estimada e a saída medida está apresentada na Figura 5.9. Para analisar a qualidade da estimativa foram calculados os resíduos dado pela expressão (5.14), o erro relativo ponto a ponto dado pela expressão (5.15) e a autocorrelação dada pela expressão (5.17), que estão também apresentados na Figura 5.9.

$$\hat{y}_{te}(t) = \varphi_{te}^T(t)\theta_{te}. \quad (5.24)$$

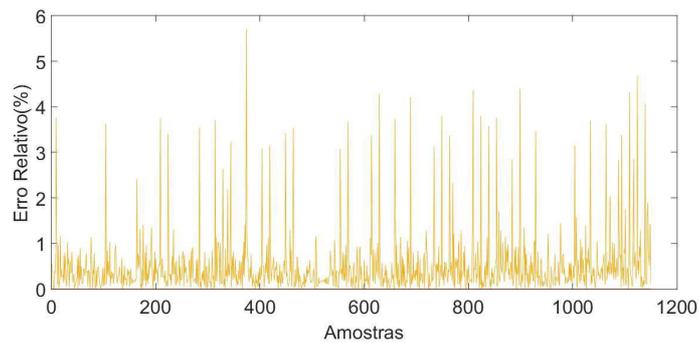
Figura 5.9: Comparação entre a saída estimada e a saída medida do modelo termoeletrico com parâmetros estimados por Mínimos Quadrados.



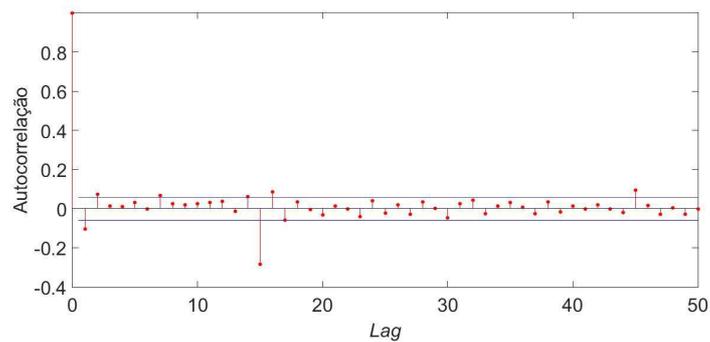
(a) Saída estimada e a saída medida.



(b) Resíduos ϵ .



(c) Erro relativo e .



(d) Autocorrelação R_{ACF} .
 Fonte: Autoria própria.

O erro RMS calculado pela expressão (5.16), para o conjunto de $N = 1150$ amostras, é $1,0744^\circ\text{C}$. É possível observar que as curvas medida e estimada estão praticamente sobrepostas e o valor do erro RMS é aceitável ($0,77\%$) se comparado com a faixa de variabilidade do sinal (0°C a 140°C). O erro relativo é menor que 5% para $99,93\%$ dos pontos. E a autocorrelação está dentro do intervalo de 99% de confiança.

A resistência inicial do fio de cobre esmaltado foi medida por um sistema de medição à 4 fios, com o multímetro digital de bancada Hewlett Packard 34401A, e seu valor é de $R_0 = 0,4782\Omega$. Sabendo-se que o intervalo de amostragem h é de 1 segundo, e substituindo os valores de θ_{te} em 5.23 nas expressões matemáticas apresentadas em 5.22, os parâmetros do modelo podem ser definidos conforme apresentado na Tabela 5.2.

Tabela 5.2: Parâmetros estimados do modelo termoelétrico.

| Parâmetro | Significado | Expressão | Valor | Unidade |
|-----------|--------------------------------|---|-------------------------|---------------------|
| C | Capacidade Térmica | $C = \frac{hR_0}{0,22}$ | 2,138 | [J/°C] |
| α | Coefficiente de Temperatura | $\alpha = \frac{1,76 \times 10^{-5} C}{hR_0}$ | $6,6 \times 10^{-5}$ | [°C ⁻¹] |
| G | Condutividade Térmica Absoluta | $G = -\frac{0,95C-C}{h}$ | $105,52 \times 10^{-3}$ | [W/(°C)] |

Validação do modelo

Para validação do modelo, cujos parâmetros foram estimados com os dados de corrente elétrica como sinal PRBS, foi utilizado o vetor dos parâmetros apresentados em (5.23) e foram calculados seis vetores dos regressores com os dados dos sinais quadrado, triangular e senoidais apresentados nas Figuras 5.4 a 5.8. Para cada vetor dos regressores, foram calculados a saída estimada pela expressão (5.24), os resíduos dado pela expressão (5.14), o erro relativo ponto a ponto dado pela expressão (5.15), o erro RMS dado pela expressão (5.16), e a autocorrelação dada pela expressão (5.17).

Para o sinal de forma de onda quadrada, a validação está apresentada na Figura 5.10. O erro ε é $1,2945^\circ\text{C}$. Este valor de erro é aceitável ($0,9\%$) se comparado com a faixa de variabilidade do sinal (0°C a 143°C). O erro e máximo é $3,5\%$. Assim, pelo critério dos erros, o modelo é válido. Analisando o gráfico dos resíduos ϵ , apresentado na Figura 5.11(b), pode-se perceber que a sequência não é aleatória, como espera-se para a sequência de um

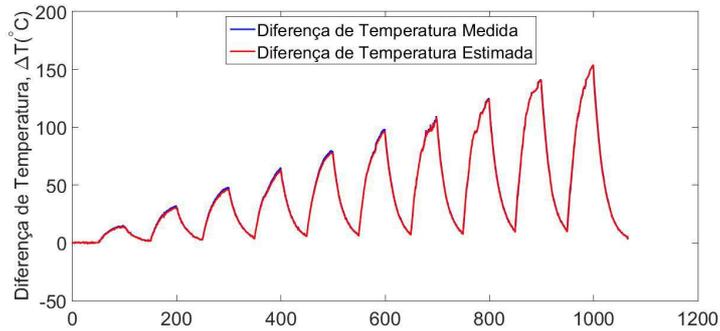
ruído branco. Além disso, a sequência de autocorrelação dos resíduos, apresentada na Figura 5.11(d), está fora do intervalo de confiança que foi definido em 99%.

Para o sinal de forma de onda triangular, a validação está apresentada na Figura 5.11. O erro ε é $1,9227^{\circ}\text{C}$. Este valor de erro é aceitável (1,33%) se comparado com a faixa de variabilidade do sinal (0°C a 144°C). O erro e é menor do que 3% para a grande maioria dos pontos. Assim, pelo critério dos erros, o modelo é válido. Analisando o gráfico dos resíduos ε , apresentado na Figura 5.12(b), pode-se perceber que a sequência não é aleatória, como espera-se para a sequência de um ruído branco. Além disso, a sequência de autocorrelação dos resíduos, apresentada na Figura 5.12(d), está fora do intervalo de confiança que foi definido em 99%.

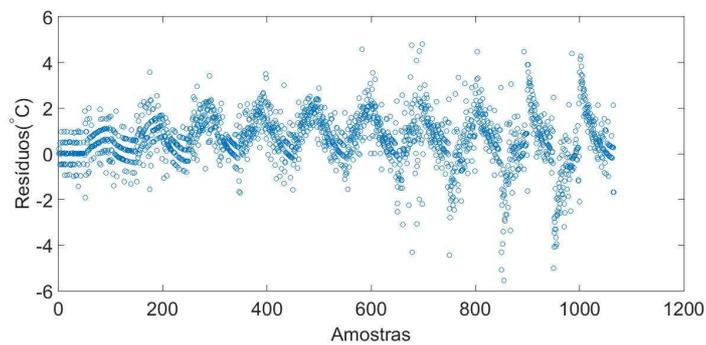
Para o sinal senoidal de 5 mHz, a validação está apresentada na Figura 5.12. O erro ε é $0,9182^{\circ}\text{C}$. Este valor de erro é aceitável (0,72%) se comparado com a faixa de variabilidade do sinal (0°C a $127,6^{\circ}\text{C}$). O erro e máximo é de 2%. Assim, pelo critério dos erros, o modelo é válido. Analisando o gráfico dos resíduos ε , apresentado na Figura 5.13(b), pode-se perceber que a sequência não é aleatória, como espera-se para a sequência de um ruído branco. Além disso, a sequência de autocorrelação dos resíduos, apresentada na Figura 5.13(d), está fora do intervalo de confiança que foi definido em 99%.

Para o sinal senoidal de 10 mHz, a validação está apresentada na Figura 5.13. O erro ε é $1,5619^{\circ}\text{C}$. Este valor de erro é aceitável (1,33%) se comparado com a faixa de variabilidade do sinal (0°C a $116,8^{\circ}\text{C}$). O erro e foi menor ou igual a 4%, com exceção de apenas um ponto que foi 12%. Assim, pelo critério dos erros, o modelo é válido. Analisando o gráfico dos resíduos ε , apresentado na Figura 5.14(b), pode-se perceber que a sequência não é aleatória, como espera-se para a sequência de um ruído branco. Além disso, a sequência de autocorrelação dos resíduos, apresentada na Figura 5.14(d), está fora do intervalo de confiança que foi definido em 99%.

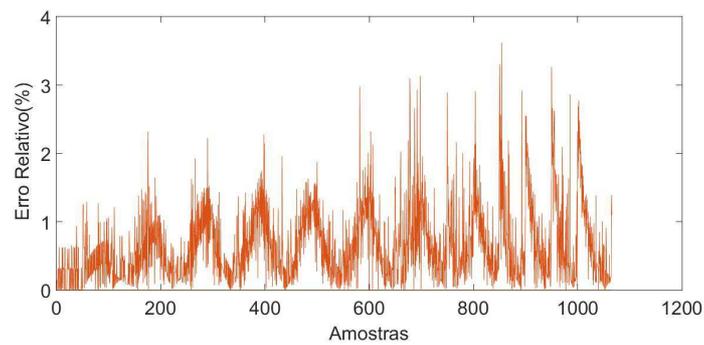
Figura 5.10: Validação do modelo termoeétrico para o sinal de forma de onda quadrada de corrente elétrica na entrada do sistema.



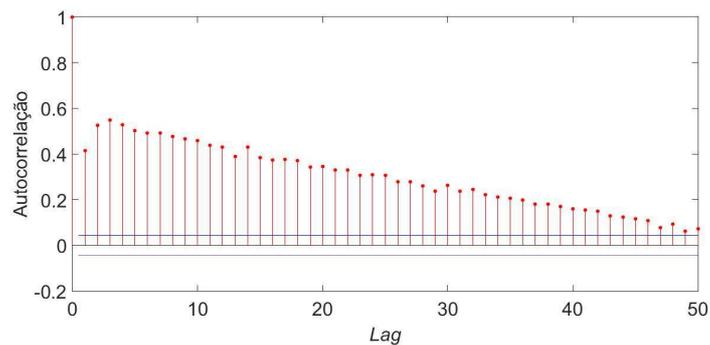
(a) Saída estimada e a saída medida.



(b) Resíduos $\epsilon(t)$.



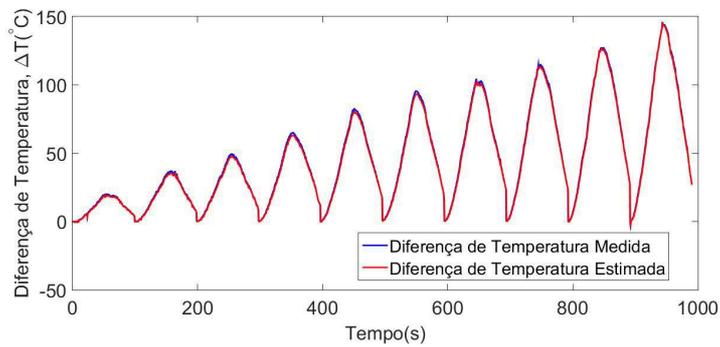
(c) Erro relativo e .



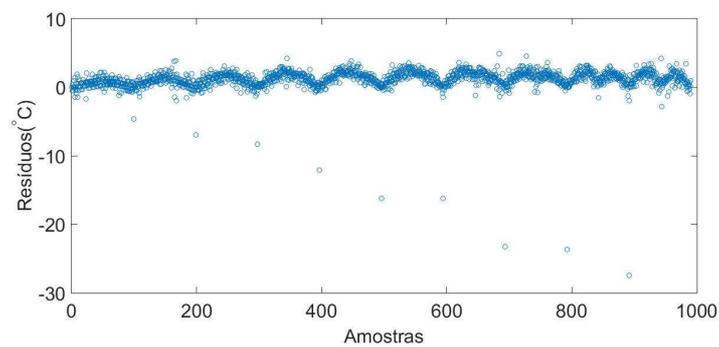
(d) Autocorrelação R_{ACF} .

Fonte: Autoria própria.

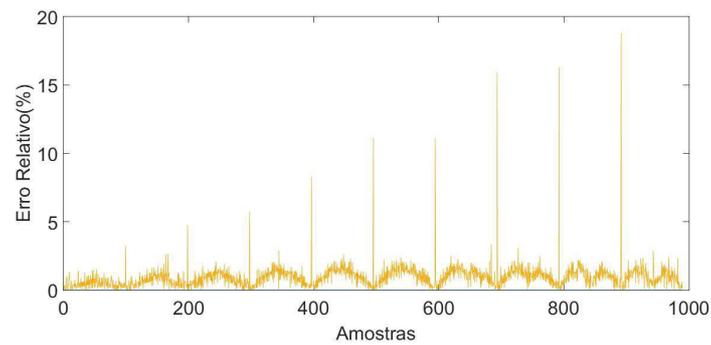
Figura 5.11: Validação do modelo termoeétrico para um sinal de forma de onda triangular de corrente elétrica na entrada do sistema.



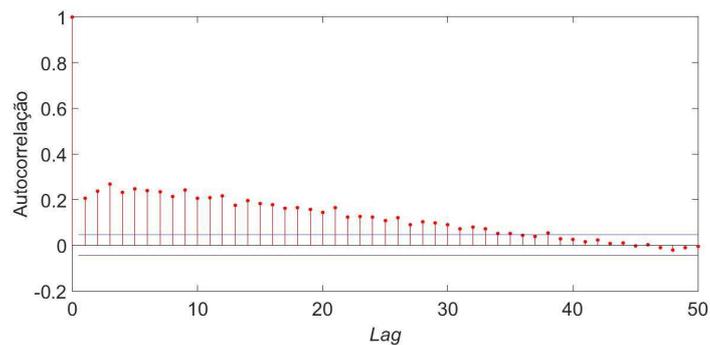
(a) Saída estimada e a saída medida.



(b) Resíduos $\epsilon(t)$.



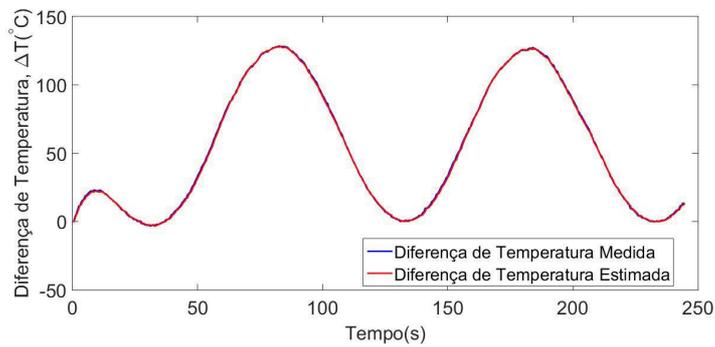
(c) Erro relativo e .



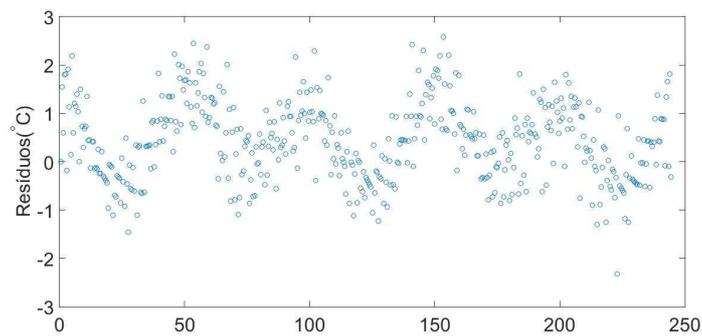
(d) Autocorrelação R_{ACF} .

Fonte: Autoria própria.

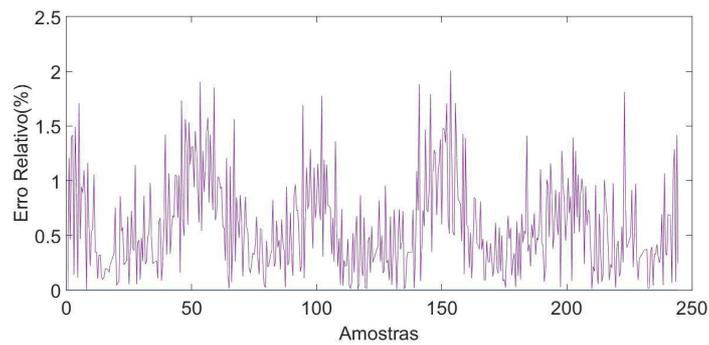
Figura 5.12: Validação do modelo termoeétrico para um sinal senoidal de 5 mHz de corrente elétrica na entrada do sistema.



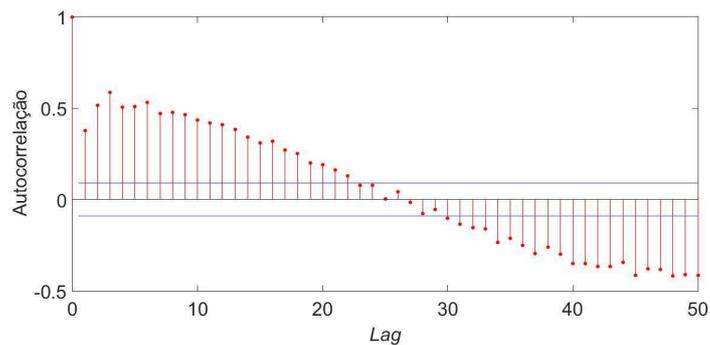
(a) Saída estimada e a saída medida.



(b) Resíduos $\epsilon(t)$.



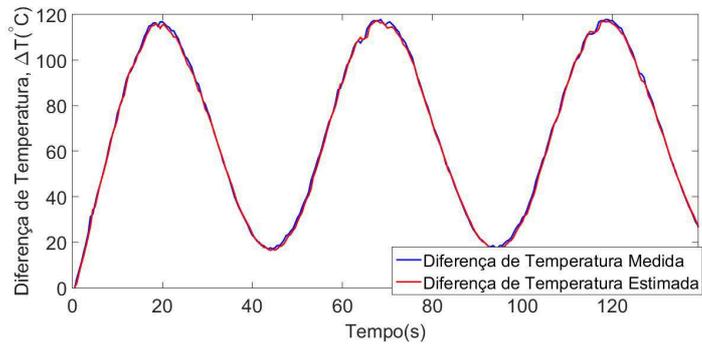
(c) Erro relativo e .



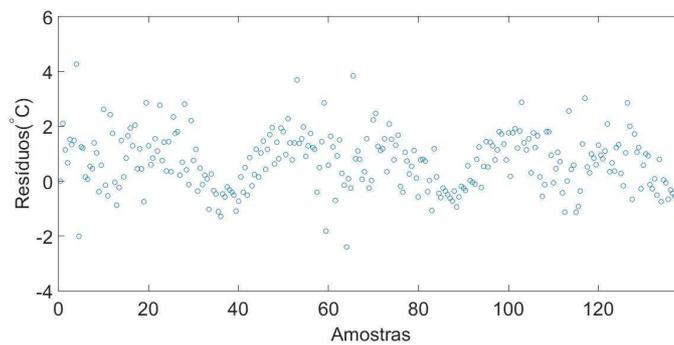
(d) Autocorrelação R_{ACF} .

Fonte: Autoria própria.

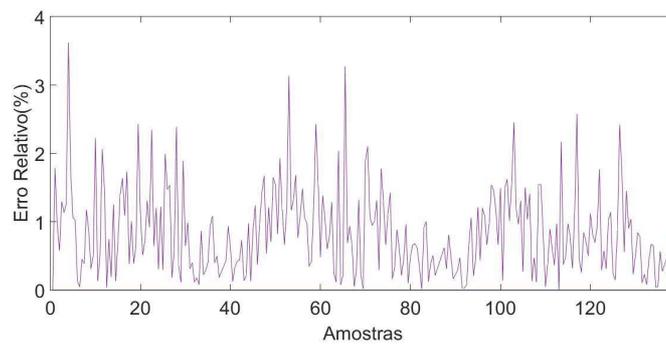
Figura 5.13: Validação do modelo termoeétrico para um sinal senoidal de 10 mHz de corrente elétrica na entrada do sistema.



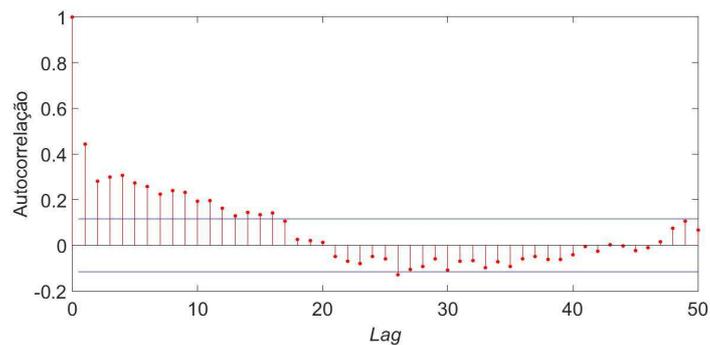
(a) Saída estimada e a saída medida.



(b) Resíduos $\epsilon(t)$.



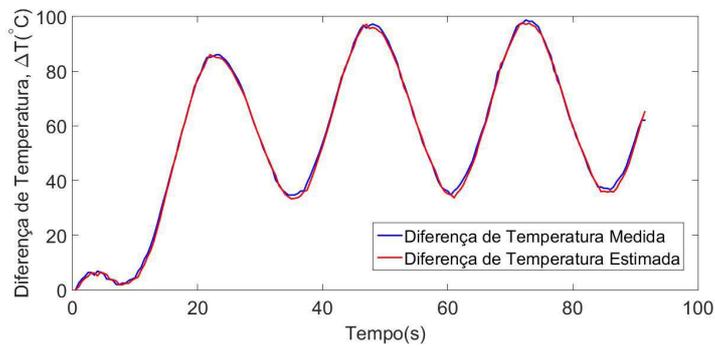
(c) Erro relativo e .



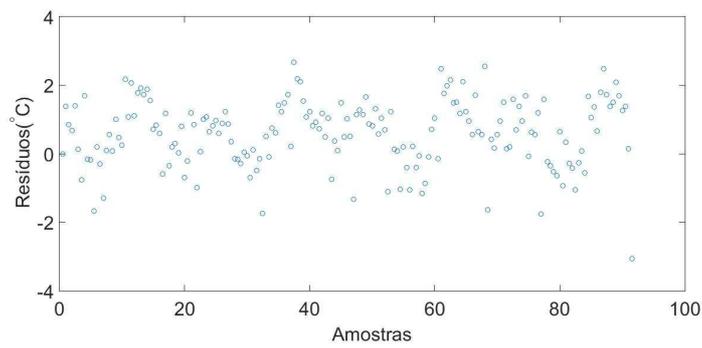
(d) Autocorrelação R_{ACF} .

Fonte: Autoria própria.

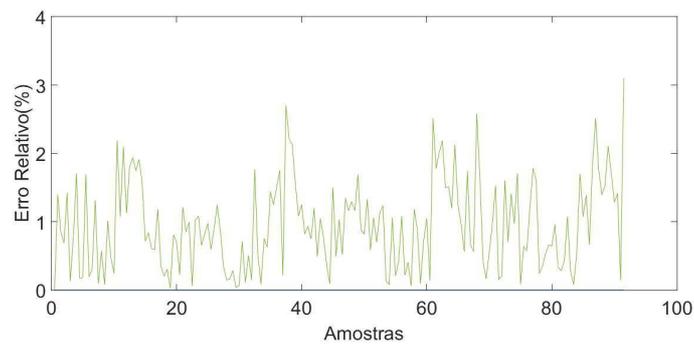
Figura 5.14: Validação do modelo termoeétrico para um sinal senoidal de 20 mHz de corrente elétrica na entrada do sistema.



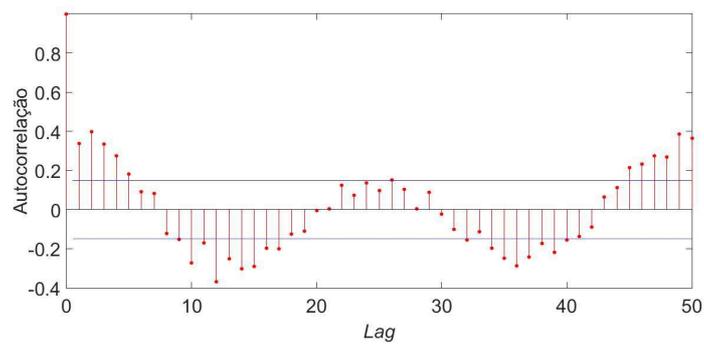
(a) Saída estimada e a saída medida.



(b) Resíduos $\epsilon(t)$.



(c) Erro relativo e .



(d) Autocorrelação R_{ACF} .

Fonte: Autoria própria.

Para o sinal senoidal de 20 mHz, a validação está apresentada na Figura 5.14. O erro ε é 1,1339 °C. Este valor de erro é aceitável (1,15%) se comparado com a faixa de variabilidade do sinal (0 °C a 98 °C). O erro e máximo é de 3%. Assim, pelo critério dos erros, o modelo é válido. O gráfico dos resíduos ϵ , apresentado na Figura 5.15(b), apresenta uma sequência não aleatória, e a sequência de autocorrelação, apresentada na Figura 5.15(d), está fora do intervalo de confiança que foi definido em 99%.

Na Tabela 5.3 está apresentado um resumo dos resultados das validações do modelo termoelétrico para os diferentes sinais de entrada. Pode-se concluir que o modelo termoelétrico foi validado para os critérios do erro RMS e erro relativo, pois ambos são menores do que 5% para todos os casos. Porém, para o critério da autocorrelação, o modelo termoelétrico não foi validado, pois todas as sequências de autocorrelação estão fora do intervalo de confiança que foi definido em 99%. Estes resultados mostram que existem dinâmicas não contempladas no modelo.

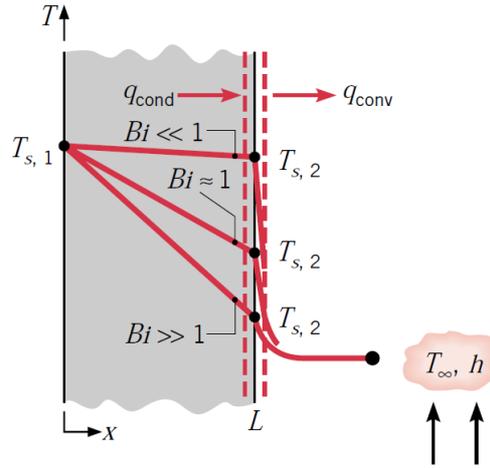
Tabela 5.3: Resultados das validações para o modelo termoelétrico.

| Sinal de entrada | ε | e | R_{ACF} |
|-----------------------|-----------------|--------------|------------|
| Quadrado | 1,29 °C (0,9%) | $\leq 3,5\%$ | Não válido |
| Triangular | 1,92 °C (1,33%) | $\leq 3\%$ | Não válido |
| Senoidal 5mHz | 0,92 °C (0,72%) | $\leq 2\%$ | Não válido |
| Senoidal 10mHz | 1,56 °C (1,33%) | $\leq 4\%$ | Não válido |
| Senoidal 20mHz | 1,13 °C (1,15%) | $\leq 3\%$ | Não válido |

Cálculo do número de Biot

Segundo Bergman *et al.* [53], o número de Biot é um parâmetro adimensional que fornece uma medida da queda de temperatura no sólido em relação à diferença de temperatura entre a superfície e o fluido (ambiente), também interpretado como uma razão de resistências térmicas. A partir do valor do número de Biot pode-se decidir se é razoável utilizar o método da capacitância concentrada nos problemas de transferência de calor. A formulação para o cálculo do número de Biot é dada a partir da Figura 5.15 que representa a condução de calor através de um parede plana de área A_s em estado estacionário.

Figura 5.15: Distribuico de calor em uma parede plana com conveco de superfície em estado estacionário.



Fonte: Bergman *et al.* [53].

Na Figura 5.15 uma superfície está mantida a uma temperatura $T_{s,1}$ [K] e a outra superfície está exposta a um fluido de temperatura $T_\infty < T_{s,1}$. A temperatura desta superfície será algum valor intermediário, $T_{s,2}$ [K], para o qual $T_\infty < T_{s,2} < T_{s,1}$. Assim, sob condioes de estado estacionário, o balanço de energia superficial está dado pela Equao 5.25 que se reduz para a Equao 5.26.

$$\frac{k_{ct}A_s}{L_c}(T_{s,1} - T_{s,2}) = hA_s(T_{s,2} - T_\infty), \quad (5.25)$$

$$\frac{(T_{s,1} - T_{s,2})}{(T_{s,2} - T_\infty)} = \frac{(L/k_{ct}A_s)}{(1/hA_s)} = \frac{R_{cond}}{R_{conv}} = \frac{hL_c}{k_{ct}} = Bi, \quad (5.26)$$

onde h está o coeficiente de transferência térmica [W/m^2K], k_{ct} está a condutividade térmica do nylon [W/mK], A_s está a área da superfície [m^2], L_c está o comprimento característico, $L_c = V/A_s$ [m], R_{cond} está a resistência térmica de conduo [K/W] e R_{conv} está a resistência térmica de conveco [K/W]. Para um cilindro, $L_c = r/2$.

Segundo Bergman *et al.* [53], para $Bi < 0,1$ está razoável considerar que a distribuico de temperatura está uniforme dentro de um sólido a qualquer momento durante um processo transitório. Para avaliar se a hipótese adotada na Seo 4.1 está válida para o atuador projetado, calculou-se o número de Biot. Os dados usados nesse cálculo estão apresentados na Tabela 5.4.

Tabela 5.4: Parâmetros para o cálculo do número de Biot.

| Dados | Referência/Expressão | Valor | Unidade |
|----------|---|--------------------------|----------------------|
| r | Raio do atuador | $1,5 \times 10^{-3}$ | [m] |
| a | Altura do atuador | 120×10^{-3} | [m] |
| A_s | $A_s = 2 \times \pi \times r \times a$ | $113,097 \times 10^{-5}$ | [m ²] |
| L_c | $L_c = \frac{V}{A_s} = \frac{r}{2}$ | $7,5 \times 10^{-4}$ | [m] |
| G | Condutividade térmica absoluta (Tabela 5.2) | $105,52 \times 10^{-5}$ | [W/K] |
| h | $h = \frac{G}{A_s}$ | 93,3 | [W/m ² K] |
| k_{ct} | Fornecido nos catálogos dos fabricantes | 0,23 | [W/mK] |

Utilizando os valores apresentados na Tabela 5.4, o valor do número de Biot é:

$$Bi = \frac{93,3 \times 0,75 \times 10^{-3}}{0,23} = 0,304 > 0,1 \quad (5.27)$$

A partir desta análise, podemos afirmar que não é razoável considerar o modelo termoelétrico como um modelo de parâmetros concentrados. Possivelmente, esta é uma justificativa para os resultados de autocorrelação dos resíduos não ter validado o modelo, indicando que é necessário considerar um estrutura de modelo mais complexa e/ou adotar outros métodos de estimação. Esta constatação é motivação para um trabalho futuro em modelagem.

5.2.3 Modelo termomecânico

Estrutura do modelo

Aplicando o método das diferenças finitas na Equação (5.28) do modelo termomecânico, a representação por meio de equações a diferenças é dada pela Equação 5.29.

$$\ddot{x}(t) = -\frac{b}{m}\dot{x}(t) - \frac{k}{m}x(t) - \frac{p}{m}\Delta T(t). \quad (5.28)$$

$$m \frac{x(t) - 2x(t-h) + x(t-2h)}{h^2} = -b \frac{x(t-h) - x(t-2h)}{h} - kx(t-2h) - p\Delta T(t-2h). \quad (5.29)$$

Desenvolvendo a Equação (5.29) e isolando $x(t)$, a estrutura do modelo termomecânico é dada por:

$$x(t) = \frac{2m - hb}{m}x(t - h) + \frac{-m + hb - h^2k}{m}x(t - 2h) + \frac{-h^2p}{m}\Delta T(t - 2h). \quad (5.30)$$

Estimação dos parâmetros por Mínimos Quadrados

O vetor dos regressores e o vetor dos parâmetros do modelo temomecânico parametrizado definido pela expressão (5.30) são dados pelas expressões (5.31) e (5.32), respectivamente.

$$\varphi(t)_{tm} = \begin{bmatrix} x(t - h) & x(t - 2h) & \Delta T(t - 2h) \end{bmatrix}^T. \quad (5.31)$$

$$\theta_{tm} = \begin{bmatrix} \frac{2m - hb}{m} & \frac{-m + hb - h^2k}{m} & \frac{-h^2p}{m} \end{bmatrix}^T. \quad (5.32)$$

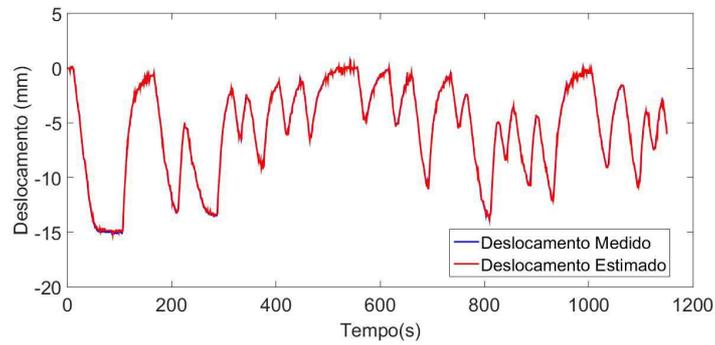
Aplicando o conjunto de dados de entrada e de saída apresentados nas Figuras 5.4(b) e 5.4(c), respectivamente, ao algoritmo de estimação por Mínimos Quadrados, obteve-se o vetor dos parâmetros apresentado em (5.33).

$$\theta_{tm} = \begin{bmatrix} 1,5682 & -0,6138 & -0,0042 \end{bmatrix}^T. \quad (5.33)$$

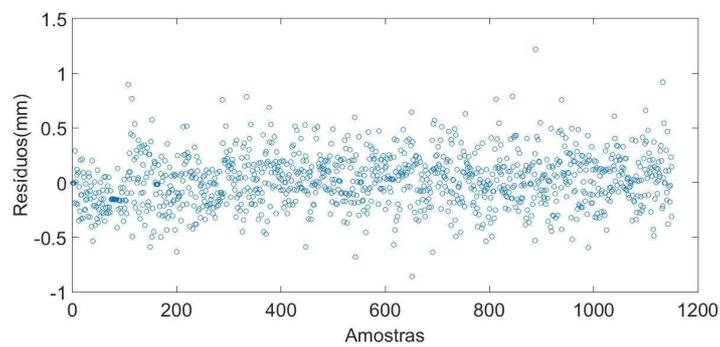
A saída do modelo foi calculada por meio da expressão (5.34) e com os valores estimados de θ_{tm} . A comparação entre a saída estimada e a saída medida está apresentada na Figura 5.16. Para analisar a qualidade da estimativa foram calculados os resíduos dado pela expressão (5.14), o erro relativo dado pela expressão (5.15), o erro RMS dado pela expressão (5.16), e a autocorrelação dada pela expressão (5.17), que estão apresentados na Figura 5.16.

$$\hat{y}_{tm}(t) = \varphi_{tm}^T(t)\theta_{tm}. \quad (5.34)$$

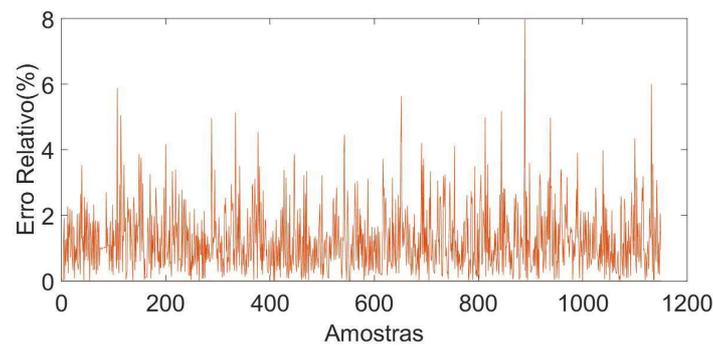
Figura 5.16: Comparação entre a saída estimada e a saída medida do modelo termomecânico com parâmetros estimados por Mínimos Quadrados.



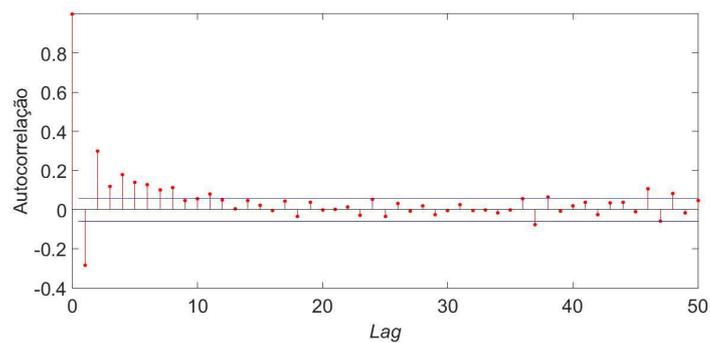
(a) Saída estimada e a saída medida.



(b) Resíduos ϵ .



(c) Erro relativo e .



(d) Autocorrelação R_{ACF} .

Fonte: Autoria própria.

Os valores do erro relativo e apresentados na Figura 5.17(c) estão abaixo de 5% para 90% dos pontos e o erro RMS ε calculado foi de 0,2396 mm, considerado aceitável (1,6%) se comparado com a faixa de variabilidade do sinal (0 mm a 15 mm). Porém a autocorrelação está acima do limite de confiança de 99%. Na tentativa de obter uma estimativa com a autorrelação dentro dos limites estabelecidos, foi incluído no modelo termos de erro de predição, e os parâmetros foram estimados por Mínimos Quadrados Recursivos, conforme apresentado a seguir.

Estimação dos parâmetros por Mínimos Quadrados Recursivos

A estrutura de modelo selecionada que gerou uma estimativa de melhor qualidade em relação a autocorrelação dos resíduos foi a que está apresentada na Equação (5.35).

$$x(t) = \frac{2m-hb}{m}x(t-h) + \frac{-m+hb-h^2k}{m}x(t-2h) + \frac{-h^2p}{m}\Delta T(t-2h) + b_3\Delta T(t-3h) + c_1e(t-h) + c_2e(t-2h). \quad (5.35)$$

A partir da estrutura do modelo da Equação (5.35), tem-se que o vetor dos regressores e o vetor dos parâmetros são definidos nas expressões (5.36) e (5.37), respectivamente.

$$\varphi(t)_{tm} = \begin{bmatrix} x(t-h) & x(t-2h) & \Delta T(t-2h) & x(t-3h) & e(t-h) & e(t-2h) \end{bmatrix}^T \quad (5.36)$$

$$\theta_{tm} = \begin{bmatrix} \frac{2m-hb}{m} & \frac{-m+hb-h^2k}{m} & \frac{-h^2p}{m} & b_3 & c_1 & c_2 \end{bmatrix}^T. \quad (5.37)$$

Aplicando o conjunto de dados de entrada e de saída apresentados nas Figuras 5.4(b) e 5.4(c), respectivamente, no algoritmo de estimação por Mínimos Quadrados Recursivos apresentado na Seção 5.1.3, obteve-se o vetor dos parâmetros em (5.38).

$$\theta_{tm} = \begin{bmatrix} 1,6705 & -0,6846 & -0,0292 & 0,0282 & -0,6849 & 0,1467 \end{bmatrix}^T \quad (5.38)$$

A saída do modelo foi calculada por meio da expressão (5.34) com os valores estimados de θ_{tm} apresentados em 5.38. A comparação entre a saída estimada e a saída medida está

apresentada na Figura 5.17. Para analisar a qualidade da estimativa foram calculados os resíduos dado pela expressão (5.14), o erro relativo ponto a ponto dado pela expressão (5.15), o erro RMS dado pela expressão (5.16), e a autocorrelação dada pela expressão (5.17), que estão apresentados na Figura 5.17.

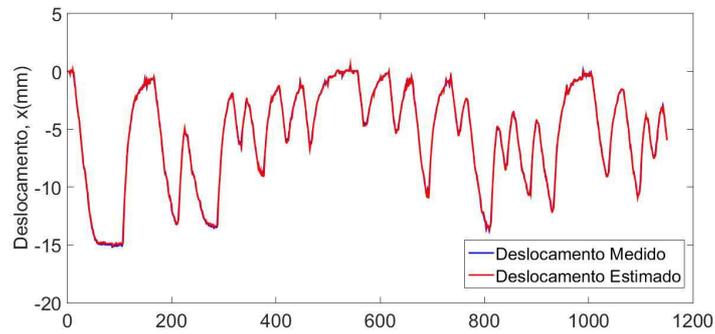
Para a estimação por Mínimos Quadrados Recursivos, o erro ε calculada pela expressão (5.16), para o conjunto de $N = 1150$ amostras, é 0,1861 mm, valor aceitável (1,24%) se comparado com a faixa de variabilidade do sinal (0 mm a 15 mm). O erro relativo e é menor que 5% e a autocorrelação está dentro do intervalo de 99% de confiança. Sendo assim, esta estimativa foi considerada válida.

O valor de m é o valor da massa aplicada na extremidade do atuador durante os experimentos, que foi de 0,150 kg. O intervalo de amostragem h foi de 1 segundo. Substituindo os valores de m , h e do vetor θ_{tm} apresentado em 5.38 nas expressões matemáticas apresentadas em 5.37, os parâmetros do modelo podem ser definidos conforme apresentado na Tabela 5.5.

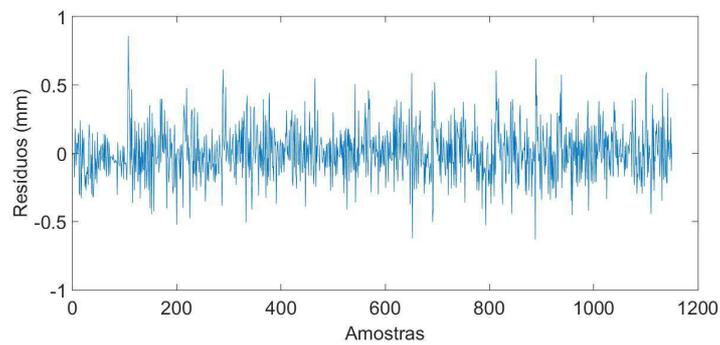
Tabela 5.5: Parâmetros estimados do modelo termomecânico.

| Parâmetro | Significado | Expressão | Valor | Unidade |
|-----------|--------------------------------------|----------------------------------|-----------------------|---------|
| b | Coefficiente de amortecimento | $b = -\frac{1,6705m-2m}{h}$ | $49,4 \times 10^{-3}$ | [N/m.s] |
| k | Coefficiente de elasticidade da mola | $k = -\frac{-0,6846m+m-hb}{h^2}$ | 2×10^{-3} | [N/m] |
| p | Constante térmica | $p = -\frac{-0,0292m}{h^2}$ | $4,38 \times 10^{-3}$ | [N/°C] |

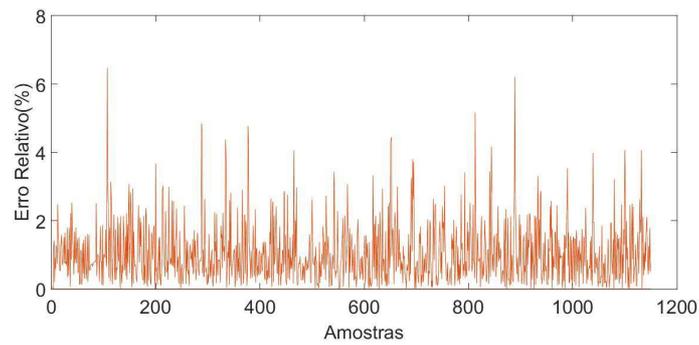
Figura 5.17: Comparação entre a saída estimada e a saída medida do modelo termomecânico com parâmetros estimados por Mínimos Quadrados Recursivos.



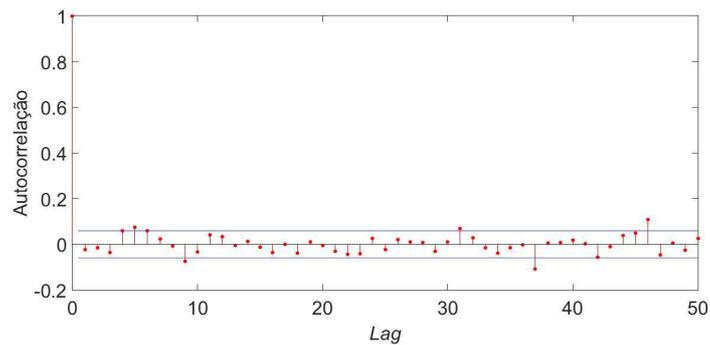
(a) Saída estimada e a saída medida.



(b) Resíduos ϵ .



(c) Erro relativo e .



(d) Autocorrelação R_{ACF} .

Fonte: Autoria própria.

Validação do modelo

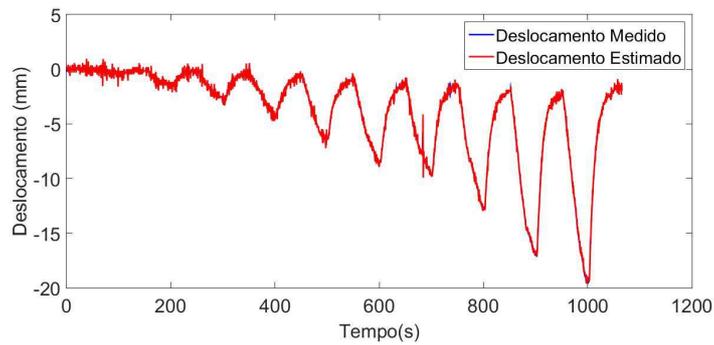
Para validação do modelo, cujos parâmetros foram estimados com os dados da resposta ao sinal PRBS, foi utilizado o vetor dos parâmetros apresentados em (5.38) e foram calculados seis vetores dos regressores com os dados dos sinais quadrado, triangular e senoidais apresentados nas Figuras 5.4 a 5.8. Para cada vetor dos regressores, foram calculados a saída estimada pela expressão (5.17), os resíduos dado pela expressão (5.14), o erro relativo ponto a ponto dado pela expressão (5.15), o erro RMS dado pela expressão (5.16), e a autocorrelação dada pela expressão (5.17).

Para o sinal de forma de onda quadrada, a validação está apresentada na Figura 5.18. O erro ε é 0,3026 mm. Este valor de erro é aceitável (1,78%) se comparado com a faixa de variabilidade do sinal (0 mm a 17 mm). O erro e máximo é menor do que 5% para 99,48% dos pontos. A sequência da autocorrelação está dentro dos limites de confiabilidade estabelecidos para 92% dos pontos.

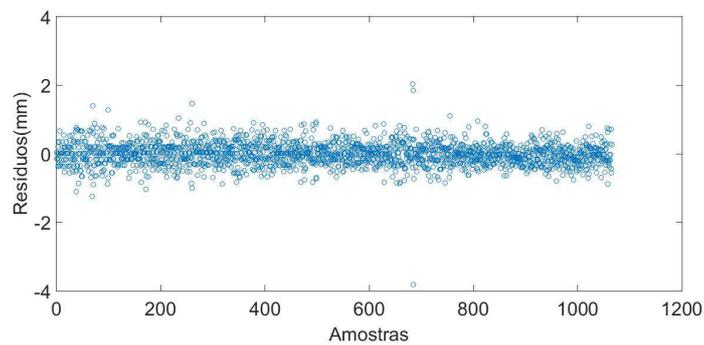
Para o sinal de forma de onda triangular, a validação está apresentada na Figura 5.19. O erro ε é 0,3020 mm. Este valor de erro é aceitável (1,72%) se comparado com a faixa de variabilidade do sinal (0 mm a 17,5 mm). O erro e máximo é menor do que 5% para 99,2% dos pontos. Assim, pelo critério dos erros, o modelo é válido. A sequência de autocorrelação dos resíduos, apresentada na Figura 5.20(d), não é semelhante à autocorrelação de um processo de ruído branco. Esta análise evidencia que alguma dinâmica não foi contemplada pela estrutura do modelo.

Para o sinal senoidal de 5 mHz, a validação está apresentada na Figura 5.20. O erro ε é 0,3857 mm. Este valor de erro é aceitável (2,42%) se comparado com a faixa de variabilidade do sinal (0 mm a 15,9 mm). O erro e máximo é menor do que 5% para 98,8% dos pontos. A sequência da autocorrelação está dentro dos limites de confiabilidade estabelecidos para 94% dos pontos.

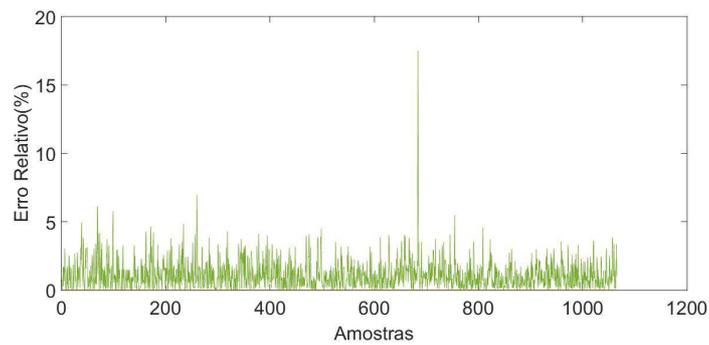
Figura 5.18: Validação do modelo termomecânico para o sinal quadrado de temperatura na entrada do sistema.



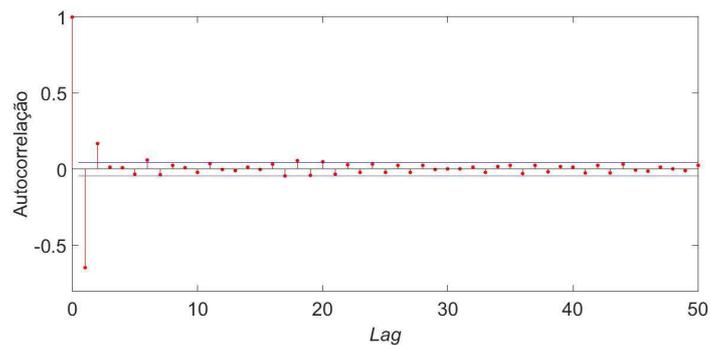
(a) Saída estimada e a saída medida.



(b) Resíduos ϵ .



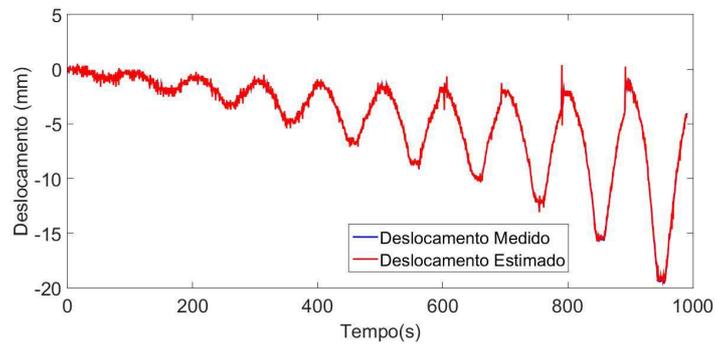
(c) Erro relativo e .



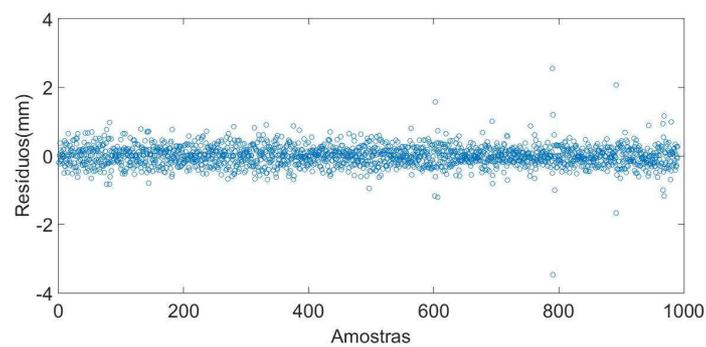
(d) Autocorrelação R_{ACF} .

Fonte: Autoria própria.

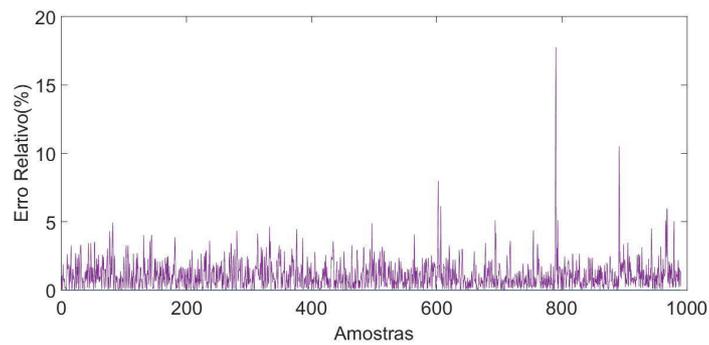
Figura 5.19: Validação do modelo termomecânico para o sinal triangular de temperatura na entrada do sistema.



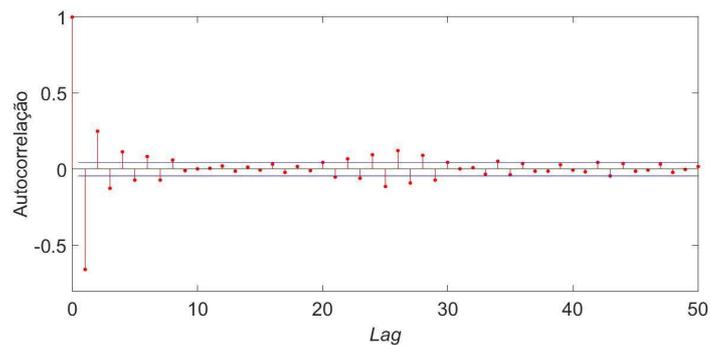
(a) Saída estimada e a saída medida.



(b) Resíduos ϵ .



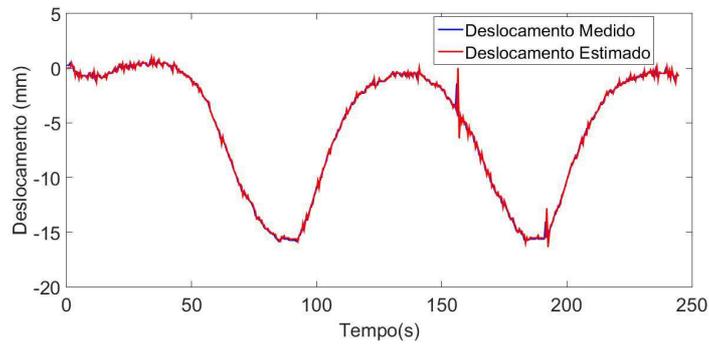
(c) Erro relativo e .



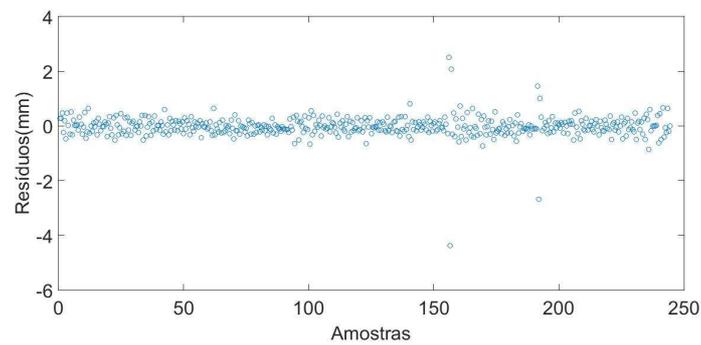
(d) Autocorrelação R_{ACF} .

Fonte: Autoria própria.

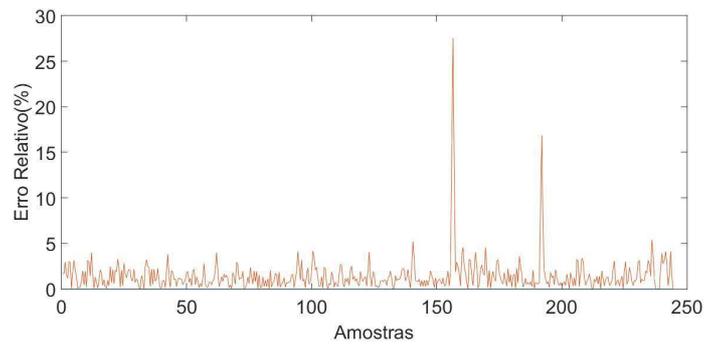
Figura 5.20: Validação do modelo termomecânico para o sinal senoidal de 5 mHz de temperatura na entrada do sistema.



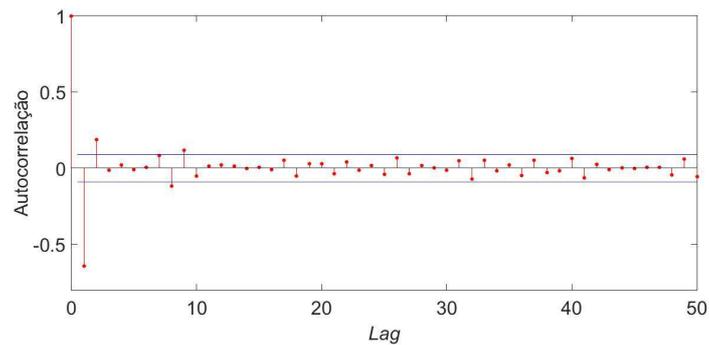
(a) Saída estimada e a saída medida.



(b) Resíduos ϵ .



(c) Erro relativo e .



(d) Autocorrelação R_{ACF} .

Fonte: Autoria própria.

Para o sinal senoidal de 10 mHz, a validação está apresentada na Figura 5.21. O erro ε é 0,4541 mm. Este valor de erro é aceitável (3,06%) se comparado com a faixa de variabilidade do sinal (0 mm a 14,8 mm). O erro e máximo é menor do que 5% para 97,33% dos pontos. A sequência da autocorrelação está dentro dos limites de confiabilidade estabelecidos para 96% dos pontos.

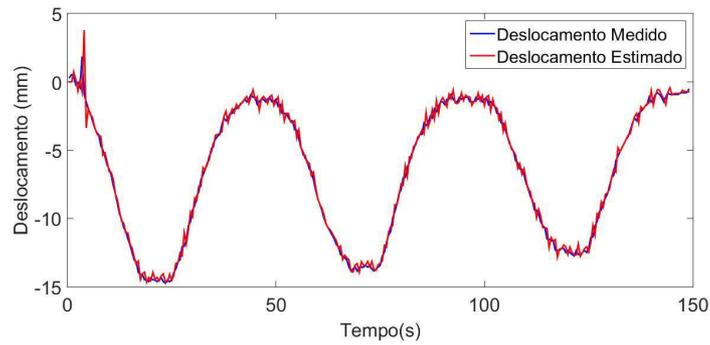
Para o sinal senoidal de 20 mHz, a validação está apresentada na Figura 5.22. O erro ε é 0,3092 mm. Este valor de erro é aceitável (3,09%) se comparado com a faixa de variabilidade do sinal (0 mm a 10 mm). Porém, o erro e é maior do que 5% para 18%. A sequência da autocorrelação está dentro dos limites de confiabilidade estabelecidos para 90% dos pontos. Estes resultados evidenciam que a partir desta frequência de operação, o modelo pode não ser capaz de reproduzir adequadamente a dinâmica do sistema.

Na Tabela 5.6 está apresentado um resumo dos resultados das validações do modelo termomecânico para os diferentes sinais de entrada. Pode-se concluir que o modelo foi validado para os critérios do erro RMS e erro relativo para todos os casos, exceto para a entrada senoidal de 20 mHz. Para o critério da autocorrelação, o modelo termomecânico foi validado para todos os casos, exceto para o sinal de entrada de forma de onda triangular.

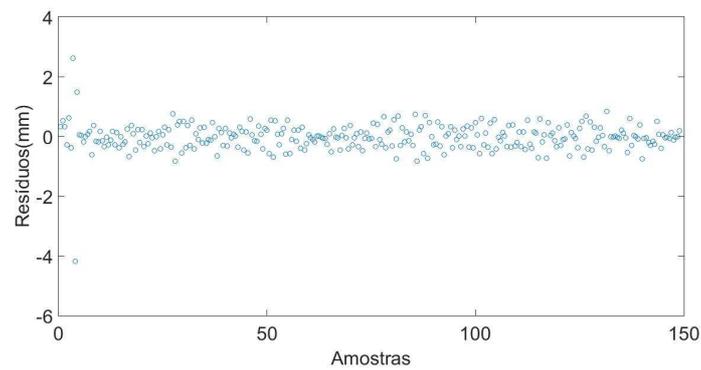
Tabela 5.6: Resultados das validações para o modelo termomecânico.

| Sinal de entrada | ε | e | R_{ACF} |
|-----------------------|----------------|------------|------------|
| Quadrado | 0,30mm (1,78%) | $\leq 5\%$ | Válido |
| Triangular | 0,30mm (1,72%) | $\leq 5\%$ | Não válido |
| Senoidal 5mHz | 0,38mm (2,42%) | $\leq 5\%$ | Válido |
| Senoidal 10mHz | 0,45mm (3,06%) | $\leq 5\%$ | Válido |
| Senoidal 20mHz | 0,31mm (3,09%) | $\geq 5\%$ | Válido |

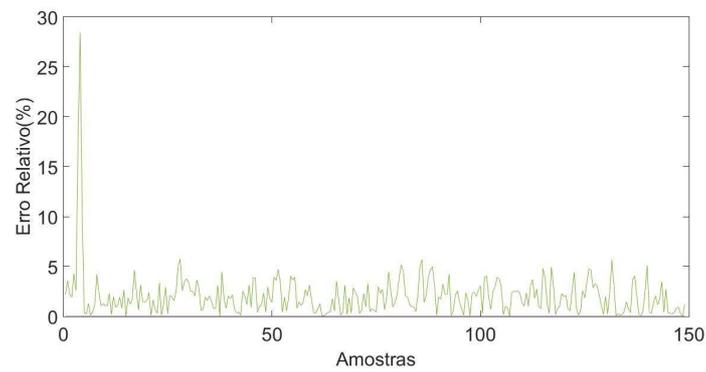
Figura 5.21: Validação do modelo termomecânico para o sinal senoidal de 10 mHz de temperatura na entrada do sistema.



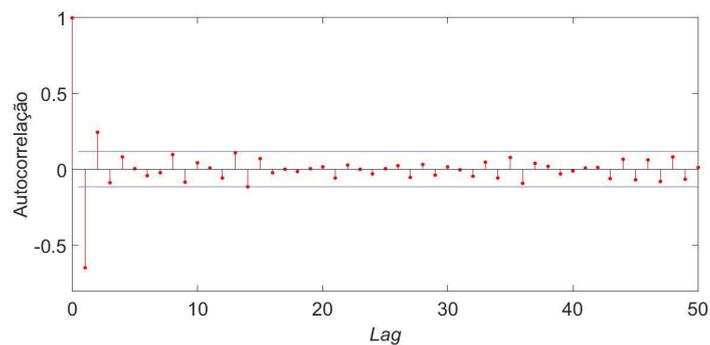
(a) Saída estimada e a saída medida.



(b) Resíduos ϵ .



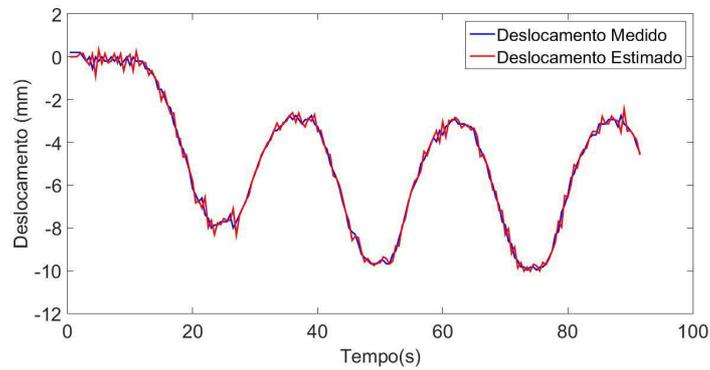
(c) Erro relativo e .



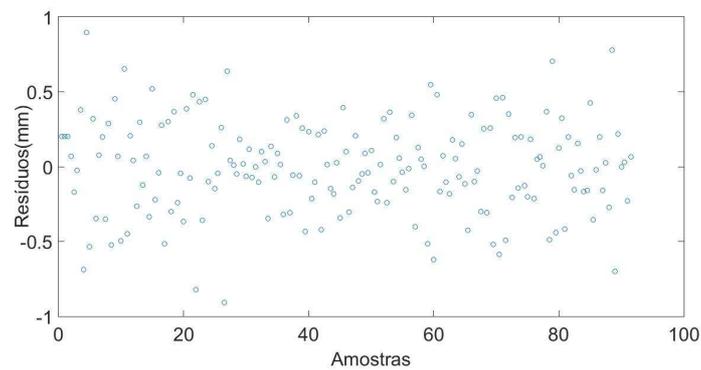
(d) Autocorrelação R_{ACF} .

Fonte: Autoria própria.

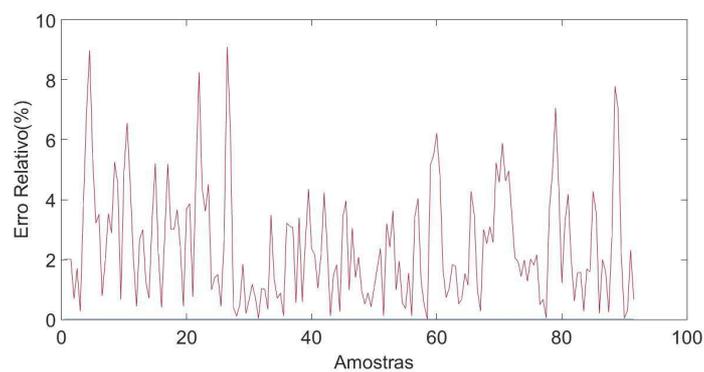
Figura 5.22: Validação do modelo termomecânico para o sinal senoidal de 20 mHz de temperatura na entrada do sistema.



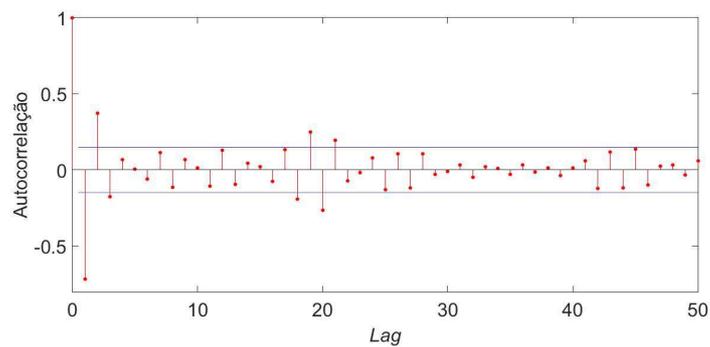
(a) Saída estimada e a saída medida.



(b) Resíduos ϵ .



(c) Erro relativo e .



(d) Autocorrelação R_{ACF} .

Fonte: Autoria própria.

5.3 Considerações finais

Em termos gerais, para as validações dos modelos termoelétrico e termomecânico, tem-se que pelos critérios do erro RMS e erro relativo, os modelos estimados com o sinal PRBS são válidos, sendo capazes de reproduzir corretamente a dinâmica do sistema para todos tipos de sinais de entrada apresentados.

Para o critério da autocorrelação, o modelo termoelétrico não é válido em nenhum caso. Outras estruturas de modelos, outros dados e métodos de estimação, como Variáveis Instrumentais, foram testados, mas os resultados foram semelhantes. Os resultados dos cálculos das autocorrelações mostram que existem dinâmicas não contempladas no modelo. Como foi explicado na Seção 4.1, para construção deste modelo assumiu-se algumas simplificações quanto à dinâmica do sistema, tais como: a temperatura no fio condutor é aproximadamente igual à do nylon, não há fluxo de calor do fio condutor para o ambiente, apenas do nylon para o ambiente, e que o modelo pode ser representado por um modelo linear e de parâmetros parâmetros. Possivelmente, uma ou mais dessas hipóteses deve ser levada em consideração no modelo a fim de obter uma autocorrelação mais próxima à de um ruído branco. Esta constatação é motivação para um trabalho futuro em modelagem.

Capítulo 6

Conclusão

Nesta dissertação de mestrado, os objetivos propostos foram alcançados, visto que a partir de dados coletados experimentalmente foram obtidas as curvas características de respostas eletro-termomecânicas, e foi realizada a estimação dos parâmetros e validação dos modelos termoelétrico e termomecânico, cujas estruturas foram definidas a partir do conhecimento prévio da física do sistema adquirido por meio das características estáticas e dinâmicas dos atuadores de nylon apresentados na literatura.

Para acionar o atuador por aquecimento por efeito Joule e coletar os dados das variáveis de interesse (corrente elétrica, temperatura, força e deslocamento) foi projetada e desenvolvida uma plataforma experimental utilizando a metodologia *Model Based Design* com geração automática de código. Esta metodologia permitiu maior produtividade e evitou retrabalhos de engenharia, devido ao fato de impor verificação e testes em todas as etapas do projeto. A plataforma foi validada por meio de um teste isométrico e um teste isobárico.

Por meio do teste isométrico foi demonstrada a capacidade de um atuador de 120mm de comprimento e 3mm de diâmetro de levantar uma carga de 150g, gerando uma força de até 2,36N quando submetido a uma temperatura de 156,4°C em resposta a um sinal de entrada de corrente elétrica de valor médio de 6,6A controlada por *PWM* que percorreu num fio de cobre esmaltado de 0,8mm envolto no atuador. Os dados adquiridos neste teste permitiram observar que a força gerada pelo atuador quando aquecido possui uma relação linear com a temperatura.

Por meio do teste isobárico, foi demonstrada a capacidade do atuador contrair até

15,2mm (12,67%) quando submetido a uma temperatura de 156,4°C em resposta ao sinal de entrada de corrente elétrica de valor médio de 6,6A controlada. Este atuador apresentou uma densidade de potência de 1,75 J/W/kg. A partir da curva deslocamento *versus* temperatura, foi observado que esta relação é não-linear e histerética.

Para estimação dos parâmetros do modelo termoeletrico foi utilizado o método dos Mínimos Quadrados a partir dos dados obtidos de um experimento isobárico com sinal de entrada com forma de onda PRBS. Para validação do modelo foram utilizados dados obtidos de experimentos isométricos com sinais de entrada com forma de onda quadrada, triangular e senoidais. O erro médio quadrático entre a saídas medida e a saída simulada foi de 1,2945°C para o sinal de forma de onda quadrada, de 1,9227°C para o sinal de onda triangular, de 0,9182°C para o sinal senoidal de 5 mHz, de 1,5619°C para o sinal senoidal de 10 mHz, e de 1,1339°C para o sinal senoidal de 20 mHz. Dessa forma, pode-se comprovar que o erro é pequeno quando comparado aos níveis do sinal. Assim, é possível afirmar que o modelo foi validado pelo critério do erro médio quadrático e pela capacidade de reproduzir corretamente a dinâmica do sistema para sinais de entrada de diferentes forma de onda, amplitude e frequência. Para o critério da autocorrelação, o modelo termoeletrico não foi validado em nenhum caso. Os resultados dos cálculos das autocorrelação mostraram que existem dinâmicas não contempladas no modelo, o que enseja um trabalho futuro em modelagem.

Para estimação dos parâmetros do modelo termomecânico foi utilizado o método dos Mínimos Quadrados Recursivos a partir dos dados obtidos do experimento isobárico com sinal de entrada com forma de onda PRBS. Na etapa de validação, o erro médio quadrático entre a saídas medida e a saída simulada foi de 0,3026 mm para o sinal de forma de onda quadrada, de 0,3020 mm para o sinal de onda triangular, de 0,3857 mm para o sinal senoidal de 5 mHz, de 0,4541 mm para o sinal senoidal de 10 mHz, e de 0,3092 mm para o sinal senoidal de 20 mHz. Estes valores de erro são pequenos em relação ao nível do sinal, assim, é possível afirmar que o modelo foi validado pelo critério do erro médio quadrático e pela capacidade de reproduzir corretamente a dinâmica do sistema para sinais de entrada de diferentes forma de onda, amplitude e frequência. Para o critério da autocorrelação, o modelo também foi validado.

6.0.1 Perspectivas de trabalhos futuros

A partir dos resultados e objetivos alcançados neste trabalho foi demonstrada a capacidade dos atuadores de nylon de realizar trabalho, e estudado e modelado o seu comportamento mediante aquecimento por efeito Joule. As dificuldades e desafios encontrados ao longo do desenvolvimento do trabalho indicam a necessidade da realização de trabalhos futuros que possivelmente irão permitir alcançar melhores resultados a fim de que estes atuadores sejam utilizados em aplicações práticas. São eles:

- Projetar e desenvolver uma máquina para manufatura do atuador de nylon monofilamento com o fio condutor incorporado, de forma a padronizar o produto final.
- Projetar e desenvolver um compartimento com temperatura ambiente controlada, dentro do qual os experimentos sejam realizados.
- Implementar métodos para resfriamento do atuador, visto que foi observado que o tempo de resfriamento é maior do que o tempo de aquecimento e isto torna lenta a dinâmica de relaxamento.
- Desenvolver e realizar experimentos estáticos isotérmicos, ou seja, encontrar a relação entre força e deslocamento para diferentes temperaturas, a fim de avaliar se existe variação da constante elástica em função do aquecimento do atuador.
- Aprimorar o modelo termoelétrico a partir de estudos mais detalhadas em relação às dinâmicas do sistema.
- Estudar e desenvolver estratégias de controle de deslocamento e força de atuação.

Referências bibliográficas

- 1 STOYCHEV, Georgi; IONOV, Leonid. Actuating fibers: design and applications. *ACS Applied Materials & Interfaces*, ACS Publications, 2016.
- 2 CHERUBINI, Antonello; MORETTI, Giacomo; VERTECHY, Rocco; FONTANA, Marco. Experimental characterization of thermally-activated artificial muscles based on coiled nylon fishing lines. *AIP Advances*, AIP Publishing, v. 5, n. 6, p. 067158, 2015.
- 3 SMITH, William F; HASHEMI, Javad. Fundamentos de engenharia e ciência dos materiais. AMGH Editora, 2013.
- 4 JAYENDER, Jagadeesan; PATEL, Rajnikant V; NIKUMB, Suwas; OSTOJIC, Mile. Modeling and control of shape memory alloy actuators. *IEEE transactions on control systems technology*, IEEE, v. 16, n. 2, p. 279–287, 2008.
- 5 LENG, Jinsong; LAN, Xin; LIU, Yanju; DU, Shanyi. Shape-memory polymers and their composites: stimulus methods and applications. *Progress in Materials Science*, Elsevier, v. 56, n. 7, p. 1077–1135, 2011.
- 6 SMELA, Elisabeth. Conjugated polymer actuators for biomedical applications. *Advanced materials*, Wiley Online Library, v. 15, n. 6, p. 481–494, 2003.
- 7 PELRINE, Ron; KORNBLUH, Roy D; PEI, Qibing; STANFORD, Scott; OH, Seajin; ECKERLE, Joseph; FULL, Robert J; ROSENTHAL, Marcus A; MEIJER, Kenneth. Dielectric elastomer artificial muscle actuators: toward biomimetic motion. *SPIE's 9th Annual International Symposium on Smart Structures and Materials*, International Society for Optics and Photonics, p. 126–137, 2002.
- 8 YANG, Qianxi; LI, Guoqiang. A top-down multi-scale modeling for actuation response of polymeric artificial muscles. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Elsevier, v. 92, p. 237–259, 2016.
- 9 LIMA, Márcio D; LI, Na; ANDRADE, Monica Jung De; FANG, Shaoli; OH, Jiyoung; SPINKS, Geoffrey M; KOZLOV, Mikhail E; HAINES, Carter S; SUH, Dongseok; FOROUGH, Javad et al. Electrically, chemically, and photonically powered torsional and tensile actuation of hybrid carbon nanotube yarn muscles. *Science*, American Association for the Advancement of Science, v. 338, n. 6109, p. 928–932, 2012.
- 10 HAINES, Carter S; LIMA, Márcio D; LI, Na; SPINKS, Geoffrey M; FOROUGH, Javad; MADDEN, John DW; KIM, Shi Hyeong; FANG, Shaoli; ANDRADE, Mônica Jung

de; GÖKTEPE, Fatma et al. Artificial muscles from fishing line and sewing thread. *science*, American Association for the Advancement of Science, v. 343, n. 6173, p. 868–872, 2014.

11 YIP, Michael C; NIEMEYER, Gunter. High-performance robotic muscles from conductive nylon sewing thread. *2015 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, IEEE, p. 2313–2318, 2015.

12 TOMAR, Ankit; TADESSE, Yonas. Multi-layer robot skin with embedded sensors and muscles. *SPIE Smart Structures and Materials+ Nondestructive Evaluation and Health Monitoring*, International Society for Optics and Photonics, p. 979809–979809, 2016.

13 CHO, Kyeong Ho; SONG, Min Geun; JUNG, Hosang; PARK, Jungwoo; MOON, Hyungpil; KOO, Ja Choon; NAM, Jae-Do; CHOI, Hyouk Ryeol. A robotic finger driven by twisted and coiled polymer actuator. *SPIE Smart Structures and Materials+ Nondestructive Evaluation and Health Monitoring*, International Society for Optics and Photonics, p. 97981J–97981J, 2016.

14 SUTTON, Lee; MOEIN, Hadi; RAFIEE, Ali; MADDEN, John DW; MENON, Carlo. Design of an assistive wrist orthosis using conductive nylon actuators. *Biomedical Robotics and Biomechanics (BioRob), 2016 6th IEEE International Conference on*, IEEE, p. 1074–1079, 2016.

15 MIRVAKILI, Seyed M; HUNTER, Ian W. Multidirectional artificial muscles from nylon. *Advanced Materials*, Wiley Online Library, v. 29, n. 4, p. 1604734, 2017.

16 SHARAFI, Soodabeh; LI, Guoqiang. A multiscale approach for modeling actuation response of polymeric artificial muscles. *Soft matter*, Royal Society of Chemistry, v. 11, n. 19, p. 3833–3843, 2015.

17 YIP, Michael C; NIEMEYER, Günter. On the control and properties of supercoiled polymer artificial muscles. *IEEE Transactions on Robotics*, IEEE, v. 33, n. 3, p. 689–699, 2017.

18 CHO, Kyeong Ho; SONG, Min-Geun; JUNG, Hosang; YANG, Sang Yul; MOON, Hyungpil; KOO, Ja Choon; CHOI, Hyouk Ryeol et al. Fabrication and modeling of temperature-controllable artificial muscle actuator. *Biomedical Robotics and Biomechanics (BioRob), 2016 6th IEEE International Conference on*, IEEE, p. 94–98, 2016.

19 MASUYA, Ken; ONO, Shu; TAKAGI, Kentaro; TAHARA, Kenji. Nonlinear dynamics of twisted and coiled polymer actuator made of conductive nylon based on the energy balance. *Advanced Intelligent Mechatronics (AIM), 2017 IEEE International Conference on*, IEEE, p. 779–784, 2017.

20 ARAKAWA, Takeshi; TAKAGI, Kentaro; TAHARA, Kenji; ASAKA, Kinji. Position control of fishing line artificial muscles (coiled polymer actuators) from nylon thread. *SPIE Smart Structures and Materials+ Nondestructive Evaluation and Health Monitoring*, International Society for Optics and Photonics, p. 97982W–97982W, 2016.

- 21 LENNART, Ljung. System identification: theory for the user. PTR Prentice Hall, Upper Saddle River, NJ, p. 1–14, 1999.
- 22 MORETTI, Giacomo; CHERUBINI, Antonello; VERTECHY, Rocco; FONTANA, Marco. Experimental characterization of a new class of polymeric-wire coiled transducers. *SPIE Smart Structures and Materials+ Nondestructive Evaluation and Health Monitoring*, International Society for Optics and Photonics, p. 94320P–94320P, 2015.
- 23 CHOY, CL; CHEN, FC; YOUNG, K. Negative thermal expansion in oriented crystalline polymers. *Journal of Polymer Science: Polymer Physics Edition*, Wiley Online Library, v. 19, n. 2, p. 335–352, 1981.
- 24 KIANZAD, Soheil. *A treatise on highly twisted artificial muscle: thermally driven shape memory alloy yarn and coiled nylon actuators*. Tese (Doutorado) — University of British Columbia, 2015.
- 25 MADDEN, John DW; KIANZAD, Soheil. Twisted lines: artificial muscle and advanced instruments can be formed from nylon threads and fabric. *IEEE pulse*, IEEE, v. 6, n. 1, p. 32–35, 2015.
- 26 WU, Lianjun; ANDRADE, Monica Jung de; ROME, Richard S; HAINES, Carter; LIMA, Marcio D; BAUGHMAN, Ray H; TADESSE, Yonas. Nylon-muscle-actuated robotic finger. *SPIE Smart Structures and Materials+ Nondestructive Evaluation and Health Monitoring*, International Society for Optics and Photonics, p. 94310I–94310I, 2015.
- 27 WU, Lianjun; ANDRADE, Monica Jung de; SAHARAN, Lokesh Kumar; ROME, Richard Steven; BAUGHMAN, Ray H; TADESSE, Yonas. Compact and low-cost humanoid hand powered by nylon artificial muscles. *Bioinspiration & biomimetics*, IOP Publishing, v. 12, n. 2, p. 026004, 2017.
- 28 MIRVAKILI, Seyed M; RAVANDI, Ali Rafie; HUNTER, Ian W; HAINES, Carter S; LI, Na; FOROUGH, Javad; NAFICY, Sina; SPINKS, Geoffrey M; BAUGHMAN, Ray H; MADDEN, John DW. Simple and strong: Twisted silver painted nylon artificial muscle actuated by joule heating. *SPIE Smart Structures and Materials+ Nondestructive Evaluation and Health Monitoring*, International Society for Optics and Photonics, p. 90560I–90560I, 2014.
- 29 MIRVAKILI, Seyed M; HUNTER, Ian W. Bending artificial muscle from nylon filaments. *SPIE Smart Structures and Materials+ Nondestructive Evaluation and Health Monitoring*, International Society for Optics and Photonics, p. 97981L–97981L, 2016.
- 30 ALMEIDA, Karla C.B.; LUIZ, Saulo O.D.; LIMA, A.M.N.; ARAUJO, João R.C. Experimental platform for characterizing a nylon thread thermomechanical actuator. *XXII Congresso Brasileiro de Automática*, Sociedade Brasileira de Automática, 2018.
- 31 KIANZAD, Soheil; PANDIT, Milind; LEWIS, Johnathan D; BERLINGERI, Alexander R; HAEBLER, Karl J; MADDEN, John DW. Variable stiffness structure using nylon actuators arranged in a pennate muscle configuration. *SPIE Smart Structures and*

Materials+ Nondestructive Evaluation and Health Monitoring, International Society for Optics and Photonics, p. 94301Z–94301Z, 2015.

32 KIANZAD, Soheil; PANDIT, Milind; BAHI, Addie; RAVANDI, Ali Rafie; KO, Frank; SPINKS, Geoffrey M; MADDEN, John DW. Nylon coil actuator operating temperature range and stiffness. *SPIE Smart Structures and Materials+ Nondestructive Evaluation and Health Monitoring*, International Society for Optics and Photonics, p. 94301X–94301X, 2015.

33 SAHARAN, Lokesh; TADESSE, Yonas. Robotic hand with locking mechanism using tcp muscles for applications in prosthetic hand and humanoids. *SPIE Smart Structures and Materials+ Nondestructive Evaluation and Health Monitoring*, International Society for Optics and Photonics, p. 97970V–97970V, 2016.

34 ARJUN, Aditya; SAHARAN, Lokesh; TADESSE, Yonas. Design of a 3d printed hand prosthesis actuated by nylon 6-6 polymer based artificial muscles. *Automation Science and Engineering (CASE), 2016 IEEE International Conference on*, IEEE, p. 910–915, 2016.

35 WU, Lianjun; ANDRADE, Monica Jung de; BRAHME, Tarang; TADESSE, Yonas; BAUGHMAN, Ray H. A deformable robot with tensegrity structure using nylon artificial muscle. *SPIE Smart Structures and Materials+ Nondestructive Evaluation and Health Monitoring*, International Society for Optics and Photonics, p. 97993K–97993K, 2016.

36 WU, Lianjun; TADESSE, Yonas. Musculoskeletal system for bio-inspired robotic systems based on ball and socket joints. *ASME 2016 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, American Society of Mechanical Engineers, p. V04AT05A020–V04AT05A020, 2016.

37 WU, Lianjun; KARAMI, Farzad; HAMIDI, Armita; TADESSE, Yonas. Biorobotic systems design and development using tcp muscles. *Electroactive Polymer Actuators and Devices (EAPAD) XX*, International Society for Optics and Photonics, v. 10594, p. 1059417, 2018.

38 KIM, Shi Hyeong; LIMA, Márcio D; KOZLOV, Mikhail E; HAINES, Carter S; SPINKS, Geoffrey M; AZIZ, Shazed; CHOI, Changsoon; SIM, Hyeon Jun; WANG, Xuemin; LU, Hongbing et al. Harvesting temperature fluctuations as electrical energy using torsional and tensile polymer muscles. *Energy & Environmental Science*, Royal Society of Chemistry, v. 8, n. 11, p. 3336–3344, 2015.

39 LI, Yaoyu; WU, Zhongyou. Stabilization of floating offshore wind turbines by artificial muscle based active mooring line force control. *American Control Conference (ACC), 2016*, American Automatic Control Council (AACC), p. 2277–2282, 2016.

40 ZHANG, Pengfei; LI, Guoqiang. Healing-on-demand composites based on polymer artificial muscle. *Polymer*, Elsevier, v. 64, p. 29–38, 2015.

41 ZHANG, Pengfei; AYAUGBOKOR, Ukeamezhim; IBEKWE, Samuel; JERRO, Dwayne; PANG, Su-Seng; MENSAH, Patrick; LI, Guoqiang. Healing of polymeric

- artificial muscle reinforced ionomer composite by resistive heating. *Journal of Applied Polymer Science*, Wiley Online Library, v. 133, n. 28, 2016.
- 42 ZHANG, Pengfei; LI, Guoqiang. Fishing line artificial muscle reinforced composite for impact mitigation and on-demand damage healing. *Journal of Composite Materials*, SAGE Publications, p. 0021998316636454, 2016.
- 43 SAHARAN, Lokesh; TADESSE, Yonas. A novel design of thermostat based on fishing line muscles. *ASME 2016 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, American Society of Mechanical Engineers, p. V014T07A019–V014T07A019, 2016.
- 44 BERSHTEUIN, Vladimir Abramovich; EGOROV, Viktor M. Differential scanning calorimetry of polymers: physics, chemistry, analysis, technology. Prentice Hall, 1994.
- 45 AZIZ, Shazed; NAFICY, Sina; FOROUGH, Javad; BROWN, Hugh R; SPINKS, Geoffrey M. Thermomechanical effects in the torsional actuation of twisted nylon 6 fiber. *Journal of Applied Polymer Science*, Wiley Online Library, v. 134, n. 47, p. 45529, 2017.
- 46 MENDES, SS; NUNES, LCS. Experimental approach to investigate the constrained recovery behavior of coiled monofilament polymer fibers. *Smart Materials and Structures*, IOP Publishing, v. 26, n. 11, p. 115031, 2017.
- 47 SHAFER, Michael W; FEIGENBAUM, Heidi P; RUIZ, Diego Ricardo Higuera. A novel biomimetic torsional actuator design using twisted polymer actuators. *ASME 2017 Conference on Smart Materials, Adaptive Structures and Intelligent Systems*, American Society of Mechanical Engineers, p. V001T06A006–V001T06A006, 2017.
- 48 ZHANG, Jun; IYER, Kaushik; SIMEONOV, Anthony; YIP, Michael C. Modeling and inverse compensation of hysteresis in supercoiled polymer artificial muscles. *IEEE Robotics and Automation Letters*, v. 2, n. 2, p. 773–780, 2017.
- 49 LUONG, Tuan Anh; SEO, Sungwon; KOO, Ja Choon; CHOI, Hyouk Ryeol; MOON, Hyungpil. Differential hysteresis modeling with adaptive parameter estimation of a super-coiled polymer actuator. *Ubiquitous Robots and Ambient Intelligence (URAI), 2017 14th International Conference on*, IEEE, p. 607–612, 2017.
- 50 OGATA, Katsuhiko. *Engenharia de controle moderno*. 5th. ed. São Paulo: Prentice - Hall, 2011.
- 51 BURDEN, Richard L; FAIRES, J Douglas. *Análise numérica*. Cengage Learning, 2008.
- 52 BOX, GE; JENKINS, GM. *Time series analysis, forecasting and control*. Prentice Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 1994.
- 53 BERGMAN, Theodore L; INCROPERA, Frank P; DEWITT, David P; LAVINE, Adrienne S. *Fundamentals of heat and mass transfer*. John Wiley & Sons, 2011.