



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA**

**CONTROLE ADAPTATIVO HÍBRIDO DE MECANISMOS
ATUADOS POR MÚSCULOS DE MCKIBBEN**

MARCELO HENRIQUE SOUZA BOMFIM

Belo Horizonte, MG, 29 de julho de 2021

MARCELO HENRIQUE SOUZA BOMFIM

**CONTROLE ADAPTATIVO HÍBRIDO DE MECANISMOS
ATUADOS POR MÚSCULOS DE MCKIBBEN**

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

Orientador: Prof. Dr. Eduardo José Lima II.

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG

2021

Bomfim, Marcelo Henrique Souza.

B695c Controle adaptativo híbrido de mecanismos atuados por músculos de McKibben [recurso eletrônico] / Marcelo Henrique Souza Bomfim. - 2021. 1 recurso online (128 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Eduardo José Lima II.

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

Apêndices: f. 121-128.

Bibliografia: f. 113-120.

Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Controladores PID - Teses.
3. Liapunov, Funções de - Teses. 4. Manipuladores (Mecanismo) - Teses.
5. Robótica - Teses. I. Lima II, Eduardo José. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 621(043)



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

FOLHA DE APROVAÇÃO

CONTROLE ADAPTATIVO HÍBRIDO DE MECANISMOS ATUADOS POR MÚSCULOS DE MCKIBBEN

MARCELO HENRIQUE SOUZA BOMFIM

Tese submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, constituída pelos Professores: Dr. Eduardo Jose Lima II (Orientador-Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Dimas Abreu Archanjo Dutra (Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Artur Caron Mottin (Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais/CEFET-MG), Dr. Fabricio Carvalho Soares (Instituto Federal de Minas Gerais/IFMG), Dr. Carlos Antonio Renno (Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais/CEFET-MG) e Dr. Oberdan Rocha Pinheiro (SENAI CIMATEC), como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "Doutor em Engenharia Mecânica", na área de concentração de "Projeto e Sistemas".

Tese aprovada no dia 29 de julho de 2021.



Documento assinado eletronicamente por Fabricio Carvalho Soares, Usuário Externo, em 10/08/2021, às 14:17, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por Eduardo Jose Lima II, Professor do Magistério Superior, em 10/08/2021, às 14:32, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por Dimas Abreu Archanjo Dutra, Professor do Magistério Superior, em 11/08/2021, às 09:01, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por Carlos Antonio Renno, Usuário Externo, em 17/08/2021, às 11:35, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por Oberdan Rocha Pinheiro, Usuário Externo, em 19/08/2021, às 08:00, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por Artur Caron Mottin, Usuário Externo, em 22/08/2021, às 12:20, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador 0884253 e o código CRC F52CE69B.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus que por mais uma vez concedeu forças nessa eterna batalha de estudar e trabalhar ao mesmo tempo. Ele mostrou que mais importante que a inteligência, todos somos inteligentes, está a força de vontade, a perseverança, a dedicação e a fé. Os desafios e contratempos foram inúmeros, mas no final os objetivos foram alcançados.

Ao Du e Dona Vera meus verdadeiros heróis. Exemplos de dedicação, carinho e muito apoio. Aos meus irmãos Camila e Rodolfo pelo incentivo e interesse pela pesquisa. A minha pequena Juju por entender a importância de minha tese e pelos momentos que tive que trabalhar em horários inoportunos, privando-a de minha presença. Sou eternamente grato por Clara ter cuidado tão bem da minha princesinha e ao tio Digo por ajudar a olhar e o carinho especial com minha filha.

Palavras são poucas para agradecer a orientação do Prof. Dr. Eduardo José Lima II. Mais do que um professor leitinho sempre foi um grande amigo. Com uma brilhante trajetória acadêmica e com sua conduta humanista, leitinho é, sem sombra de dúvidas, um excelente professor e orientador. Agradeço por ter me orientado em todos os meus passos acadêmicos, trabalhos de graduação I e II, mestrado e doutorado, e por ser um exemplo em minha vida profissional como docente. Valeu leitinho parrudinho!

Ao engenheiro de controle e automação Neemias Silva Monteiro, pelo apoio durante o desenvolvimento dos códigos em Simulink® e na produção dos artigos científicos e ao engenheiro mecânico Vinícius Avelino Sena pelo apoio durante a manufatura do manipulador.

Ao engenheiro mecânico Fagner Guilherme Ferreira Coelho pelo apoio na comunicação Simulink®/Arduino® e discussões que tanto engrandeceram a tese.

Ao Prof. Dr. Antônio Augusto Torres Maia, por ser meu orientador temporariamente e contribuir de forma relevante e marcante nos meus primeiros passos na teoria de controle clássica.

Ao Prof. Dr. Oberdan Rocha Pinheiro pelas discussões iniciais sobre a precisão no rastreamento de posição em sistemas pneumáticos. Tudo aconteceu em 2016 no Senai CIMATEC e desse questionamento inicial hoje tem-se a tese.

Ao Prof. Dr. Dimas Abreu Archanjo Dutra pelo apoio primordial na prova de estabilidade da função candidata de Lyapunov escolhida.

Aos companheiros e amigos dos Laboratórios de Automação e Controle (LAC) e Robótica, Simulação e Soldagem (LRSS) da UFMG.

Aos professores, colaboradores e alunos do IFMG Campus Congonhas. Em especial aos docentes Fabrício e Artur por ajudarem e apoiarem na realização dos experimentos.

Aos professores Carlos Rennó, Artur, Fabrício, Oberdan e Dimas por aceitarem o convite para participarem de minha banca de tese.

A todos meu muito obrigado!

“Quando o corpo não aguenta a moral é que sustenta!”

Provérbio do Exército Brasileiro.

“Mas eu não vim até aqui pra desistir agora!”

Engenheiros do Hawaii.

Dedico este trabalho a todos que o usarão para o bem!

RESUMO

Um manipulador robótico atuado por músculos de McKibben ou simplesmente um manipulador pneumático pertence a uma classe de sistemas que possuem resposta rápida, baixo amortecimento e comportamento não linear. Dessa forma, a utilização de controladores lineares, tais como o Proporcional-Integral-Derivativo (PID) é proibitivo, pois o sistema de controle apresentará diferentes desempenhos para condições operacionais distintas. Assim, a presente pesquisa apresenta uma nova abordagem topológica para o controle adaptativo híbrido, com a finalidade de contribuir no desenvolvimento de controladores para esse tipo de planta. Tal hibridismo corresponde na união dos controladores adaptativos por modelo de referência (MRAC – *Model Reference Adaptive Controller*) e dos controladores PID. A escolha é fundamentada na desnecessidade de modelos fenomenológicos ou identificação da planta, o que facilita o emprego em tempo real e na utilização da teoria de Lyapunov como etapa de projeto, o que dispensa a análise de estabilidade após o projeto do sistema de controle. A lei de controle proposta possui três parcelas, *feedforward*, derivativa e de realimentação ordinária. A estrutura topológica proposta é dedicada a manipuladores pneumáticos, em que a parcela *feedforward* é responsável pela rejeição de perturbações, a derivativa suaviza oscilações e a *feedback* tem a finalidade de anular o erro de rastreamento em regime permanente. O controlador PID atua no regime transitório, momento em que a atuação do MRAC é de baixo desempenho devido ao tempo de convergência dos parâmetros de ajuste. Como resultados a tese apresentou menores erros globais no rastreamento de posição, tanto nas simulações quanto nos experimentos, quando comparados a resultados da literatura, rejeitando perturbações de forma satisfatória e atendendo a norma ISO/TS 15066 que rege a interação física homem-robô nas robóticas colaborativa e assistiva.

Palavras-chave: manipulador robótico, músculos de McKibben, MRAC, controlador PID, teoria de Lyapunov, ISO/TS 15066 e robóticas colaborativa e assistiva.

ABSTRACT

A robotic manipulator drive by McKibben muscles or simply a pneumatic manipulator belongs to a class of systems that have a fast response, low damping and non-linear behavior. Thus, the use of linear controllers, such as the Proportional-Integral-Derivative (PID) is prohibitive, as the control system will present different performances for different operational conditions. Thus, this research presents a new topological approach for hybrid adaptive control, with the purpose of contributing to the development of controllers for this type of plant. Such hybridity corresponds to the union of adaptive controllers by reference model (MRAC - Model Reference Adaptive Controller) and PID controllers. The choice is based on the unnecessary phenomenological models or plant identification, which facilitates the use in real-time and the use of Lyapunov's theory as a design step, which eliminates the analysis of stability after the control system design. The proposed control law has three parts, feedforward, derivative and feedback. The proposed topological structure is dedicated to pneumatic manipulators, in which the feedforward portion is responsible for the rejection of disturbances, the derivative smooths oscillations and the feedback has the purpose of canceling the tracking error in a permanent regime. The PID controller operates on a transitory regime, at which MRAC's performance is low due to the convergence time of the adjustment parameters. As a result, the thesis showed less global error in position tracking, both in simulations and in experiments, when compared to results in the literature, satisfactorily rejecting disturbances and complying with the ISO/TS 15066 standard that governs human-robot physical interaction in collaborative and assistive robotics.

Keywords: robotic manipulator, McKibben muscle, MRAC, PID controller, Lyapunov's theory, ISO/TS 15066 and collaborative and assistive robotics.

LISTA DE FIGURAS

| | |
|---|----|
| Figura 1 – Principais características do músculo de McKibben | 19 |
| Figura 2 – a) Desenho esquemático de um músculo pneumático e b) modelo de três elementos do atuador | 38 |
| Figura 3 – Comparação entre as respostas mensuradas e previstas para um músculo de McKibben | 39 |
| Figura 4 – Metodologia proposta para a tese | 45 |
| Figura 5 – Configuração agonista/antagonista. a) musculatura estriada esquelética bíceps/tríceps e b) músculos utilizados no manipulador pneumático | 53 |
| Figura 6 – Os quatro processos para o modelamento dinâmico de uma junta robótica de acordo com Shen (2010) | 56 |
| Figura 7 – Projeto do sistema de controle através do segundo método de Lyapunov | 58 |
| Figura 8 – Estrutura topológica proposta como tese | 68 |
| Figura 9 – Estrutura topológica proposta como tese sem a presença do controlador PID (<i>MRAC</i> puro) | 69 |
| Figura 10 – Estrutura topológica proposta por Zhang e Wei (2017) | 69 |
| Figura 11 – Resposta em frequência para a junta 1 | 74 |
| Figura 12 – Resposta em frequência para a junta 2 | 74 |
| Figura 13 – Resposta da junta 1 com o controlador H-MRAC na condição operacional C_1 | 76 |
| Figura 14 – Resposta da junta 2 com o controlador H-MRAC na condição operacional C_1 | 77 |
| Figura 15 – Análise comparativa entre o H-MRAC e o MRAC na condição operacional 1: resposta em posição para a junta 1 | 78 |
| Figura 16 – Análise comparativa entre o H-MRAC e o MRAC na condição operacional 1: resposta em posição para a junta 2 | 79 |
| Figura 17 – Análise comparativa entre o H-MRAC e o MRAC na condição operacional 1: ação de controle para a junta 1 | 80 |
| Figura 18 – Análise comparativa entre o H-MRAC e o A-PID na condição operacional 1: erro em posição para a junta 1 | 81 |
| Figura 19 – Parâmetros de ajuste para o MRAC: condição operacional 1 e junta 1 | 82 |
| Figura 20 – Parâmetros de ajuste para o H-MRAC: condição operacional 1 e junta 1 | 83 |

| | |
|--|-----|
| Figura 21 – Análise comparativa entre o H-MRAC e o A-PID na condição operacional 1: resposta em posição para a junta 1 | 84 |
| Figura 22 – Análise comparativa entre o H-MRAC e o A-PID na condição operacional 1: resposta em posição para a junta 2 | 85 |
| Figura 23 – Análise comparativa entre o H-MRAC e o A-PID na condição operacional 1: ação de controle | 86 |
| Figura 24 – Análise comparativa entre o H-MRAC e o A-PID na condição operacional 1: erro em posição | 87 |
| Figura 25 – Parâmetros de ajuste para o A-PID: condição operacional 1 e junta 1 | 88 |
| Figura 26 – Resposta senoidal para a junta 1 | 89 |
| Figura 27 – Resposta senoidal para a junta 2 | 91 |
| Figura 28 – Manipulador J2: a) aparato experimental e b) sistema de coordenadas utilizado | 95 |
| Figura 29 – Esquema de conexões elétricas e pneumáticas para o manipulador J2 | 96 |
| Figura 30 – Esquema de conexões de <i>hardware</i> para o manipulador J2 | 97 |
| Figura 31 – Resposta em posição para a junta 1 | 98 |
| Figura 32 – Resposta em posição para a junta 2 | 100 |
| Figura 33 – Manipulador pneumático com destaque para o anteparo de colisão | 105 |
| Figura 34 – Curva de erros..... | 126 |

LISTA DE TABELAS

| | |
|---|-----|
| Tabela 1 – Propriedades mecânicas dos materiais que compõem os músculos | 46 |
| Tabela 2 – Instrumentos de medição utilizados na pesquisa | 47 |
| Tabela 3 – Equipamentos utilizados na pesquisa | 47 |
| Tabela 4 – <i>Softwares</i> utilizados nos experimentos | 48 |
| Tabela 5 – Parâmetros da FCL | 67 |
| Tabela 6 – Parâmetros de sintonia para os controladores H-MRAC e PID | 67 |
| Tabela 7 – Parâmetros equivalentes para cada junta robótica | 73 |
| Tabela 8 – Condições operacionais para a análise de desempenho dos controladores | 75 |
| Tabela 9 – Erro em posição para a junta 1 - simulação | 93 |
| Tabela 10 – Erro em posição para a junta 2 - simulação | 93 |
| Tabela 11 – Erro em posição para a junta 1 - experimento | 102 |
| Tabela 12 – Erro em posição para a junta 2 - experimento | 103 |
| Tabela 13 – Publicações realizadas durante o doutoramento | 112 |

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

- ABNT/NBR – Associação Brasileira de Normas Técnicas/Norma Brasileira
- ANFIS – *ARX Neural Fuzzy Inference System*
- A-PID – *Adaptive Proportional-Integral-Derivative Controller*
- ARX – *AutoRegressive eXogenous*
- CDA – conversor digital analógico
- EE – erro eficaz
- EQM – erro quadrático médio
- EAM – erro absoluto médio
- FCL – função candidata de Lyapunov
- GDL – graus de liberdade
- GDLE – graus de liberdade efetivo
- H-MRAC – *Hybrid Model Reference Adaptive Controller*
- IFMG – Instituto Federal de Minas Gerais
- IRHD – *International Rubber Hardness Degrees*
- ISO/TS – *International Organization for Standardization/Technical Specifications*
- MAP – músculo artificial pneumático
- MBC – *Model Based Controller*
- MTBF – *Mean Time Between Failures*
- MTTR – *Mean Time To Repair*
- MFDI – modelo fenomenológico dinâmico isotônico
- MFDM – modelo fenomenológico dinâmico isométrico
- MFEI – modelo fenomenológico estático isotônico
- MFEM – modelo fenomenológico estático isométrico
- MMA – sistema massa-mola-amortecedor
- MPC – *Model Predictive Controller*
- MRAC – *Model Reference Adaptive Controller*
- RPP – *Robust Pole Placement based on μ -synthesis*
- SCARA – *Selective Compliance Assembly Robot Arm*
- SMC – *Sliding Mode Controller*
- PA6 – poliamida 6
- PE – pontos de equilíbrio

PEAD – polietileno de alta densidade

PID – Proporcional-Integral-Derivativo

PPR – pulsos por revolução

PTV – princípio do trabalho virtual

RMRAIC – *Robust Model Reference Adaptive Impedance Controller*

SEP – Sistema Elétrico de Potência

SLA – Sistema de Levitação a Ar

UFMG – Universidade Federal de Minas Gerais

SUMÁRIO

| | | |
|------------|--|----|
| 1 | INTRODUÇÃO | 16 |
| 1.1 | Motivação e relevância do tema proposto | 17 |
| 1.1.1 | Motivação para a utilização do músculo de McKibben | 17 |
| 1.1.2 | Motivação para a utilização do controlador híbrido (PID + MRAC)..... | 19 |
| 1.1.3 | Relevância do tema proposto..... | 20 |
| 1.2 | Objetivos geral e específicos | 21 |
| 1.3 | Contribuições científicas do presente trabalho e o seu ineditismo | 24 |
| 1.3.1 | A quebra de paradigma..... | 25 |
| 1.4 | Validação da metodologia proposta | 25 |
| 1.5 | Conteúdo geral da tese e organização do trabalho | 25 |
| 1.6 | Considerações finais | 26 |
| 2 | REFERENCIAL TEÓRICO E O ESTADO DA ARTE | 28 |
| 2.1 | Introdução | 28 |
| 2.2 | Controladores MRAC – fundamentação teórica | 28 |
| 2.3 | Controladores MRAC aplicados a manipuladores | 29 |
| 2.4 | Modelos fenomenológicos do músculo de McKibben | 32 |
| 2.5 | Mecanismos na configuração antagonista atuados por músculos de McKibben | 39 |
| 2.6 | Considerações finais | 41 |
| 3 | METODOLOGIA PROPOSTA E MATERIAIS UTILIZADOS | 42 |
| 3.1 | Introdução | 42 |
| 3.2 | Metodologia proposta | 42 |
| 3.3 | Materiais utilizados | 46 |
| 3.3.1 | Materiais utilizados para a confecção do músculo | 46 |
| 3.3.2 | Instrumentos de medição | 46 |
| 3.3.3 | Equipamentos e <i>softwares</i> utilizados..... | 47 |
| 3.4 | Confiabilidade do músculo | 48 |
| 3.5 | Arquitetura de <i>hardware</i> proposta | 49 |
| 3.6 | Produtos e entregáveis do presente trabalho | 49 |
| 3.7 | Calibração de equipamentos e análise metrológica | 49 |
| 3.8 | Considerações finais | 50 |
| 4 | FORMALIZAÇÃO DO PROBLEMA | 51 |
| 4.1 | Introdução | 51 |

| | | |
|-------|---|-----|
| 4.2 | Cinemática e dinâmica do manipulador | 51 |
| 4.3 | Modelo não linear de uma junta robótica agonista/antagonista acionada por músculos de McKibben | 52 |
| 4.4 | Função de transferência com parâmetros variáveis | 56 |
| 4.5 | Considerações finais | 57 |
| 5 | SÍNTESE DO SISTEMA DE CONTROLE | 58 |
| 5.1 | Introdução | 58 |
| 5.2 | Formulação da lei de controle | 59 |
| 5.3 | Definição da estrutura do modelo de referência | 59 |
| 5.4 | Definição da equação do erro | 60 |
| 5.5 | Projeto via teoria de estabilidade de Lyapunov | 60 |
| 5.5.1 | Análise da relação entre Γ_1 , Γ_2 e Γ_3 | 63 |
| 5.5.2 | Verificando a estabilidade assintótica | 64 |
| 5.6 | Projeto do controlador H-MRAC | 67 |
| 5.7 | Considerações finais | 70 |
| 6 | SIMULAÇÕES | 71 |
| 6.1 | Introdução | 71 |
| 6.2 | Simulações com o controlador adaptativo híbrido | 71 |
| 6.3 | H-MRAC versus MRAC | 77 |
| 6.4 | H-MRAC versus A-PID | 83 |
| 6.5 | Análise do erro nas simulações | 92 |
| 6.6 | Considerações finais | 94 |
| 7 | RESULTADOS EXPERIMENTAIS | 95 |
| 7.1 | Introdução | 95 |
| 7.2 | O aparato experimental | 95 |
| 7.3 | Análise metrológica | 97 |
| 7.4 | Resultados experimentais | 98 |
| 7.5 | Interação segura homem-robô utilizando a norma ISO/TS 15066 | 103 |
| 7.6 | Considerações finais | 105 |
| 8 | CONCLUSÕES E DIREÇÕES PARA PESQUISAS FUTURAS | 107 |
| 8.1 | Sumário de contribuições | 108 |
| 8.2 | Desdobramentos da pesquisa | 108 |
| 8.3 | Produção acadêmica relacionada ao tema proposto durante o período de doutoramento | 109 |

| | |
|---|------------|
| REFERÊNCIAS | 113 |
| APÊNDICE A – Dedução da equação geral para e | 121 |
| APÊNDICE B – Análise metrológica e de incertezas de medição..... | 123 |

1 INTRODUÇÃO

Em seu aspecto construtivo, manipuladores robóticos industriais possuem, geralmente, juntas atuadas por motores elétricos. Isso deve-se ao fato da grande evolução das máquinas elétricas e seus sistemas de acionamento, principalmente nas décadas de 1970 e 1980. O motor elétrico possui elevada rotação e baixo torque de saída. Assim, é necessário utilizar sistemas de redução para ampliação do torque, pois as condições operacionais comuns do ambiente fabril exigem do mecanismo elevados esforços de atuação. Esses sistemas de redução podem chegar a relações de transmissão de até 1:300 e o sistema de redução mais empregado é a engrenagem harmônica ou “*harmonic drive*”.

A utilização de elevadas reduções garantem ao manipulador elevada rigidez. Conseqüentemente, o mecanismo possui elevada precisão, baixa deterioração do desempenho devido a variações de carga no efetuador, maior estabilidade e largura de banda de controle e é capaz de rejeitar perturbações rapidamente (KARNJANAPARICHAT e PONGVUTHITHUM, 2017).

Com a interação física homem-robô cada vez mais cotidiana, tanto na robótica colaborativa como na assistiva, a elevada rigidez é maléfica, principalmente em caso de colisões, o que pode ocasionar a quebra do equipamento ou risco de morte para o indivíduo que está em contato com o maquinário.

Dessa forma, pesquisas científicas concentram esforços para o desenvolvimento de manipuladores complacentes. Existem, basicamente, três formas de desenvolver um sistema complacente. Do ponto de vista do projeto mecânico, os elos podem ser confeccionados em material flexível, materiais poliméricos, por exemplo, ou os atuadores podem ser complacentes, tais como os músculos artificiais pneumáticos (MAPs). Já no projeto do sistema de controle, podem ser desenvolvidas leis de controle que contemplem força e pose do manipulador de forma concomitante. Os mais comuns encontrados na literatura são os controladores híbridos (pose e força) (BOMFIM *et al.*, 2020) e de impedância mecânica (HOU *et al.*, 2019; FAYAZI *et al.*, 2020).

No presente trabalho, optou-se pela utilização dos MAPs. Tal escolha é fundamentada no fato do atuador possuir baixo custo de aquisição de peças e comportamento análogo ao músculo estriado esquelético, o que torna atrativo sua utilização em órteses, próteses, equipamentos de reabilitação e cirurgia, bem como robôs industriais que devem atender a norma ISO/TS 15066 de 2016 (ROSENSTRAUCH e KRÜGER, 2017).

O grande desafio das próximas décadas, será o projeto, construção, modelagem e controle de mecanismos atuados ou subatuados por músculos pneumáticos. O atuador pneumático é de complexa modelagem e controle devido principalmente às características de não linearidade em virtude da banda morta, histerese e atrito de Coulomb ou atrito seco (TONDU, 2012).

Um tipo de MAP que vem ganhando destaque nas pesquisas científicas é o músculo de McKibben. O atuador foi desenvolvido nos anos de 1950 pelo físico nuclear Joseph Laws McKibben para auxiliar no tratamento de enfermidades ocasionadas pela poliomielite (*Life*, 1960; *La Tecnica Illustrata*, 1960). O músculo é de simples construção, pois é constituído de um tubo de látex coberto por uma malha de Poliamida 6.6, com conectores em suas extremidades. Isso faz com que o custo de aquisição de peças esteja em torno de R\$5,00 (SCAFF, 2015).

1.1 Motivação e relevância do tema proposto

1.1.1 Motivação para a utilização do músculo de McKibben

Existem diversas aplicações no campo da robótica em que os atuadores convencionais, motores elétricos, são ineficazes ou apresentam limitações. Um exemplo contemporâneo e a interação física homem-robô, cada vez mais presente no ambiente fabril. Nessa aplicação, é de primordial importância a presença de um manipulador complacente, pois, em caso de colisão, efeitos de choque mecânico entre manipulador-ambiente ou manipulador-operador podem ser mitigados. A motivação para a utilização do músculo de McKibben é a característica complacente desse atuador, em que há absorção de energia durante um evento de colisão.

Quando comparado aos motores elétricos os músculos de McKibben apresentam as vantagens de elevada razão potência/peso e potência/volume, complacência natural, capacidade de emular o funcionamento de um músculo estriado esquelético, possibilidade de construção sem a presença de peças metálicas e ausência de faíscas durante o acionamento. Como desvantagem o atuador possui baixa rigidez, o que pode deteriorar o desempenho do sistema de controle e reduz a capacidade de rejeitar perturbações.

A capacidade de emular o comportamento fenomenológico do músculo biológico faz com que o músculo de McKibben seja utilizado em diversas pesquisas científicas relacionadas com o desenvolvimento de equipamentos de engenharia assistiva (CHOU e HANNAFORD, 1996), tais como órteses, próteses, equipamentos de reabilitação e exoesqueletos (TJAHYONO *et al.*, 2013). O músculo de McKibben possui algumas características similares aos biológicos, tais como alcance dinâmico e velocidade máxima de trabalho, além de características superiores, tais como a intensidade de tensão, densidade de trabalho e eficiência energética. A grande limitação do atuador artificial é o atrito de Coulomb entre as fios da malha, inexistente nos músculos biológicos. Esse efeito faz com que o músculo tenha uma histerese acentuada, o que dificulta o modelamento fenomenológico (ZHANG e PHILEN, 2012).

Outra característica relevante é sua capacidade de construção em materiais poliméricos, compósitos ou uma mistura desses, o que destaca o seu emprego em ambientes com elevados campos magnéticos e elétricos, por exemplo, sem que haja interferência do sistema elétrico de potência (SEP) no atuador (GERVINI *et al.*, 2008; SOBSZYK *et al.*, 2009; SCAFF, 2015).

Seja nas robóticas de manipulação e móvel ou no desenvolvimento de humanoides, sempre há a necessidade de redução de peso no sistema. Essa redução impacta diretamente no peso/tamanho dos atuadores, na autonomia das baterias, no consumo energético e na eficiência energética do sistema. Essa diminuição de peso também pode ser atingida com a substituição dos motores elétricos por músculos de McKibben. Comparando os atuadores, o músculo possui potência específica vinte vezes maior, ou seja, o peso do atuador pode ser reduzido drasticamente, além do volume ocupado pelo

mesmo (CHOU e HANNAFORD, 1996). O mosaico da Figura 1 apresenta as principais características do músculo de McKibben.

Figura 1 – Principais características do músculo de McKibben.



Fonte: o autor.

1.1.2 Motivação para a utilização do controlador híbrido (PID + MRAC)

As equações cinemáticas e dinâmicas de um mecanismo são modelos não lineares e acoplados, quando o manipulador possui 2 ou mais graus de liberdade (GDL) e juntas articuladas. Já o músculo de McKibben possui comportamento não linear devido a histerese, intrínseca a materiais poliméricos, banda morta, devido à falta de adesão entre tubo e malha em pressões inferiores a 1,50 bar e atrito de Coulomb, ocasionado pelo atrito seco entre os fios da malha externa (BOMFIM e LIMA II, 2020). Somando os efeitos anteriores as variações de carga no efetuador e a presença de perturbações o manipulador pneumático torna-se um sistema com elevado grau de não linearidades.

Caso um controlador linear fosse utilizado para o rastreamento de posição de um manipulador pneumático, o sistema apresentará diferentes desempenhos com mudanças nos valores de referência e condições operacionais. Dessa forma, torna-se proibitivo a utilização de controladores PID com ganhos fixos, por exemplo, pois o sistema de controle teria desempenho satisfatório apenas em uma faixa operacional.

Assim, o controlador deve ser capaz de compensar variações paramétricas, dinâmicas não modeladas e distúrbios. Para garantir o desempenho do sistema de controle os controladores clássicos devem ser substituídos por controladores avançados. Como exemplos podem ser citados os controladores baseados em modelo (ASCHEMANN e SCHINDELE, 2008; BOSCARIOL e ZANOTTO, 2012; ANDRIKOPOULOS *et al.*, 2013; ZHAO *et al.*, 2017; FAYAZI *et al.*, 2020), preditivo e por modos deslizantes, controladores inteligentes (THANH e AHN, 2006; ANH e AHN, 2011; ANH *et al.*, 2018), baseados em técnicas de inteligência artificial, controladores adaptativos (WEI, 2018 e 2019; ARNEZ-PANIAGUA *et al.*, 2019; HEIDARZADEH *et al.*, 2019; BOMFIM *et al.*, 2020; BOMFIM *et al.*, 2021 a) e b)), por modelo de referência, reguladores auto ajustáveis e controle dual. Também pode ser observado na literatura a união de técnicas clássicas e avançadas, com a finalidade de aproveitar as melhores características de cada sistema de controle (ZHANG e WEI, 2017).

Uma abordagem topológica que vem ganhando destaque nos últimos anos é a união dos controladores PID e MRAC. O MRAC é um controlador livre de modelos fenomenológicos da planta ou “*model-free design*”, o que simplifica a estrutura do sistema de controle e facilita a implementação em tempo real. Isso faz com que o MRAC tenha excelente desempenho em plantas inerciais com dinâmica não linear, tais como manipuladores robóticos, sistemas aviônicos e de levitação a ar (BOMFIM *et al.*, 2021 a). Outras vantagens do MRAC são sua capacidade de impor um modelo de referência a ser seguido pela planta e o fato da teoria de Lyapunov ser utilizada como etapa de projeto, o que remove a necessidade de passos posteriores para a análise de estabilidade. Como desvantagem o MRAC possui baixo desempenho em regime transitório, devido ao tempo de convergência dos parâmetros de ajuste do mecanismo de adaptação, o que inviabiliza a utilização desse controlador adaptativo em plantas com resposta rápida. Uma solução para esse problema é unir o controlador PID com o MRAC, em que o controlador PID atua durante o regime transitório e o MRAC atua na compensação das não linearidades (ZHANG e WEI, 2017).

1.1.3 Relevância do tema proposto

Nas robóticas colaborativa e assistiva é cada vez mais comum a interação física homem-robô. Atualmente, operadores e robôs ocupam o mesmo espaço de trabalho,

principalmente em indústrias automotivas e em atividades de montagem. Na engenharia assistiva é possível ver robôs de reabilitação e cirurgia, bem como órteses e próteses robóticas. Essa interação traz bons frutos, com o aumento da produtividade ou redução no tempo de recuperação de enfermidades, por exemplo. Uma questão que sempre é levantada diz respeito à segurança, pois, caso ocorra uma colisão ou instabilidade do sistema de controle o ser humano estará seguro? Para responder a essa pergunta a Organização Internacional de Normalização criou a norma ISO/TS 15066 em 2016. Essa norma visa estabelecer valores máximos de força, pressão e energia durante a interação física homem-máquina.

Para atender aos pré-requisitos da norma, o efetuador do manipulador deve sofrer uma força máxima de 140 N, uma pressão máxima de 200 N/cm² e uma energia máxima de 0,49 J durante um evento de colisão (ROSENSTRAUCH e KRÜGER, 2017). Segundo De Santis *et al.* (2008) existem, basicamente, três formas de alcançar a complacência para uma interação segura. A primeira é através do projeto mecânico, em que os elos do mecanismo podem ser confeccionados em material flexível, tais como os polímeros, por exemplo. Outra forma é pela seleção de atuadores complacentes, tais como os músculos de McKibben. A terceira opção é desenvolver um sistema de controle que aborde os controles de força e posição (controlador híbrido) de forma concomitante.

Cabe ressaltar que, em caso de falta de energia elétrica, a última opção supramencionada é invalidada, pois o sistema de controle para de operar, tornando atrativo atuar no projeto mecânico ou na seleção do atuador, pois a característica complacente é intrínseca ao mesmo.

1.2 Objetivos geral e específicos

O objetivo geral da tese é o desenvolvimento de uma nova abordagem para o controle híbrido (PID + MRAC). O controlador é dedicado a manipuladores pneumáticos e tem a finalidade de rastrear a posição de um modelo de referência.

O desenvolvimento divide-se em quatro macroetapas. A primeira macroetapa consiste na manufatura do músculo e nas caracterizações estática e dinâmica, em que serão propostas técnicas para estimar os parâmetros do músculo. A segunda macroetapa tem o objetivo de formular o controlador híbrido. A terceira macroetapa terá a finalidade de simulação do algoritmo proposto em ambiente Simulink®. Na quarta macroetapa, será projetado e construído um manipulador pneumático de 2 GDL, onde ocorrerá a validação da metodologia proposta.

As caracterizações estática e dinâmica têm a finalidade de relacionar a força e deslocamento do músculo com a pressão de entrada, variável a ser manipulada pelo sistema de controle. A caracterização estática corresponde à análise de contração do músculo, quando o mesmo está em regime permanente. Já a caracterização dinâmica corresponde à análise do músculo em regime transitório, quando um degrau de pressão é aplicado. Após o levantamento de dados experimentais, serão construídos soluções numéricas e analíticas para descrever o comportamento do MAP.

A Formulação do controlador híbrido será realizada na segunda macroetapa. Essa formulação consiste no projeto de uma inédita estrutura topológica constituída de três parcelas.

Na terceira macroetapa, serão levantados os modelos cinemático e dinâmico do manipulador e ocorrerá a implementação em *software*. Após a construção do algoritmo de controle serão realizadas simulações para analisar a eficácia do controlador híbrido proposto.

Na quarta macroetapa toda a teoria proposta será validada em um manipulador planar com juntas articuladas. O sistema de controle simulado será discretizado no ambiente Simulink® e os sensores e atuadores comunicaram através do ArduinoDue® com o sistema de controle.

De acordo com as macroetapas supracitadas seguem os objetivos específicos:

Macroetapa 1 – Manufatura e caracterização estática e dinâmica do atuador.

1. Manufatura dos músculos a partir de látex e malha náutica.

2. Projeto e manufatura de conectores do músculo.
3. Construção dos gráficos de deslocamento/pressão para diferentes diâmetros e comprimentos dos músculos com a aplicação de uma força constante, isotônico, ou comprimento constante, isométrico.
4. Construção de gráficos com o comportamento dinâmico, através da utilização de um sensor de deslocamento.
5. Construção de modelos numéricos e analíticos para a estimação e cálculo da pressão de entrada a partir do deslocamento e da força de saída do músculo.
6. Validação de modelos em testes realizados no músculo artificial.

Macroetapa 2 – Desenvolvimento da teoria proposta como tese.

1. Formulação da lei de controle.
2. Definição da estrutura do modelo de referência.
3. Definição da equação do erro.
4. Levantamento de uma função candidata de Lyapunov.
5. Definição da equação para os parâmetros de ajuste.
6. Análise da estabilidade do sistema de controle.

Macroetapa 3 – Construção e simulação do algoritmo de controle.

1. Modelamento 3D do mecanismo com 2 GDL.
2. Construção do modelo cinemático direto do mecanismo levando em consideração as dimensões dos elos e tipo de junta adotada.
3. Realização de simulações utilizando o *software* Simulink®.
4. Simulação da metodologia proposta analisando o erro no rastreamento de posição e na capacidade do sistema de controle para rejeitar distúrbios.
5. Construção do modelo cinemático inverso.

Macroetapa 4 – Validação da metodologia proposta.

1. Especificação dos sensores.
2. Especificação das válvulas reguladoras de pressão.
3. Seleção da placa Arduino® para a aquisição de dados e envio de sinais de comando.
4. Manufatura do manipulador.
5. Execução de testes, verificando a precisão em posicionamento.

6. Execução de testes com variações de carga no efetuator.
7. Validação da metodologia proposta analisando o erro de rastreamento e a capacidade do sistema de controle em rejeitar distúrbios.

De forma sumária, as premissas de projeto do sistema de controle são.

1. Operação em tempo real.
2. Ajuste da resposta transitória, de acordo com um modelo de referência.
3. Compensação de não linearidades.
4. Garantia de convergência assintótica no rastreamento de posição.
5. Rejeição de distúrbios.
6. Projeto livre de modelos fenomenológicos da planta.

1.3 Contribuições científicas do presente trabalho e o seu ineditismo

A presente pesquisa representa o primeiro encontro entre manipuladores pneumáticos e controladores híbridos (PID + MRAC). No campo da robótica de manipulação, foram observadas pesquisas que utilizam o modelo dinâmico do mecanismo como lei de controle para o MRAC, sendo a primeira vez que a união das parcelas *feedforward*, derivativa e *feedback* com o controlador PID é desenvolvida. Assim, a tese tem a finalidade de realizar um trabalho inédito, no que tange uma nova estrutura topológica para os controladores híbridos.

A pesquisa tem a finalidade de selecionar e implementar sistemas de controle que se adaptem as modificações nas configurações do mecanismos, variações de carga no efetuator e perturbações externas. Como contribuições do trabalho, podem-se listar o desenvolvimento de metodologias para atuar nos seguintes temas.

1. Projeto e manufatura do músculo.
2. Caracterização estática e dinâmica do atuador.
3. Projeto e manufatura do manipulador robótico.
4. Projeto do sistema de controle.
5. Validação da teoria proposta.

1.3.1 A quebra de paradigma

O ineditismo da pesquisa diz respeito ao preenchimento de lacunas entre o modelamento fenomenológico do atuador e sua utilização em controladores híbridos. Dessa forma, o trabalho é inovador, pois os controles híbridos, atualmente, são referenciados apenas em pesquisas científicas que utilizam o motor elétrico para acionamento do mecanismo.

Assim, a presente pesquisa representa uma quebra de paradigma, pois, é senso comum, principalmente na indústria, que os atuadores pneumáticos são de baixa precisão. Isso ocorre devido ao fato dos sistemas de controle utilizados serem lineares, tais como o controlador PID, por exemplo, e não há uma compensação de efeitos oriundos de não linearidades, tais como o atrito de Coulomb, histerese, banda morta ou de acoplamentos.

1.4 Validação da metodologia proposta

Para análise, avaliação e validação da metodologia proposta, está prevista a construção de duas bancadas. A ideia da primeira bancada é fazer testes com o músculo artificial com intuito de levantar suas características estáticas e dinâmicas com a finalidade de relacionar a variável controlada, tensão elétrica na válvula proporcional, e as variáveis pressão, força e deslocamento do músculo. Já a segunda bancada é um mecanismo robótico de cadeia cinemática aberta com 2 GDL. Nessa bancada será validado o sistema de controle proposto. Com as duas bancadas será possível analisar a relação entre a força e deformação de saída e a pressão de entrada, bem como analisar os efeitos de atrito e características construtivas do músculo, tais como diâmetro, espessura da parede e ângulo de tecimento da malha externa.

1.5 Conteúdo geral da tese e organização do trabalho

A elaboração das referências utilizadas no texto estão de acordo com a ABNT/NBR 6023 de 2002 e a construção do trabalho acadêmico está de acordo com a ABNT/NBR 14724 de 2011. Destaca-se que as incertezas associadas as medições realizadas

encontram-se em conformidade com a norma ABNT/NBR 5725 de 2018 e com o Guia para a Expressão de Incerteza de Medição de 2003 (ISO GUM, 2003).

Em seu aspecto organizacional, o trabalho de doutorado está estruturado em 8 capítulos e 2 apêndices. O Capítulo 2 apresenta a revisão bibliográfica, em que são apresentados estudos sobre MAPs, abordando seus aspectos construtivos, modelagem dinâmica e projeto de sistemas de controle. Esse capítulo tem a finalidade de verificar qual é o estado da arte no que tange o controle híbrido e a aplicação do MAP em mecanismos. Finalizando o Capítulo 2, serão analisadas as contribuições metodológicas que se pretende atingir ao findar da tese. No Capítulo 3, é apresentada a metodologia adotada para o desenvolvimento do trabalho, juntamente com os materiais, equipamentos e instrumentos utilizados. No Capítulo 4, o problema de modelamento fenomenológico de um manipulador pneumático é formalizado. Para tanto, são apresentados modelos analíticos e numéricos que regem o funcionamento do sistema. O Capítulo 5 apresenta a formulação teórica do sistema de controle proposto. Fica a cargo do Capítulo 6 a realização de simulações e análises com o *software* Simulink[®]. No Capítulo 7, serão realizados experimentos no manipulador e a metodologia proposta será validada. No Capítulo 8, é feita uma análise que retoma os principais pontos abordados durante o trabalho e as conclusões obtidas a partir do estudo realizado. Nesse capítulo, também é feito um estudo de quais serão as prováveis tendências futuras na substituição de atuadores convencionais por MAPs e são apresentadas as produções acadêmicas realizadas durante o período de doutoramento. O Apêndice A contem a dedução da derivada temporal do erro, complementando o Capítulo 5 e o Apêndice B as deduções matemáticas para a análise metrológica.

1.6 Considerações finais

Um manipulador pneumático é um planta com não linearidades severas. Atualmente, as velocidades operacionais de manipuladores robóticos são cada vez maiores. Isso faz com que efeitos de variações paramétricas, dinâmicas não modeladas e distúrbios sejam amplificados.

Para que o mecanismo tenha elevado desempenho, erro de rastreamento baixo, é necessário que o sistema de controle opere em tempo real, tempo de resposta inferior a 200 ms, e compense as não linearidades. Assim, os controladores MRACs vem ganhando destaque no controle de mecanismos robóticos, pois, não necessitam de um modelo, analítico ou numérico, da planta, o que reduz etapas de projeto, viabilizando a aplicação em tempo real.

Como vantagem, pode-se concluir também que é possível definir os critérios de desempenho em termos de tempo de subida, acomodação e sobressinal, a partir do modelo de referência, que pode ser representado por uma equação diferencial de segunda ordem. Assim, é possível definir as características da resposta transitória do efetuador de um manipulador, por exemplo.

Como principal desvantagem, os parâmetros de ajuste do mecanismo de adaptação possuem elevado tempo de convergência em manipuladores. Em Bomfim *et al.* (2020), foi verificado um tempo de aproximadamente 10 s para a convergência dos parâmetros. Assim, a presente tese tem a finalidade de investigar uma nova abordagem topológica, em que o MRAC é utilizado em parceria com o controlador PID clássico.

No que tange a proximidade cada vez maior entre homem e máquina, é importante que o projeto atenda a norma ISO/TS 15066. Caso o mecanismo seja empregado em robótica colaborativa ou assistiva, o atendimento a norma traz segurança aos operadores, além de impedir que haja a quebra do equipamento. Assim, o presente trabalho também visa investigar a utilização do manipulador pneumático em atendimento à norma.

2 REFERENCIAL TEÓRICO E O ESTADO DA ARTE

2.1 Introdução

Dois eventos históricos formam os pilares da presente tese. Ambos ocorreram nos anos de 1950, em que o músculo de McKibben foi desenvolvido no ano de 1956 e o MRAC em 1958. Cabe ressaltar que o encontro do manipulador pneumático com a técnica de controle híbrida (PID + MRAC) ocorreu na presente pesquisa.

2.2 Controladores MRAC – fundamentação teórica

Nos anos de 1950, os controladores lineares apresentaram-se ineficazes no controle de aeronaves, pois, os mesmos tinham desempenho satisfatório apenas em um faixa de operação. Assim, surgiram os pilotos automáticos ou “*autopilots*”, em que os ganhos do controlador eram escalonados através de uma tabela. Tal controlador é conhecido por escalonamento de ganhos e representa o marco inicial dos controladores adaptativos (ÅSTRÖM e WITTENMARK, 2013).

Em 1958, Whitaker *et al.* publicaram um artigo, em que a primeira formulação matemática para o MRAC foi proposta. A principal finalidade do controlador adaptativo foi compensar incertezas durante o período de voo. A estrutura topológica proposta pelos autores forma a base do MRAC, em que existem duas estruturas básicas: o modelo de referência e o mecanismo de adaptação. Esse esquema de controle foi extensivamente utilizado nas décadas posteriores na engenharia aeroespacial, tendo em vista que não é necessário um modelo fenomenológico ou identificação da planta, o que reduz a complexidade do sistema de controle e viabiliza aplicações em tempo real (CHEN *et al.*, 2020).

O fato de aeronaves e manipuladores pertencerem a uma mesma classe de sistemas inerciais não lineares, com dinâmica rápida e baixo amortecimento, encorajaram os pesquisadores Dubowsky e DesForges (1979) a desenvolverem um controlador MRAC para o rastreamento de pose e velocidade de um mecanismo robótico com 6 GDL. Como resultado, quando aplicado um sinal de referência de 0,4 rad no movimento da base, foi verificado um máximo sobressinal percentual de 25 %, quando

uma carga de 14,59 kg é adicionada ao efetuador do manipulador. Sem a presença da carga não foi verificado sobressinal.

2.3 Controladores MRAC aplicados a manipuladores

Sistemas de controle baseados no MRAC e utilizados no rastreamento de pose e/ou força em manipuladores robóticos podem ser observados em Dubowsky e DesForges (1979), Nicosia e Tomei (1984), Horowitz e Tomizuka (1986), Seraji (1987), Maliotis (1991), Kireçci *et al.* (2003), Zhang e Wei (2017), Wei (2018 e 2019), Arnez-Paniagua *et al.* (2019), Heidarzadeh *et al.* (2019), Bomfim *et al.* (2020) e Bomfim *et al.* (2021 b e c). Geralmente, os pesquisadores utilizam o modelo dinâmico do manipulador para desenvolver uma lei de controle adaptativa, tal estratégia é conhecida como torque computado. Foi observada a utilização do controlador MRAC, junto com o PID, afim de melhorar o desempenho do sistema de controle no regime transitório em Horowitz e Tomizuka (1986); Zhang e Wei (2017) e Bomfim *et al.* (2021 b e c). Foi analisado que a maioria dos pesquisadores utilizaram a teoria de Lyapunov para o projeto do sistema de controle. Conseqüentemente, não há a necessidade de análise de estabilidade após o desenvolvimento do sistema de controle, pois esse passo já está embarcado no projeto (MALIOTIS, 1991; KIREÇCI *et al.*, 2003; ZHANG e WEI, 2017; BOMFIM *et al.*, 2021 b e c).

Controladores MRAC baseados na teoria da hiperestabilidade e utilizados para o rastreamento de posição em manipuladores podem ser observados em Nicosia e Tomei (1984), Horowitz e Tomizuka (1986) e Wei (2018). Nos dois primeiros artigos os sistemas de controle foram utilizados em mecanismos de 3 GDL, em que houve garantia de convergência do erro para zero. Cabe ressaltar que em Horowitz e Tomizuka (1986) o controlador consistia em um PID (malha externa) atuando juntamente com um MRAC (malha interna) e os autores observaram melhora no desempenho do sistema de controle durante o período transitório com a utilização da malha externa. Assim como em Dubowsky e DesForges (1979), os autores também informaram sobre a importância do MRAC, pois não exige um modelo fenomenológico da planta ou a identificação do sistema, o que torna menos complexo o projeto do sistema de controle e facilita a operação em tempo real.

Em Seraji (1987) foi desenvolvido um controlador MRAC baseado em duas parcelas, uma antecipatória (*feedforward*) e uma de realimentação ordinária (*feedback*). O autor enfatiza o desempenho limitado do controlador PID em trajetórias rápidas e operações sob variações de carga, o que inviabiliza a utilização de controladores lineares em manipuladores.

Em Maliotis (1991) foi desenvolvido um controlador MRAC para o rastreamento de posição de um manipulador robótico de 2 GDL atuado por motores elétricos. Os elos tem comprimento de 1 m. O elo 1 tem a massa de 4 kg e o elo 2 tem a massa de 2 kg. O erro foi nulo em regime permanente e não foram usadas métricas para a sua quantificação. A teoria de Lyapunov foi utilizada para projeto da lei de controle. Para um degrau de entrada de 0,5 rad, o tempo de subida foi de 1 s sem apresentar sobressinal para as juntas 1 e 2.

Em Kireççi *et al.* (2003) um manipulador hidráulico teve o rastreamento de posição realizado através de um controlador MRAC. No artigo, o controlador MRAC apresentou melhor precisão que o controlador PID, apresentando erro nulo, para o seguimento de trajetória.

Zhang e Wei (2017) desenvolveram um controlador híbrido (PID + MRAC) para o rastreamento de posição em manipuladores de 1, 2 e 3 GDL, em que foram realizadas apenas simulações, sem o modelo fenomenológico do atuador. Sua estrutura topológica é composta de um parâmetro de ajuste e o controlador PID possui ganhos fixos. No artigo foram comparados os controladores PID, MRAC e híbrido. Os dois primeiros controladores obtiveram comportamento inferior, em que o PID apresentou maior sobressinal e o MRAC elevado tempo de convergência. À medida que os GDL são ampliados, foi analisado que o desempenho dos controladores PID e MRAC sofrem elevada deterioração. Já o híbrido sofre pouca variação de desempenho, validando sua superioridade e capacidade de compensar efeitos de acoplamentos entre as juntas.

Em Wei (2018) foi analisado a estabilidade de mecanismos de 1 e 2 GDL utilizando a teoria da estabilidade de Lyapunov e a teoria da hiperestabilidade. Com as duas teorias foi provado a convergência assintótica do erro para valores nulos.

Em Wei (2019) foi realizada uma comparação sistemática entre os controladores adaptativo, robusto e adaptativo robusto com simulações em manipuladores de 1 e 2 GDL. No artigo, foi analisado que o controlador robusto (SMC - *Sliding Mode Controller*) tem o problema de trepidação ou “*chattering*”, além de ser necessário um modelo da planta, o que promove a utilização dos controladores MRAC.

Em Arnez-Paniagua *et al.* (2019) foi desenvolvido um mecanismo de 1 GDL para a reabilitação do calcanhar. A técnica de controle utilizada foi o MRAC, em que participantes saudáveis geravam modelos de referência para serem seguidos por um paciente doente. A pesquisa obteve bons resultados e os autores enfatizaram que a técnica de controle adotada não exige a estimação de parâmetros da planta, o que facilita a mudança de referência em tempo real. Também foi informado que o MRAC possui vantagens claras, quando comparado aos controladores baseados em modelo ou MBCs (*model based controllers*), em termos de simplicidade. O erro máximo no rastreamento de posição foi de 13 graus, quando o MRAC não foi utilizado, e de 5 graus com sua utilização.

Em Heidarzadeh *et al.* (2019) foi desenvolvido um controlador de impedância robusto por referência de modelo (RMRAIC - *robust model reference adaptive impedance controller*) para o rastreamento de posição de uma prótese do calcanhar. O controlador de impedância visa regular posição e força na interação humano-robô. O erro máximo do ângulo do tornozelo foi de 0,016 rad para o rastreamento de posição. No projeto mecânico, uma mola foi utilizada para absorver o impacto com o solo, o que reduziu o torque exigido pelo motor elétrico em 90 %, aproximadamente.

Em Bomfim *et al.* (2020), uma das publicações resultantes desta tese, foi desenvolvido um controlador híbrido para o rastreamento de posição e força de um manipulador pneumático de 2 GDL. O sistema de controle foi baseado na teoria de Lyapunov e é baseado em três parcelas. A primeira é um controlador *feedforward*, a segunda um derivativo e a terceira é uma realimentação ordinária. O controlador foi desenvolvido especificamente para atender a manipuladores pneumáticos e cada parcela tem uma finalidade específica. Quando comparado ao controlador PID, o MRAC apresentou maior erro de rastreamento em algumas condições operacionais, o que ocorreu devido ao elevado tempo de convergência dos parâmetros de ajuste, aproximadamente 10 s.

Como conclusão, os autores observaram a necessidade da utilização de um controlador externo, para melhorar o desempenho durante o regime transitório.

Bomfim *et al.* (2021 a), uma das publicações resultantes desta tese, propuseram uma nova abordagem topológica para o controlador híbrido, aplicado ao rastreamento de posição em um sistema de levitação a ar (SLA). O SLA possui características fenomenológicas similares aos manipuladores e aeronaves, com resposta não linear, baixo tempo de subida, inferior a 500 ms e baixo amortecimento, inferior a 0,3. Como resultados, o controlador apresentou excelente desempenho, com erros e tempos de resposta inferiores aos verificados por outras estruturas topológicas presentes na literatura para o controlador híbrido aplicado ao SLA.

Dando sequência aos trabalhos desenvolvidos por Bomfim *et al.* (2021 a), Bomfim *et al.* (2021 b), uma das publicações resultantes desta tese, aplicaram a estrutura desenvolvida a um manipulador pneumático de 2 GDL. Foi analisado uma redução nos erros de rastreamento, quando o controlador é comparado aos resultados obtidos por Zhang e Wei (2017). Dessa forma, a pesquisa consiste em uma evolução da estrutura proposta em Zhang e Wei (2017). Na estrutura proposta em 2017 há apenas um parâmetro de ajuste que atua nos ganhos do controlador PID. Em Bomfim *et al.* (2021 b) existem três parâmetros de ajuste, que foram desenvolvidos de forma dedicada a manipuladores atuados por músculos de McKibben.

2.4 Modelos fenomenológicos do músculo de McKibben

Os modelos fenomenológicos para o músculo de McKibben podem ser estático ou dinâmico (ZHANG e PHILEN, 2012; TONDU, 2012). O modelo estático é o equacionamento entre pressão, força de contração e as características construtivas, geométricas, do músculo quando o mesmo está em repouso. Já o modelo dinâmico é o equacionamento entre pressão, força de contração e as características construtivas do músculo quando o mesmo está em movimento. Dessa forma, muitos autores (DAVIS e CALDWELL, 2006; ZHANG e PHILEN, 2012; TONDU, 2012 e DOUMIT e LECLAIR, 2017) consideram o modelo dinâmico como o modelo fenomenológico em

regime transitório e o modelo estático como o modelo fenomenológico em regime permanente.

O equacionamento dos modelos fenomenológicos, apresentam duas formas de caracterização, que são conhecidas como modelos isométricos e isotônicos. No modelo isométrico, o comprimento do músculo deve permanecer constante durante os ensaios e no modelo isotônico a carga no músculo deve permanecer constante (ZHANG e PHILEN, 2012; TONDU, 2012). Assim, é possível levantar quatro modelos de ensaios para a caracterização do músculo, a saber:

1. Modelo fenomenológico estático isotônico (MFEI).
2. Modelo fenomenológico estático isométrico (MFEM).
3. Modelo fenomenológico dinâmico isotônico (MFDI).
4. Modelo fenomenológico dinâmico isométrico (MFDM).

De acordo com a literatura, vários métodos foram utilizados para modelar o comportamento estático do MAP, tais como a mecânica newtoniana ou equilíbrio de forças (SCHULTE e PEARSON, 1961; CALDWELL *et al.*, 2000 e 2007), termofluidodinâmica (PAYNTER e JUAREZ, 1999), mecânica do contínuo (KLUTE e HANNAFORD, 2000; GASSER e HOLZAPFEL, 2002) e o princípio do trabalho virtual (PTV) (DOUMIT *et al.*, 2009; DOUMIT e LECLAIR, 2017, BOMFIM e LIMA II, 2020). A abordagem mais utilizada é o PTV, pois é possível relacionar, de forma simples, pressão, razão de contração e força de contração. Consequentemente, essa metodologia é aplicada em Chou e Hannaford (1994 e 1996), Caldwell *et al.* (1993 e 2005), Tondu e Lopez (2000), Davis e Caldwell (2006), Zhang e Philen (2012), Tondu (2012) e Doumit e Leclair (2017) e parte do princípio que a energia de entrada fornecida pela pressão interna é convertida em trabalho, através da força de contração exercida pelo músculo.

A primeira caracterização do MAP ocorreu em 1958 e foi proposta por Gaylord (GAYLORD, 1958). Em sua patente intitulada “*Fluid Actuated Motor System and Stroking Device*”, foi desenvolvido um modelamento matemático empírico, relacionando a força, pressão de trabalho, diâmetro e o ângulo de tecimento da malha do músculo. Tal relação é apresentada na Equação (1).

$$F = \frac{Pr\pi D^2}{2}(3 \cos^2 \Phi - 1), \quad (1)$$

em que F é força externa gerada pelo músculo (N); Pr é a pressão manométrica (MPa); D é diâmetro do revestimento (mm) e Φ é o ângulo de tecimento da malha ($^\circ$).

Dessa forma, a patente desenvolvida por Gaylord (1958) é o marco inicial na caracterização estática do MAP, isto é, Gaylord foi o primeiro pesquisador a criar um modelo fenomenológico para o músculo. A equação proposta é conhecida como o modelo cinemático de Gaylord por tratar apenas de características geométricas do músculo.

Em trabalhos realizados por Schulte e Pearson (1961), obteve-se a mesma equação proposta por Gaylord (1958). A diferença é que a Equação (1) foi levantada de forma analítica e através do método do equilíbrio de forças (SCHULTE e PEARSON, 1961). Ambos os trabalhos consideraram o músculo artificial como um cilindro ideal. Nessa simplificação, o atuador pode ser definido como um cilindro pressurizado capaz de reduzir seu comprimento, enquanto seu raio aumenta. Dessa forma, pode-se definir uma relação entre os raios dada pela Equação (2) abaixo:

$$\frac{r}{r_0} = f(\varepsilon), \quad (2)$$

em que r é o raio atual do músculo pressurizado (mm); r_0 é o raio inicial do músculo sem pressurização (mm) e ε é a razão de contração do músculo.

E a razão de contração do músculo é definida pela Equação (3).

$$\varepsilon = \frac{(l_0 - l)}{l_0}, \quad (3)$$

em que l é o comprimento corrente do músculo pressurizado (mm) e l_0 é o comprimento inicial do músculo não pressurizado em (mm).

Cabe ressaltar que os modelos estáticos propostos por Gaylord (1958) e Schulte e Pearson (1961) desconsideram a força de restauração dos materiais poliméricos ou

força elástica, efeitos de histerese e banda morta e o fato das extremidades serem troncos de cone. Assim, diversos autores (CALDWELL *et al.*, 2000; KOTHERA *et al.*, 2009; TONDU, 2012) propuseram refinamentos do modelo. Caldwell *et al.* (2000) dividiram o músculo artificial em três partes: um corpo cilíndrico e duas partes terminais curvas e a força de contração total é o somatório das forças de contração dessas três partes. Com essa metodologia, foi possível obter resultados com uma precisão de 30 % a 50 % maior para o cálculo da força de contração, quando comparada com a metodologia do cilindro ideal (ZHANG e PHILEN, 2012). Dando sequência aos trabalhos desenvolvidos por Caldwell *et al.* (2000), Kothera *et al.* (2009) desenvolveram modelos para a força de contração com elevada precisão. A Equação (4) define a proposta de Kothera *et al.* (2009) que considera o corpo do músculo cilíndrico e as extremidades troncos de cone.

$$F(\varepsilon)_{cc} = \pi r_0^2 Pr \left\{ -1 + \frac{2(1-\varepsilon)}{\tan^2(\alpha_0)} \right\} \left[1 - \varepsilon + \frac{k_c \varepsilon}{3} \left(\frac{\text{sen}(\alpha_0)}{\sqrt{1 - \cos^2(\alpha_0(1-\varepsilon)^2)}} - 4 \right) \right], \quad (4)$$

em que $F(\varepsilon)_{cc}$ é a força ideal no cilindro cônico (N); r_0 é o raio inicial do músculo (mm); α_0 é o ângulo inicial da malha ($^\circ$) e k_c é a constante de conversão ($k_c = 1$ – pontas cilíndricas e $k_c = 0,5$ – pontas cônicas).

A força elástica é oposta à força produzida pela pressão de entrada do sistema. Uma forma precisa de determinar o seu valor pode ser feita através da teoria da elasticidade para deformações elevadas. Essa teoria considera a câmara interna como um sólido incompressível e isotrópico (MOONEY, 1940; TRELOAR, 1975). Assim, a força elástica é dada pela Equação (5). O sinal negativo da equação significa que essa força se opõe à força de contração.

$$F_{elástica\ cilindro} = -2,8(\pi t_0^2)G \left[1 - \frac{1}{\lambda_1^2(1-\varepsilon)^4} \right] \left[\frac{1}{\lambda_1^2} + \frac{2(1-h_0)}{h_0} (1 - \varepsilon) \right], \quad (5)$$

em que t_0 é a espessura inicial do músculo (mm); $\lambda_1 = \frac{r-t/2}{r_0-t_0/2}$ é a deformação específica; h_0 é a razão t_0/r_0 e G é o módulo de rigidez ou cisalhamento (MPa).

Para o dimensionamento da força de atrito, Tondu (2012) utilizou a teoria de contato de Hertz, pois essa metodologia é capaz de estimar a superfície de contato real entre os fios da malha externa. A Equação (6) define a força de atrito malha-malha.

$$|F_{ss}| = f_{ss}(1/S_{escala})S_{contato}Pr, \quad (6)$$

em que F_{ss} é a força de atrito malha-malha (N); f_{ss} é o coeficiente de atrito; $1/S_{escala}$ é o fator de correção e $S_{contato}$ é a superfície de contato (mm^2).

O fator de correção foi apresentado primeiramente por Davis e Caldwell (2006), em que foi utilizada a teoria de contato de Hertz (STOLARSKI, 1999) para estimar a superfície de contato real entre cordões da malha. A Equação (7) representa o modelo proposto para o fator de escala:

$$S_{escala} = 0,715 \frac{E^{1/3}}{(1-\nu^2)^{1/3}Pr^{1/3}}, \quad (7)$$

em que E é o módulo de Young ou elasticidade (GPa) e ν é o coeficiente de Poisson.

Com relação ao atrito entre a malha e o tubo interno de borracha, vários autores consideram o seu valor nulo (DOUMIT *et al.*, 2009; VO-MINH *et al.*, 2011; ZHANG e PHILEN, 2012; TONDU, 2012 e DOUMIT e LECLAIR, 2017). A explicação para esse fato vem da definição de atrito seco encontrada no “*Standard Handbook of Lubrication Engineering*”, que informa que o atrito seco é a resistência ao movimento que existe quando um objeto sólido está movendo, tangencialmente, em relação a uma outra superfície (RABINOWICZ, 1968). Quando pressão é adicionada ao atuador, ocorre o deslizamento entre os cordões ou fios do músculo, o que gera atrito seco ou de Coulomb. Já entre a malha e o tubo interno não ocorre deslizamento, e a força gerada pela pressão interna está normal, e não tangencial, à superfície da malha, ocasionando uma dissipação desprezível.

De posse dos modelos para força de contração (KHOTERA *et al.*, 2009), elástica (MOONEY, 1940; TRELOAR, 1975) e atrito (TONDU, 2012), a força de bloqueio ou força de contração estática pode ser dimensionada pela Equação (8). Bomfim e Lima

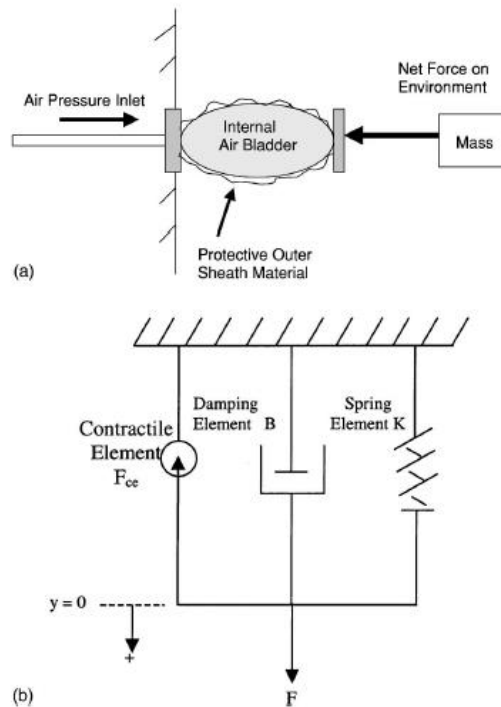
II (2020) validaram o modelo estático para um músculo de McKibben de confecção própria e de baixo custo, em que correlações de 0,9960 foram obtidas, validando a equação abaixo.

$$F_{\text{contração estática}} = F_{\text{cilindro cônico}} - F_{\text{elástica}} - F_{\text{atrito estático}}. \quad (8)$$

Foram analisadas na literatura duas metodologias para o modelamento dinâmico da resposta do músculo de McKibben. Uma metodologia considera o atuador como um sistema de segunda ordem, em que o músculo opera em analogia a um sistema massa-mola-amortecedor (MMA) (REYNOLDS *et al.*, 2003). A outra metodologia compara o comportamento do músculo de McKibben com o tecido muscular estriado esquelético. O modelo foi proposto por Hill (1938) e equaciona a velocidade de contração com a correspondente força de tensionamento do músculo biológico (HILL, 1938; KLUTE *et al.*, 2002).

Devido ao seu comportamento típico de sistemas de segunda ordem e características físicas do músculo, tais como elasticidade do tubo de borracha e atrito seco da malha, a presente pesquisa optou por modelar o MAP em analogia a um sistema MMA, o que também pode ser verificado em trabalhos desenvolvidos por Reynolds *et al.* (2003), Doumit *et al.*, 2009, Zhang e Philen (2012), Tondu (2012) e Doumit e Leclair (2017). A Figura 2 apresenta um MAP modelado como um sistema MMA.

Figura 2 – a) Desenho esquemático de um músculo pneumático e b) modelo de três elementos do atuador.



Fonte: REYNOLDS *et al.*, 2003.

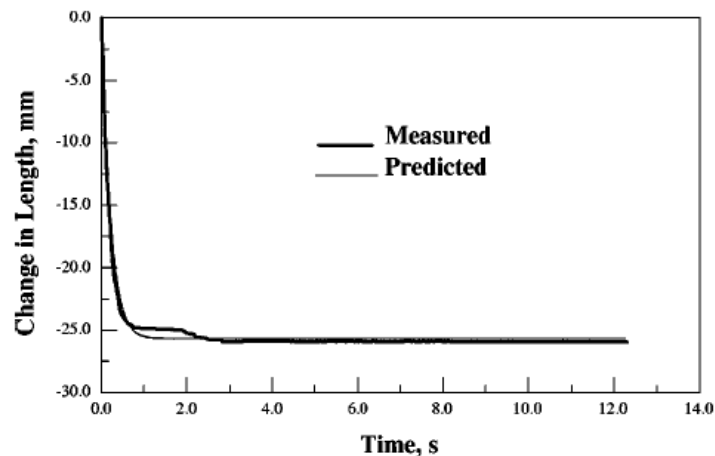
Assim, é proposta a Equação (9) que descreve o comportamento de contração dinâmica do atuador (REYNOLDS *et al.*, 2003).

$$M\ddot{x} + B\dot{x} + Kx = F_{cd} - Mg, \quad (9)$$

em que M é a carga suportada pelo músculo (kg); B é o amortecimento do sistema (Ns/m); K é a rigidez do músculo (N/m); F_{cd} é a força de contração dinâmica (N) e g é a aceleração gravitacional ($9,81 \text{ m/s}^2$).

Devido as não linearidades do músculo, Reynolds *et al.* (2003) criaram funções afins, em que B , K e F_{cd} são dados em função da pressão de entrada. A Figura 3 apresenta a comparação entre as respostas mensurada e predita para um ciclo de contração do músculo. Pela figura, pode ser visto que o modelo tem boa precisão, pois as curvas são similares em forma e magnitude (REYNOLDS *et al.*, 2003).

Figura 3 – Comparação entre as respostas mensuradas e previstas para um músculo de McKibben.



Fonte: REYNOLDS *et al.*, 2003.

Bomfim e Lima II (2020) validaram o modelo de segunda ordem para um músculo de McKibben de confecção própria. A pesquisa alcançou correlações de 0,9765, validando a abordagem proposta por Reynolds *et al.* (2003).

2.5 Mecanismos na configuração antagonista atuados por músculos de McKibben

Mecanismos de 2 GDL, na configuração antagonista, atuados por músculos de McKibben foram observados em Tondu e Lopez (1997), Park *et al.* (2002), Thanh e Ahn (2006), Karnjanaparichat e Pongvuthithum (2017) e Hošovský *et al.* (2016). Nos artigos, os rastreamentos de posição e/ou força foram realizados, principalmente, através de controladores inteligentes em parceria com controladores lineares com ganhos ajustáveis (THANH e AHN, 2006) e controladores por modos deslizantes (TONDU e LOPEZ, 1997; PARK *et al.*, 2002; KARNJANAPARICHAT e PONGVUTHITHUM, 2017). De uma forma geral, todos os controladores propostos foram capazes de compensar variações paramétricas, dinâmicas não modeladas e rejeitar distúrbios. Também, foi analisado que, à medida que a velocidade e a carga no efetuator são ampliadas, os erros de rastreamento também são ampliados. Segue uma descrição sucinta de cada pesquisa.

Em Tondu e Lopez (1997) foi desenvolvido um manipulador *Selective Compliance Assembly Robot Arm* (SCARA) acionado por músculos de McKibben. O projeto do sistema de controle foi baseado no SMC. No artigo, o comportamento do atuador pneumático foi similar ao músculo estriado esquelético e os erros em posição do efetuador aumentaram com o aumento da velocidade, aceleração e carga no efetuador.

Em Park *et al.* (2002) foi desenvolvido um controlador robusto de força e vibração para um manipulador de 2 GDL. A primeira junta é um elo rígido atuado por músculos de McKibben (subsistema lento) e a segunda junta é um elo flexível (subsistema rápido). A técnica de controle utilizada na junta 1 foi o SMC e na junta 2 a *Robust Pole Placement based on μ -synthesis* (RPP). Como resultados da pesquisa, foi analisado que houve o rastreamento de posição e força com boa precisão, mesmo com o aumento da carga no efetuador. O erro máximo em força foi de 0,3 N e o erro máximo de posição foi de 10 mm, ambos para o efetuador do mecanismo.

Em Thanh e Ahn (2006) foi desenvolvido um controlador PID não linear baseado em redes neurais artificiais para o rastreamento de posição de um manipulador de 2 GDL e elos rígidos. Os ganhos do controlador PID são sintonizados através da rede neural e de acordo com variações paramétricas e perturbações. A pesquisa utilizou formas de onda senoidais como referência, para baixas frequências, inferior a 0,05 Hz, os resultados do PID convencional e PID neural foram próximos. Já para frequências acima de 0,2 Hz foi analisado que o controlador não linear apresentou menor erro.

Em Karnjanaparichat e Pongvuthithum (2017) foi proposto um controlador SMC com apenas um ganho, o que reduz efeitos de trepidação. O sistema de controle foi utilizado em um manipulador de 2 GDL atuado por músculos pneumáticos na configuração antagonista.

Em Hošovský *et al.* (2016) foi proposto um modelo dinâmico para o músculo, baseado na transformada de Laplace, em que o modelo do atuador é descrito através de uma equação diferencial de segunda ordem. O cálculo da força elástica foi realizado através de um modelo *ARX Neural Fuzzy Inference System* (ANFIS). Os autores enfatizaram as três formas de modelar o MAP.

1. Modelo geométrico – baseado em características geométricas do músculo – PTV.
2. Modelo empírico – baseado na identificação de parâmetros através dos mínimos quadrados.
3. Modelo fenomenológico – em analogia a sistemas MMA e resistor-indutor-capacitor.

2.6 Considerações finais

O estado da arte para o controlador híbrido aplicado a manipuladores é a publicação de Zhang e Wei (2017). Os autores propuseram um MRAC, em que o algoritmo de adaptação possui apenas um parâmetro de ajuste. O modelo dinâmico foi utilizado para o levantamento da lei de controle. Cabe ressaltar que a pesquisa realizou apenas simulações e a dinâmica do atuador não foi incorporada aos modelos.

Dando sequência aos trabalhos de Zhang e Wei (2017), a presente pesquisa tem a finalidade de desenvolver uma nova abordagem topológica para o controlador híbrido. Essa topologia consiste de três parcelas que atuam para melhoria de desempenho, redução de erros, nos regimes transitório e permanente. A parcela de realimentação ordinária tem a finalidade de anular o erro em regime permanente, similar ao que acontece em Zhang e Wei (2017). Devido ao baixo amortecimento de manipuladores pneumáticos, a resposta ao degrau apresenta elevada oscilação. Assim, foi adicionada uma parcela derivativa, a fim de suavizar as oscilações, aumentando a estabilidade do sistema de controle. É premissa de projeto que haja a rejeição de perturbação e para aumentar o desempenho nesse quesito, foi adicionada a lei de controle uma parcela antecipatória ou *feedforward*.

Para o rastreamento de posição em manipuladores pneumáticos de 2 GDL não foram observados na literatura a utilização de controladores híbridos (PID + MRAC). Dessa forma, esta tese representa o marco inicial, o que justifica o seu ineditismo.

3 METODOLOGIA PROPOSTA E MATERIAIS UTILIZADOS

3.1 Introdução

Este capítulo tem a finalidade de apresentar a metodologia a ser seguida para o projeto do controlador, bem como os equipamentos, instrumentos de medição e materiais a serem utilizados nos experimentos. Finalizando o capítulo, é apresentado como as incertezas de medição serão analisadas.

3.2 Metodologia proposta

O primeiro passo do trabalho é a construção do músculo. Para a montagem, foram utilizados componentes de baixo custo, de forma similar ao que foi realizado em Scaff (2015). O músculo é constituído de um tubo interno de látex, envolvido por uma malha náutica confeccionada em nylon (Poliamida 6.6). As extremidades são cobertas com conectores, a fim de aumentar a durabilidade do músculo e sua resistência à fadiga. Os atuadores são divididos em três grupos, de acordo com o diâmetro externo e espessura da parede. Cada grupo tem três comprimentos distintos, totalizando nove atuadores. A criação dos grupos tem a finalidade de analisar o comportamento do atuador para diferentes comprimentos e espessuras de parede.

Após a montagem dos músculos, ocorrerá a investigação do comportamento estático e dinâmico do atuador de acordo com a pressão, diâmetro e comprimento. Nessa etapa, serão utilizados os métodos isométricos e isotônicos para o equacionamento do modelo fenomenológico.

O método isométrico consiste em variar a pressão de entrada do músculo, sem alterar o seu comprimento. O método é aplicado de forma estática e dinâmica. Na forma estática, serão fornecidos degraus ou incrementos de 0,40 bar de pressão, variando de 0,00 bar até 6,00 bar. Já na metodologia dinâmica, será aplicado um degrau de 5,00 bar na planta, verificando as características da resposta transitória.

Já o método isotônico consiste em variar a pressão de entrada do atuador, conectando-se em uma das extremidades uma carga constante. Nessa metodologia, serão utilizadas

cargas de 10,0 N, 20,0 N, 30,0 N, 40,0 N, 50,0 N, 60,0 N, 80,0 N e 100,0 N, aproximadamente. Também ocorreram as etapas estática e dinâmica, sendo a estática realizada com incrementos de 0,40 bar de pressão e a dinâmica com uma entrada tipo degrau de 5,00 bar.

Tendo em vista que o músculo será aplicado em uma junta robótica, foi criado um método de caracterização, pois, para esta aplicação específica, as análises isotônicas e isométricas não atendem. Em uma junta robótica, tanto a carga quanto o comprimento do músculo devem variar de acordo com as referências de entrada. Dessa forma, foi criado um método específico para caracterização do músculo nessa operação. O método foi intitulado “BL II” (BOMFIM e LIMA II, 2019) e será apresentado no Capítulo 5.

Após a caracterização do atuador, o manipulador planar será projetado e modelado em *software* CAD. Após o modelamento, serão levantados os modelos cinemático e dinâmico do mecanismo. Dessa forma, será possível estimar os torques e deslocamentos necessários nas juntas para realizar determinada tarefa.

No projeto do manipulador, os músculos serão montados na configuração agonista/antagonista, que tem a finalidade de emular o comportamento do bíceps/tríceps da musculatura humana, contribuindo para o operação do mecanismo em valores positivos e negativos para os ângulos das juntas. Já a posição pendular do manipulador faz com que o movimento inicie de uma posição de equilíbrio estável, o que contribui para configurar a posição $\mathbf{q} = [0 \ 0]^T$ rad ou “home” do manipulador e aumentar a estabilidade do sistema de controle (KHALIL e GRIZZLE, 2002).

A próxima etapa será a formulação matemática da teoria de controle híbrida. A ideia é unir os modelos fenomenológicos estático e dinâmico do músculo com as equações cinemática e dinâmica do mecanismo. Assim, será possível aplicar referências de posição no efetuador do mecanismo.

Após a formulação matemática do controlador híbrido, serão realizadas simulações com o emprego do *software* Simulink® R2016a. A simulação terá a finalidade de analisar o desempenho do atuador frente aos torques e deslocamentos angulares

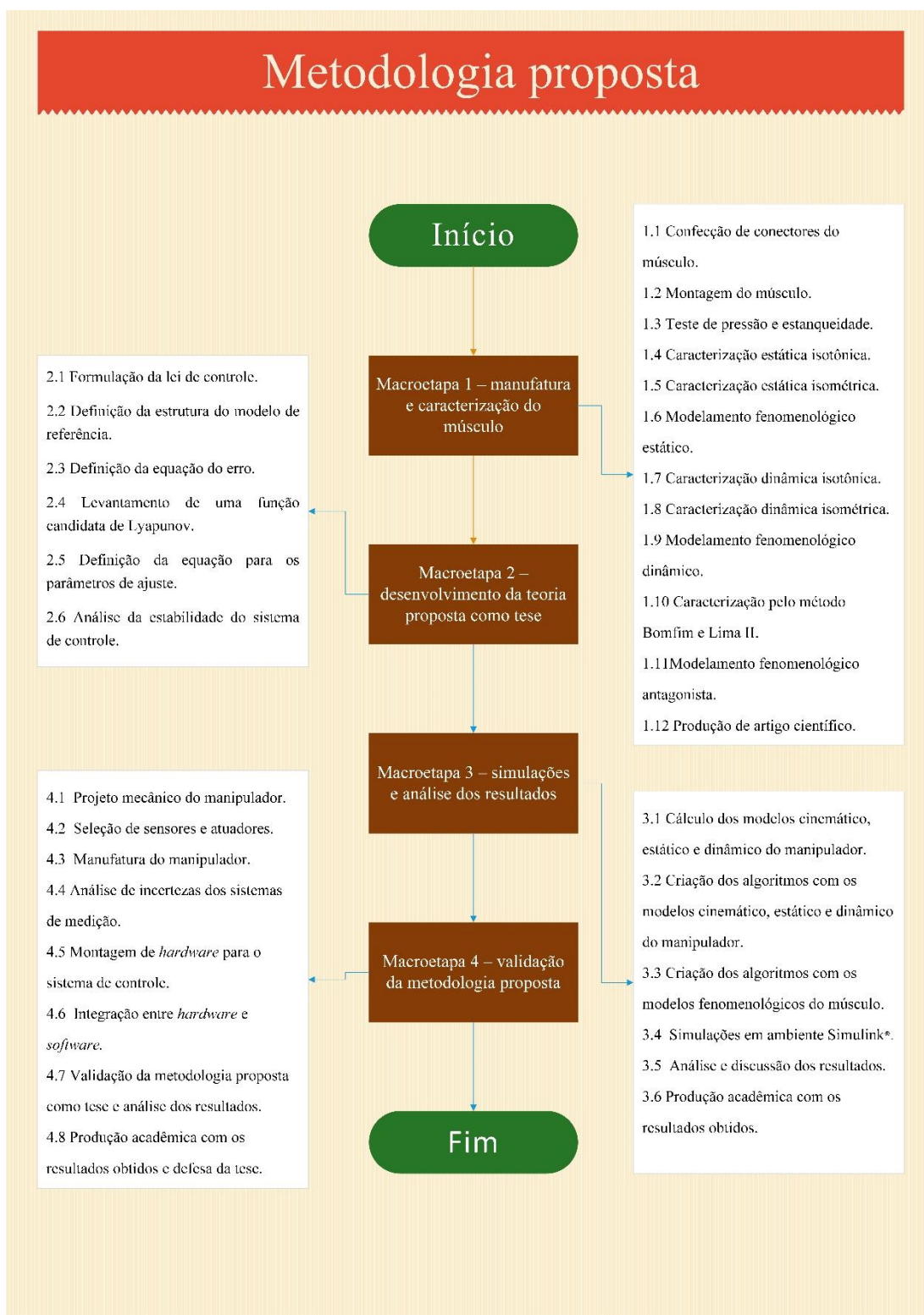
exigidos nas juntas. Dessa forma, será verificado se o atuador é capaz de atender as entradas de referência, antes da montagem física do sistema completo.

Os parâmetros do controlador serão sintonizados a partir de um controlador adaptativo, MRAC, tendo em vista que o mecanismo deve adaptar-se às condições de operação e rejeitar perturbações. Nessa filosofia, o sistema de controle é capaz de garantir estabilidade e desempenho na presença de variações paramétricas, distúrbios e dinâmicas não modeladas.

Finalizando, a metodologia de controle proposta será validada em um manipulador que seguirá uma trajetória pré-estabelecida e será analisada sua capacidade para rejeitar distúrbios. O manipulador também realizará testes de colisão a fim de verificar o atendimento à norma ISO/TS 15066.

A Figura 4 apresenta a metodologia proposta para a tese. Pela figura, pode ser verificado que o trabalho abordará o desenvolvimento mecânico do músculo. Também fará parte do escopo o desenvolvimento de uma lei de controle inédita, com intuito de controlar o desempenho e a robustez do MAP. Finalizando, serão realizados experimentos, a fim de validar a metodologia proposta.

Figura 4 – Metodologia proposta para a tese.



Fonte: o autor.

3.3 Materiais utilizados

3.3.1 Materiais utilizados para a confecção do músculo

Os músculos são construídos com borracha natural ou látex, malha náutica em nylon (PA6.6) e os terminais em polietileno de alta densidade (PEAD). A ideia é utilizar materiais de baixo custo, o que facilita a construção em diferentes comprimentos, diâmetros e espessuras de parede, a fim de tornar a caracterização viável. A Tabela 1 apresenta as propriedades mecânicas de cada componente.

Tabela 1 – Propriedades mecânicas dos materiais que compõem os músculos.

| Material | Látex (45 IRHD**) | Nylon (PA6.6) | PEAD |
|---------------------------------|------------------------------|---------------|--------------------|
| Módulo de elasticidade | 1,50 MPa | 3,00 GPa | 900 MPa |
| Coefficiente de Poisson | 0,39 | 0,40 | - |
| Módulo de rigidez | 0,54 MPa | 1,07 GPa | - |
| Coefficiente de atrito estático | Látex – 1,16 Nylon – 1,10 | Nylon – 0,25 | PEAD – AÇO 0,29 |
| Coefficiente de atrito cinético | Látex –* Nylon –* | Nylon –* | - |

*Valores dependem das condições de operação.

** IRHD - *International Rubber Hardness Degrees*

Fonte: Adaptado de MEYERS, 2001.

3.3.2 Instrumentos de medição

Os instrumentos de medição utilizados são apresentados na Tabela 2.

Tabela 2 – Instrumentos de medição utilizados na pesquisa.

| Instrumento | Modelo | Fabricante | Resolução |
|---------------------|---------|-------------------------------|-----------|
| Paquímetro digital | 300 mm | DIGIMESS | 0,01 mm |
| Multímetro digital | ET-1002 | Minipa | 0,0001 V |
| Pressostato digital | - | FESTO | 0,01 bar |
| Termômetro digital | TD-955 | ICEL | 0,1 °C |
| Balança digital | 10 kg | Casaonze Clink Casambiente | 0,001 kg |

3.3.3 Equipamentos e *softwares* utilizados

Os equipamentos utilizados são apresentados na Tabela 3.

Tabela 3 – Equipamentos utilizados na pesquisa.

| Equipamento | Modelo | Fabricante | Sinal de controle/resolução |
|--|-------------------------|----------------------|-----------------------------|
| Válvula reguladora de pressão proporcional | P31PA12AD2VD1A | Parker | Tensão elétrica (1 V/1 bar) |
| Bancada didática | - | Festo | - |
| Máquina de tração | DL-10000 | EMIC | 0,1 N |
| <i>Encoder</i> incremental | MTI-EIC01 | Meganotti | 600 PPR |
| Célula de carga | 10 kg | RB | 0,001 kg |
| Placa de aquisição e controle | ArduinoDue [®] | Arduino [®] | - |
| Laptop | Inspiron 14 3000 Series | DELL | - |

Os *softwares* utilizados são apresentados na Tabela 4.

Tabela 4 – *Softwares* utilizados nos experimentos.

| <i>Software</i> | Ano/versão | Fabricante |
|------------------|------------|------------------|
| Matlab/Simulink® | 2016 a) | MATHWORKS |
| SOLIDWORKS® | 2016 | DASSAUT SYSTEMES |

3.4 Confiabilidade do músculo

Em trabalhos desenvolvidos por Moreira (2020), a confiabilidade dos músculos utilizados na presente pesquisa foram analisadas e mensuradas. Nos experimentos, a temperatura variou entre 15 e 30 °C. Os testes de confiabilidade foram realizados na cidade de Congonhas, Minas Gerais.

Como resultados, foi analisado que o atuador tem seu tempo contabilizado em ciclos de compressão e relaxamento, em que um degrau de pressão de 5,00 bar foi aplicado. O risco de falha começa a se estabelecer a partir de 89291 ciclos, atingindo os tempos médios entre falhas (MTBF - *Mean Time Between Failures*) e de reparo (MTTR - *Mean Time To Repair*) com 122458 e 120091 ciclos, respectivamente (MOREIRA, 2020).

Os músculos comerciais do fabricante Festo, músculo modelo DMSP-12-250N-RM-AM, possuem MTBF de 1 milhão de ciclos. Dessa forma, o atuador desenvolvido possui um tempo médio entre falhas 87,75 % menor, o que é suficiente para a realização de ensaios experimentais e validação do sistema de controle proposto como tese.

A princípio, a pesquisa iria adquirir atuadores comerciais. Em 2019 o custo de um músculo DMSP-12-250N-RM-AM era de R\$4000,00 e com a falta de recursos de entidades de fomento à pesquisa, a presente tese teve que desenvolver um atuador de confecção própria e que atendeu de forma satisfatória os experimentos. Cabe ressaltar que o custo do atuador é de R\$5,00.

3.5 Arquitetura de *hardware* proposta

O ponto de partida para selecionar uma arquitetura de controle é analisar a aplicação. O mecanismo robótico proposto possui 2 GDL e três sensores. Cada junta poderá ser acionada por duas válvulas e o sensor de realimentação cinemático é o *encoder* incremental. Para a realimentação de força será utilizado uma célula de carga com resolução de 8 bits no efetuator do manipulador. Dessa forma, serão necessárias, no mínimo, quatro saídas digitais, para acionamento das válvulas e quatro entradas digitais, para leitura de dois *encoders* e duas entradas analógicas para a leitura da célula de carga. A arquitetura selecionada deve ser suportada pelo Simulink[®], tendo em vista que o sistema de controle será desenvolvido nesse *software*. Dessa forma, foi selecionada a placa de desenvolvimento ArduinoDue[®] para a comunicação entre sensores/atuadores e o computador. O Capítulo 6 apresentará como foi selecionado cada componente de *hardware*.

3.6 Produtos e entregáveis do presente trabalho

A tese terá como entregáveis e produtos.

1. Metodologia para manufatura do MAP.
2. Construção de um banco de dados de caracterização.
3. Projeto e construção de um manipulador robótico acionado por músculos de McKibben na configuração agonista/antagonista.
4. Desenvolvimento e formulação da teoria de controle proposta como tese.
5. Simulações em ambiente Simulink[®].
6. Análise e discussão dos resultados alcançados.
7. Criação e montagem do *software* e *hardware* para o sistema de controle.
8. Criação de métodos para analisar, avaliar e validar a metodologia proposta.

3.7 Calibração de equipamentos e análise metrológica

A calibração dos equipamentos é realizada anualmente e engloba a máquina de tração, a balança digital e o paquímetro digital. Todos os equipamentos são calibrados de acordo com a norma ABNT/NBR 5725 de 2018.

O resultado da medição dos experimentos, sob a ação de várias fontes de incerteza, é fornecido pela Equação (10). Todas as incertezas foram dimensionadas a partir de uma distribuição uniforme e dois graus de liberdade efetivos (GDLE) (ALBERTAZZI e DE SOUZA, 2018; MENDES e ROSÁRIO, 2020). Para maiores detalhes o Apêndice B pode ser consultado.

$$RM = I \pm E_{m\acute{a}x}, \quad (10)$$

em que RM é o resultado da medição; I é a indicação e $E_{m\acute{a}x}$ é o erro máximo do sistema de medição.

3.8 Considerações finais

Neste capítulo, foram levantados os passos a serem seguidos para realizar a tese. Na macroetapa 1, os músculos de McKibben têm seu comportamento fenomenológico investigado. Na macroetapa 2, há a formulação do controlador proposto e análise de estabilidade, com a garantia de estabilidade assintótica e convergência do erro de rastreamento de posição para valores nulos. Na macroetapa 3, serão realizadas simulações, em que o controlador poderá ser analisado antes da montagem física dos elementos de *hardware*. E, através da macroetapa 4, a tese é validada com o rastreamento de posição e rejeição de distúrbios pelo manipulador.

Ao findar o capítulo, foram apresentadas as equações que servirão de base para a realização da análise de incertezas de medição. Tal análise será realizada no Capítulo 7.

4 FORMALIZAÇÃO DO PROBLEMA

4.1 Introdução

As equações cinemáticas e dinâmicas de mecanismos articulados com dois ou mais GDL são modelos não lineares e acoplados. Quando os músculos de McKibben são utilizados como atuadores em manipuladores, efeitos de histerese, banda morta e atrito de Coulomb são adicionados às não linearidades. Em geral, os modelos cinemáticos e dinâmicos de manipuladores robóticos estão bem consolidados na literatura (CRAIG, 2005; SICILIANO *et al.*, 2010; SPONG *et al.*, 2020; NIKU, 2020), e cabe à presente pesquisa apresentar a integração entre essas equações e os modelos fenomenológicos propostos para o atuador e válvulas. A análise da tese restringe-se ao Espaço de Configurações e as seguintes hipóteses foram consideradas.

1. Os elos do manipulador são rígidos.
2. O sistema é não linear e invariante no tempo.
3. A temperatura permanece constante durante os experimentos (índice politrópico = 1 – processo isotérmico).

A variável a ser controlada é a posição do mecanismo e a variável manipulada no sistema é a tensão de alimentação das válvulas proporcionais reguladoras de pressão.

4.2 Cinemática e dinâmica do manipulador

As Equações (11) e (12) apresentam o modelo cinemático inverso para o manipulador cotovelo (SENA *et al.*, 2019; SPONG *et al.*, 2020). (11) e (12) são usadas para mapear o sinal de referência no Espaço da Tarefa para o Espaço de Configurações. Para a simplificação da notação, s_n representa $\text{sen}(q_n)$ e c_n representa $\text{cos}(q_n)$.

$$q_2 = \text{atan2}(D, \pm\sqrt{1 - D^2}), \quad (11)$$

$$q_1 = \text{atan2}(P_y, P_x) - \text{atan2}(L_2 s_2, L_1 + L_2 c_2), \quad (12)$$

em que q_n é o ângulo da respectiva junta; P é a coordenada desejada no efetuador; L_n é o comprimento do enésimo elo e $D = \frac{P_x^2 + P_y^2 - L_1^2 - L_2^2}{2L_1L_2}$.

As Equações (13) e (14) apresentam o modelo dinâmico.

$$\tau_1 = d_{11}\ddot{q}_1 + d_{12}\ddot{q}_2 + C_{121}\dot{q}_1\dot{q}_2 + C_{211}\dot{q}_2\dot{q}_1 + C_{221}\dot{q}_2^2 + g_1 - [F_x(L_1s_1 + L_2s_{12}) + F_yL_2s_{12}], \quad (13)$$

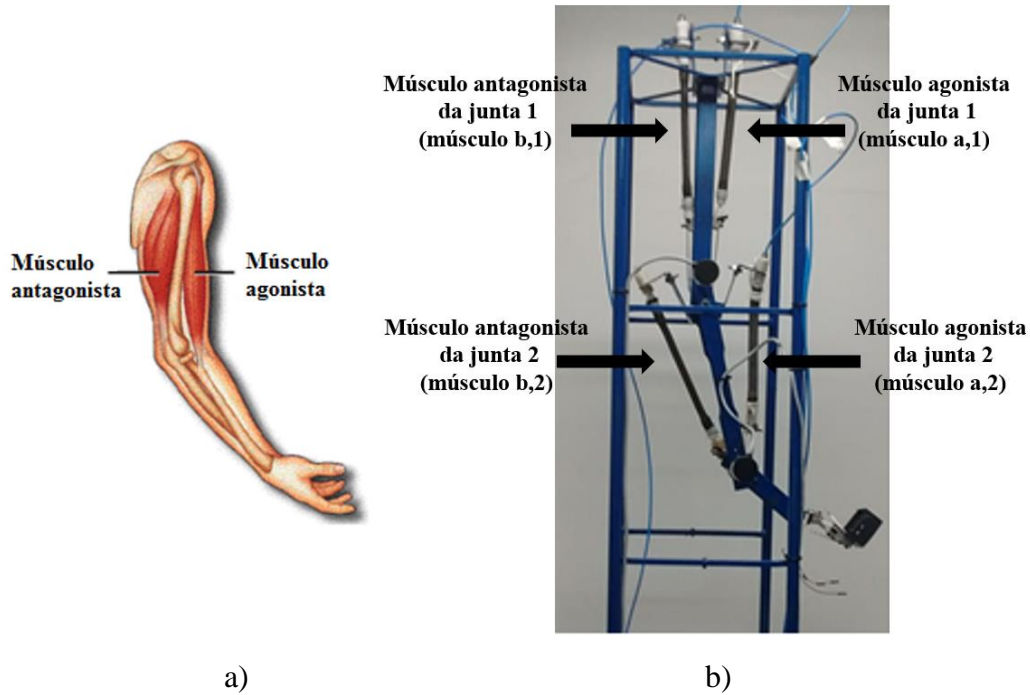
$$\tau_2 = d_{21}\ddot{q}_1 + d_{22}\ddot{q}_2 + C_{112}\dot{q}_1^2 + g_2 + F_x(L_1c_1 + L_2c_{12}) + F_y(L_2c_{12}), \quad (14)$$

em que τ_n é o torque da enésima junta; d_{nn} é o termo da matriz de inércia; C_{nnn} são os símbolos de Christoffel; g_n são os termos gravitacionais; F_x é a força no efetuador na direção x e F_y é a força no efetuador na direção y (CRAIG, 2005; BOMFIM *et al.*, 2013; BOMFIM *et al.*, 2018 a).

4.3 Modelo não linear de uma junta robótica agonista/antagonista acionada por músculos de McKibben

Segundo Shen (2010), existem 4 processos para a modelagem dinâmica de uma articulação robótica acionada por músculos de McKibben na configuração agonista/antagonista. Os processos consistem na modelagem dinâmica da carga, com a incorporação da dinâmica da força, pressão e vazão volumétrica. A Figura 5 apresenta a configuração agonista/antagonista usada para o projeto do mecanismo. Pela figura, pode ser observado que o projeto consiste em um mimetismo biológico, em que o projeto mecânico é baseado na morfologia do bíceps/tríceps, o que permite que as articulações se movam no sentido horário e anti-horário.

Figura 5 – Configuração agonista/antagonista. a) musculatura estriada esquelética bíceps/tríceps e b) músculos utilizados no manipulador pneumático.



Fonte: o autor.

Tendo em vista que a ativação muscular, geralmente, é realizada por meio de válvulas reguladoras de pressão ou fluxo proporcionais, é de extrema importância relacionar as variáveis citadas acima. Como ponto de partida, a Equação (15) relaciona a força de contração muscular e a aceleração angular da articulação.

$$\ddot{q}_n = \frac{1}{J_n} [(F_{b,n} - F_{a,n})r_n - B_n \dot{q}_n], \quad (15)$$

em que \ddot{q}_n é a aceleração angular (rad/s²); J_n é o momento de inércia (kgm²); B_n é o amortecimento da junta (Nms²/rad); $F_{a,n}$ é a força de contração (N) do músculo agonista e $F_{b,n}$ é a força de contração (N) do músculo antagonista e r_n é o raio da polia (m). Todas as variáveis são sobre a enésima junta.

Incorporando a dinâmica da força, a Equação (15) pode ser reescrita da seguinte forma:

$$\ddot{q}_n = \left[\frac{3(\varepsilon_{0b,n} - \varepsilon_{b,n})^2 - \rho^2}{4\pi N_r^2 J_n} \right] (Pr_{b,n} - Pr_{atm}) - \left[\frac{3(\varepsilon_{0a,n} - \varepsilon_{a,n})^2 - \rho^2}{4\pi N_r^2 J_n} \right] (Pr_{a,n} - Pr_{atm})r_n - \frac{B_n}{J_n} \dot{q}_n, \quad (16)$$

em que \dot{q}_n é a velocidade angular da junta (rad/s); $Pr_{a,n}$ é a pressão no músculo agonista (bar); $Pr_{b,n}$ é a pressão no músculo antagonista (bar); Pr_{atm} é a pressão atmosférica (bar); $\varepsilon_{0a,n}$ e $\varepsilon_{0b,n}$ são os comprimentos iniciais dos músculos agonista e antagonista, respectivamente (m); $\varepsilon_{a,n}$ e $\varepsilon_{b,n}$ são os comprimentos atuais dos músculos agonista e antagonista, respectivamente (m); N_r é o número de voltas do segmento e ρ é o comprimento do segmento (m). N_r e ρ têm o mesmo valor para todos os músculos.

Incorporando a dinâmica da pressão, a Equação (16) pode ser reescrita da seguinte forma:

$$\ddot{q}_n = \left(\frac{C_{b,n}}{J_n} \dot{m}_{b,n} - \frac{C_{a,n}}{J_n} \dot{m}_{a,n} - \frac{k_n}{J_n} \dot{q} \right) r_n - \frac{B_n}{J_n} \ddot{q}_n, \quad (17)$$

$$C_{a,n} = \frac{\eta R T_{a,n} [3(\varepsilon_{0a,n} - \varepsilon_{a,n})^2 - \rho^2]}{(\varepsilon_{0a,n} - \varepsilon_{a,n}) [\rho^2 - (\varepsilon_{0a,n} - \varepsilon_{a,n})^2]}, \quad (18)$$

$$C_{b,n} = \frac{\eta R T_{b,n} [3(\varepsilon_{0b,n} - \varepsilon_{b,n})^2 - \rho^2]}{(\varepsilon_{0b,n} - \varepsilon_{b,n}) [\rho^2 - (\varepsilon_{0b,n} - \varepsilon_{b,n})^2]}, \quad (19)$$

$$k_n = \frac{3[(\varepsilon_{0b,n} - \varepsilon_{b,n})(Pr_{b,n} - Pr_{atm}) + (\varepsilon_{0a,n} - \varepsilon_{a,n})(Pr_{a,n} - Pr_{atm})]}{4\pi N_r^2} + \frac{\eta [3(\varepsilon_{0a,n} - \varepsilon_{a,n})^2 - \rho^2]^2 Pr_{a,n}}{4\pi N_r^2 (\varepsilon_{0a,n} - \varepsilon_{a,n}) [\rho^2 - (\varepsilon_{0a,n} - \varepsilon_{a,n})^2]} + \frac{\eta [3(\varepsilon_{0b,n} - \varepsilon_{b,n})^2 - \rho^2]^2 Pr_{b,n}}{4\pi N_r^2 (\varepsilon_{0b,n} - \varepsilon_{b,n}) [\rho^2 - (\varepsilon_{0b,n} - \varepsilon_{b,n})^2]}, \quad (20)$$

em que \ddot{q}_n é o jerk angular da junta (rad/s³); $\dot{m}_{a,n}$ e $\dot{m}_{b,n}$ são as taxas de vazão volumétrica na entrada ou saída de cada MAP (m³/s); η é a razão de calores específicos ($\eta = 1$); R é a constante universal do gás (0,287 kJ/kgK) e $T_{a,n}$ e $T_{b,n}$ são as temperaturas absolutas dos músculos (K).

As Equações (21) e (22) relacionam algebricamente a vazão mássica com o comando de abertura da válvula. Nesse caso, a vazão através da válvula pode ser modelada como um fluxo ideal de gás através de um bocal convergente.

$$\dot{m}_{a,n}(Pr_u, Pr_d) = A_{a,n} \Psi_{a,n}(Pr_u, Pr_d), \quad (21)$$

$$\dot{m}_{b,n}(Pr_u, Pr_d) = A_{b,n} \Psi_{b,n}(Pr_u, Pr_d), \quad (22)$$

em que $A_{a,n}$ e $A_{b,n}$ são as áreas efetivas de abertura das válvulas (m^2); Pr_u é a pressão a montante (bar); Pr_d é a pressão a jusante (bar) e $\Psi_{a,n}$ e $\Psi_{b,n}$ são dados pela Equação (23).

$$\Psi_{\mu,n}(Pr_u, Pr_d) = \begin{cases} \sqrt{\frac{\eta}{RT_{\mu,n}} \left(\frac{2}{\eta+1}\right)^{\frac{\eta+1}{\eta-1}} C_{f\mu,n} Pr_u} & \text{se } \frac{Pr_d}{Pr_u} \leq C_{r\mu,n} \\ \sqrt{\frac{2\eta}{RT_{\mu,n}(\eta-1)}} \sqrt{1 - \left(\frac{Pr_d}{Pr_u}\right)^{\frac{\eta-1}{\eta}}} \frac{Pr_d^{\frac{1}{\eta}}}{Pr_u} C_{f\mu,n} Pr_u & \text{se } \frac{Pr_d}{Pr_u} > C_{r\mu,n} \end{cases}, \quad (23)$$

em que μ se refere ao músculo agonista (a) ou antagonista (b); C_f é o coeficiente de descarga da válvula e C_r é a razão de pressão.

Incorporando a dinâmica da vazão volumétrica, a Equação (17) pode ser reescrita da seguinte forma:

$$\ddot{q}_n = \left[\left(\frac{c_{a,n} \Psi_{a,n} - c_{b,n} \Psi_{b,n}}{J_n} \right) (A_{a,n} - A_{b,n}) - \frac{k_n}{J_n} \dot{q}_n \right] r_n - \frac{B_n}{J_n} \ddot{q}_n. \quad (24)$$

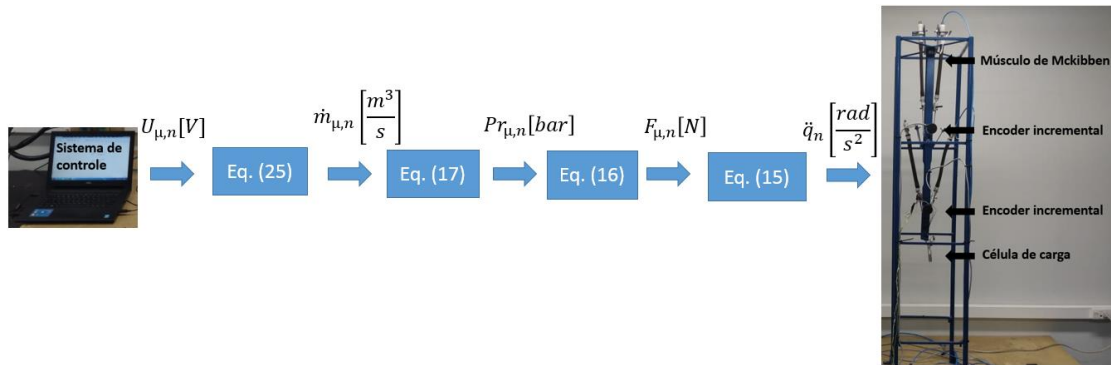
A Equação (25) representa a relação entre o sinal do computador ($U_{\mu,n}$) e a área efetiva de abertura da válvula ($A_{\mu,n}$).

$$U_{\mu,n} = z_k A_{\mu,n}, \quad (25)$$

em que z_k é uma constante.

A Figura 6 apresenta como a seqüência de equações deve ser utilizada. Se o sistema de controle tiver uma válvula reguladora de fluxo, a etapa inicial é a Equação (25). Para uma válvula reguladora de pressão, a modelagem começa na Equação (17).

Figura 6 – Os quatro processos para o modelamento dinâmico de uma junta robótica de acordo com Shen (2010).



Fonte: o autor.

Devido ao grande número de parâmetros nas Equações acima e ao alto custo dos sensores, vários autores (SERRES *et al.*, 2009; SERRES *et al.*, 2010; SHEN, 2010; MACIEJEWSKI *et al.*, 2018; BOMFIM e LIMA II, 2019) propõem o desenvolvimento de modelos fenomenológicos linearizados com base em funções de transferência. Tais modelos possuem coeficientes de correlação elevados, acima de 0,9, e são apresentados no próximo tópico.

4.4 Função de transferência com parâmetros variáveis

Partindo de um ponto de vista dinâmico, o músculo pode ser modelado em analogia a um sistema MMA. Assim, a Equação (26) apresenta o comportamento do atuador (REYNOLDS *et al.*, 2003). Deve-se notar que o modelo fenomenológico é para um músculo com carga acoplada.

$$M\ddot{x} + B\dot{x} + Kx = \|F_c\| - Mg, \quad (26)$$

em que M é a carga (kg); B é o amortecimento (Ns/m); K é a rigidez muscular (N/m); $\|F_c\|$ é a norma euclidiana da força de contração (N) e x é o deslocamento linear do músculo (m).

Em Jiang *et al.* (2011) um modelo em função de transferência foi proposto para relacionar o ângulo da junta com a pressão de entrada do músculo que aciona a configuração antagonista. Tendo em vista que a resposta muscular e o mecanismo não

são lineares, Bomfim e Lima II (2019) propuseram um modelo de segunda ordem, baseado em função de transferência, em que os parâmetros coeficiente de amortecimento (ξ_{eq}) e frequência natural (w_{neq}) equivalentes são ajustados (metodologia BLII). O ajuste é feito de acordo com os valores de carga no efetuador do manipulador e pressão no músculo. A Equação (27) representa a w_{neq} da junta e (28) representa o ξ_{eq} e $G(s)$ é a função de transferência que relaciona o ângulo da junta ($^\circ$) com a pressão de entrada (bar). Com (29), coeficientes de correlação de 0,93 foram obtidos por Bomfim e Lima II (2019). Cabe ressaltar que o modelo fenomenológico é para um manipulador de 1 GDL.

$$w_{neq}(\|\mathbf{F}_e\|) = 0,1342\|\mathbf{F}_e\|^2 - 2,0644\|\mathbf{F}_e\| + 15,148, \quad (27)$$

$$\xi_{eq}(\|\mathbf{F}_e\|) = 0,0013\|\mathbf{F}_e\|^2 - 0,0205\|\mathbf{F}_e\| + 0,1256, \quad (28)$$

$$G(s) = (8,333Pr_b - 2,80\|\mathbf{F}_e\| - 4,00) \left(\frac{w_{neq}^2}{s^2 + 2\xi_{eq}w_{neq}s + w_{neq}^2} \right), \quad (29)$$

em que Pr_b é a pressão muscular antagonista (bar) e $\|\mathbf{F}_e\|$ é a norma euclidiana da força no efetuador do manipulador (N).

O objetivo da metodologia BLII é desenvolver uma forma rápida e simples de obter um modelo linearizado para o mecanismo, tendo em vista a complexa tarefa de medir os valores das variáveis presentes em (16) e (17), principalmente devido ao custo dos sensores. A metodologia BLII será utilizada nas simulações da presente pesquisa.

4.5 Considerações finais

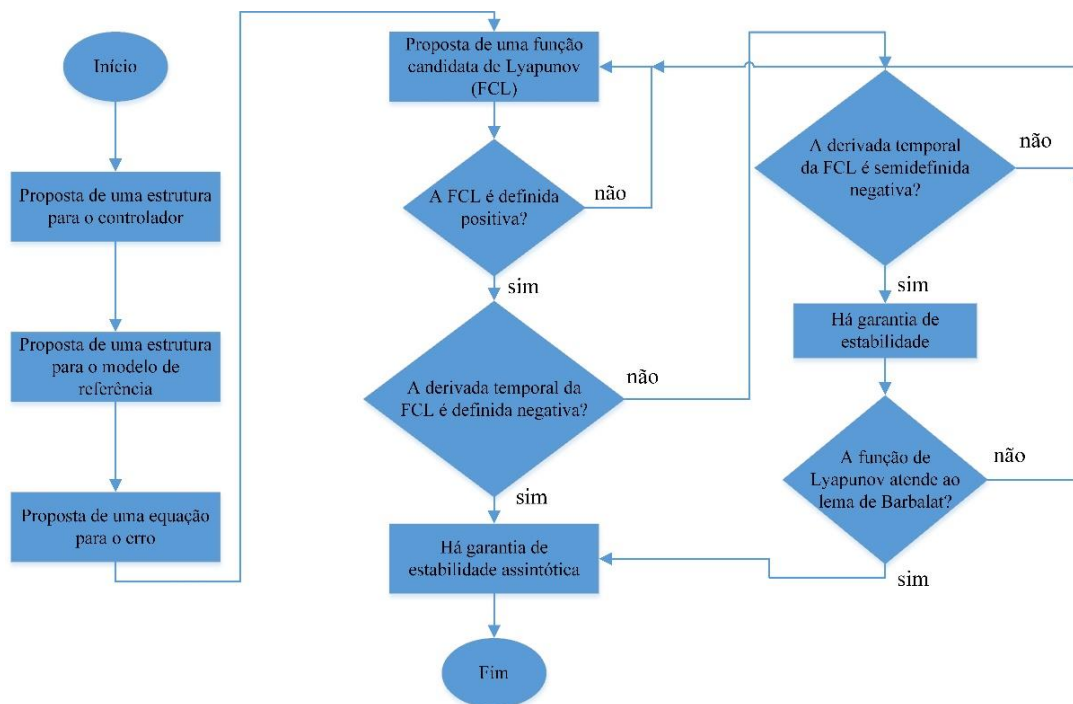
A elevada complexidade que norteia o comportamento fenomenológico da vazão mássica, Equação (17), e da pressão de ar, Equação (16), no músculo e o elevado custo de sensores, o custo de um medidor de vazão para ar comprimido está em torno de R\$18.000,00, por exemplo, faz com que pesquisadores utilizem modelos linearizados para representar o comportamento da junta robótica. Na presente pesquisa não foi diferente, e a metodologia BLII traz uma forma simples e direta para levantar um modelo matemático para o manipulador. Esse modelo será utilizado no Capítulo 6.

5 SÍNTESE DO SISTEMA DE CONTROLE

5.1 Introdução

Este capítulo tem a finalidade de desenvolver uma nova abordagem topológica para os controladores híbridos. O projeto consiste em 6 etapas, sendo que a primeira é a formulação da lei de controle. Nessa etapa será proposta uma inédita estrutura topológica para o controlador adaptativo. Na segunda etapa será definida a estrutura do modelo de referência, isto é, será informado a ordem polinomial do modelo a ser seguido. Na terceira etapa é definida a equação do erro. A função candidata de Lyapunov é levantada na quarta etapa. Como premissa de projeto, o sistema de controle deve garantir estabilidade assintótica no rastreamento de trajetória da junta. Dessa forma, há garantia de convergência do erro para valores nulos. Na quinta etapa é formulado um teorema para o levantamento das equações para os parâmetros de ajuste e na sexta etapa ocorrerá a análise de estabilidade, no senso de Lyapunov, como prova matemática da convergência assintótica do erro (BOMFIM *et al.*, 2021 c). A Figura 7 apresenta um fluxograma com as principais etapas a serem seguidas no projeto.

Figura 7 – Projeto do sistema de controle através do segundo método de Lyapunov.



Fonte: o autor.

5.2 Formulação da lei de controle

A lei de controle dada pela Equação (30) representa o núcleo do controlador. A equação possui três parâmetros de ajuste, correspondentes às parcelas *feedforward*, derivativa e de realimentação ordinária ou *feedback*, respectivamente. De acordo com a resposta do manipulador pneumático, cada parcela tem uma finalidade específica. O controlador *feedforward* atua na rejeição de distúrbios. A parcela derivativa mitiga efeitos de oscilações indesejáveis devido a resposta rápida e instável da planta. A realimentação ordinária garante a convergência do erro para valores nulos (BOMFIM *et al.*, 2021 a).

$$u = \theta_1 u_c - \theta_2 \dot{y} - \theta_3 y, \quad (30)$$

em que θ são os parâmetros de ajuste; u é a lei de controle adaptativa; u_c é a saída do controlador PID e y é a saída do sistema.

5.3 Definição da estrutura do modelo de referência

Pelo fato do manipulador pneumático ser um sistema inercial, diversos autores (REYNOLDS *et al.*, 2003; SERRES *et al.*, 2009; SERRES *et al.*, 2010; BOMFIM *et al.*, 2021 b) representam o modelo de referência através de equações diferenciais de segunda ordem. Assim, a Equação (31) representa o modelo de referência utilizado na tese.

$$\ddot{y}_m + a_{1m} \dot{y}_m + a_{2m} y_m = b_m u_c. \quad (31)$$

Já (32) representa a equação diferencial para a planta. Os parâmetros a_1 , a_2 , e b podem ser estimados a partir da metodologia BLII (BOMFIM e LIMA II, 2019).

$$\ddot{y} + a_1 \dot{y} + a_2 y = bu. \quad (32)$$

5.4 Definição da equação do erro

A Equação (33) representa a equação do erro. Tal equação é a divergência entre o valor medido na saída da planta e a saída do modelo de referência.

$$e = y - y_m. \quad (33)$$

5.5 Projeto via teoria de estabilidade de Lyapunov

No ano de 1892, o físico e matemático Aleksandr Lyapunov desenvolveu a sua tese intitulada “*The General Problem of Stability of Motion*”. Na pesquisa foram desenvolvidas duas metodologias para a análise de estabilidade de sistemas dinâmicos. No primeiro método a estabilidade é analisada a partir de modelos linearizados e no segundo a análise ocorre sem a necessidade de um modelo da planta. O desenvolvimento de modelos fenomenológicos é uma tarefa complexa, pois, o número de variáveis é cada vez maior em um processo e os modelos chegam a quinta ou sexta ordem. Dessa forma, a análise de estabilidade segundo Lyapunov vem ganhando destaque na engenharia de controle moderna. No método direto do pesquisador ou segundo método não há necessidade de modelos do sistema. Trata-se de uma análise energética, em que uma função de energia cai em um intervalo de tempo e há garantia de estabilidade para o sistema.

No projeto de sistemas de controle, caso a função candidata de Lyapunov (FCL) atenda ao método direto, há garantia de estabilidade e o sistema não é instável. Atendendo ao Teorema 1 a função é dita de Lyapunov e é estável segundo a sua perspectiva. Apesar do método parecer simples, não existe uma sequência metodológica para o seu emprego. Via de regra, é um bom ponto de partida, selecionar funções candidatas quadráticas, tendo em vista o modelo para a energia cinética.

Definição 1: funções definidas/semidefinidas positiva e negativa.

Uma função diferenciável continuamente $V: R^n \rightarrow R$ é chamada definida positiva em uma região $U \subset R^n$ que contém a origem se:

1. $V(0) = 0$; e
2. $V(x) > 0, x \in U$ e $x \neq 0$.

A função é chamada semidefinida positiva se a condição 2 for substituída por $V(x) \geq 0$. Caso a condição 2 seja substituída por $V(x) < 0$ a função é definida negativa e se substituída por $V(x) \leq 0$ será semidefinida negativa.

Teorema 1: método direto ou segundo método de Lyapunov.

Suponha que um sistema é descrito por $\dot{x} = f(\vartheta, t)$, em que $f(0, t) = 0$ para todo t . Se há uma função escalar $V(\vartheta, t)$ tendo primeiras derivadas parciais contínuas e satisfazendo as condições abaixo:

1. $V(\vartheta, t)$ é definida positiva; e
2. $\dot{V}(\vartheta, t)$ é semidefinida negativa.

Então o ponto de equilíbrio (PE) é estável. Caso a condição 2 seja substituída por definida negativa, o ponto de equilíbrio é assintoticamente estável.

Prova: a prova do Teorema 1 pode ser vista em Khalil e Grizzle (2002). □

Portanto, a FCL é proposta em (34), e a teoria de estabilidade será utilizada para projeto e análise da estabilidade do sistema de controle. Cabe ressaltar que a FCL proposta é diferenciável e será igual a zero nos PEs.

$$V(\Gamma, e, \dot{e}, \theta) = \frac{1}{2} \left(\Gamma_1 e^2 + 2\Gamma_2 e\dot{e} + \Gamma_3 \dot{e}^2 + \frac{1}{b\gamma_1} (b\theta_1 - b_m)^2 + \frac{1}{b\gamma_2} (a_1 + b\theta_2 - a_{1m})^2 + \frac{1}{b\gamma_3} (a_2 + b\theta_3 - a_{2m})^2 \right), \quad (34)$$

em que Γ_1, Γ_2 e Γ_3 são constantes estritamente positivas e γ_1, γ_2 e γ_3 são ganhos de adaptação estritamente positivos.

Para escrutinações posteriores, a FCL é dividida em duas partes intituladas V_1 e V_2 . As Equações (35) e (36) expressam os seus valores.

$$V_1 = \frac{1}{2} (\Gamma_1 e^2 + 2\Gamma_2 e\dot{e} + \Gamma_3 \dot{e}^2), \quad (35)$$

$$V_2 = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{b\gamma_1} (b\theta_1 - b_m)^2 + \frac{1}{b\gamma_2} (a_1 + b\theta_2 - a_{1m})^2 + \frac{1}{b\gamma_3} (a_2 + b\theta_3 - a_{2m})^2 \right). \quad (36)$$

Lema 1: FCL definida positiva.

Para que uma FCL seja uma função definida positiva é necessário que $\Gamma_1\Gamma_3 > \Gamma_2^2$.

Prova: a FCL proposta é diferenciável, e será igual a zero quando $e = \dot{e} = 0$ e os parâmetros de ajuste convergem para seus valores corretos: $b\theta_1 = b_m$, $b\theta_2 = a_{1m} - a_1$ e $b\theta_3 = a_{2m} - a_2$, isto é, os PEs do sistema. Portanto, a Condição 1 da Definição 1 é obedecida. Assim, resta atender a Condição 2 da Definição 1.

A componente V_2 consiste em termos quadráticos, assim, $V_2 > 0$ enquanto os PEs ($b\theta_1 = b_m$, $b\theta_2 = a_{1m} - a_1$ e $b\theta_3 = a_{2m} - a_2$) não são atingidos. Para a inequação $V_1 > 0$ ser verdadeira, os parâmetros Γ_1 , Γ_2 e Γ_3 devem ser analisados.

Os termos $\Gamma_1 e^2$ e $\Gamma_3 \dot{e}^2$ já são maiores que zero para $e, \dot{e} \in \mathbb{R}^*$ (números reais diferentes de zero). Quando e e \dot{e} são estritamente positivos, fica claro que $V_1 > 0$, pois o termo $2\Gamma_2 e \dot{e}$ será maior que 0. O mesmo é verdadeiro quando e e \dot{e} são estritamente negativos. Então, resta apenas analisar a situação em que e e \dot{e} têm sinais opostos, como segue abaixo.

Sabe-se que,

$$\Gamma_1 e^2 + 2\sqrt{\Gamma_1}\sqrt{\Gamma_3}e\dot{e} + \Gamma_3 \dot{e}^2 = (\sqrt{\Gamma_1}e + \sqrt{\Gamma_3}\dot{e})^2 \geq 0, \quad (37)$$

para $e, \dot{e} \in \mathbb{R}^*$ (números reais diferentes de zero).

Portanto, se a inequação for verdadeira $\sqrt{\Gamma_1}\sqrt{\Gamma_3} > \sqrt{\Gamma_2}$, é garantido que $2\Gamma_2 e \dot{e} > 2\sqrt{\Gamma_1}\sqrt{\Gamma_3}e\dot{e}$ para e e \dot{e} com sinais opostos. Isso é,

$$V_1 = \frac{1}{2}(\Gamma_1 e^2 + 2\Gamma_2 e \dot{e} + \Gamma_3 \dot{e}^2) > \frac{1}{2}(\Gamma_1 e^2 + 2\sqrt{\Gamma_1}\sqrt{\Gamma_3}e\dot{e} + \Gamma_3 \dot{e}^2) \geq 0, \quad (38)$$

para todo e e \dot{e} com sinais opostos e $e, \dot{e} \in \mathbb{R}^*$.

Portanto, conclui-se que se $\Gamma_1\Gamma_3 > \Gamma_2^2$, a componente $V_1 > 0$ e, conseqüentemente, V será definida positiva. \square

5.5.1 Análise da relação entre Γ_1, Γ_2 e Γ_3

Para aprofundar na análise da relação entre Γ_1, Γ_2 e Γ_3 , a derivada de V_1 é utilizada:

$$\dot{V}_1 = \Gamma_1 e \dot{e} + \Gamma_2 \dot{e}^2 + \Gamma_2 e \ddot{e} + \Gamma_3 \dot{e} \ddot{e} = \Gamma_1 e \dot{e} + \Gamma_2 \dot{e}^2 + (\Gamma_2 e + \Gamma_3 \dot{e}) \ddot{e}. \quad (39)$$

A equação geral do erro é dada por:

$$\ddot{e} = -a_{1m} \dot{e} - a_{2m} e - (a_1 + b\theta_2 - a_{1m}) \dot{y} - (a_2 - a_{2m} + b\theta_3) y + (b\theta_1 - b_m) u_c. \quad (40)$$

A dedução completa para a Equação (40) pode ser encontrada no Apêndice A. Quando os pontos de equilíbrio de V_2 convergem, a Equação (40) é reduzida a:

$$\ddot{e} = -a_{1m} \dot{e} - a_{2m} e. \quad (41)$$

Em seguida, substituindo (41) em (39):

$$\dot{V}_1 = \Gamma_1 e \dot{e} + \Gamma_2 \dot{e}^2 + (\Gamma_2 e + \Gamma_3 \dot{e})(-a_{1m} \dot{e} - a_{2m} e). \quad (42)$$

Resolvendo a multiplicação e reagrupando termos, (43) é obtida:

$$\dot{V}_1 = (\Gamma_1 - \Gamma_2 a_{1m} - \Gamma_3 a_{2m}) e \dot{e} + (\Gamma_2 - \Gamma_3 a_{1m}) \dot{e}^2 - \Gamma_2 a_{2m} e^2. \quad (43)$$

Para $\dot{V}_1 \leq 0$, (44) e (45) devem ser obedecidas, para garantir estabilidade no senso de Lyapunov.

$$\Gamma_1 - \Gamma_2 a_{1m} - \Gamma_3 a_{2m} = 0, \quad (44)$$

$$\Gamma_3 a_{1m} > \Gamma_2. \quad (45)$$

Como resultado da Equação (45), é obtido:

$$\Gamma_3 = \frac{\Gamma_2}{a_{1m}} + \delta_1 = \frac{\delta_2}{a_{1m} a_{2m}} + \delta_1, \quad (46)$$

em que δ_1 e $\delta_2 = \Gamma_2 a_{2m}$ são constantes estritamente positivas.

Substituindo (46) em (44), Γ_1 pode ser definido como:

$$\Gamma_1 = \left(\frac{a_{1m}^2 + a_{2m}}{a_{1m} a_{2m}} \right) \delta_2 + \delta_1 a_{2m}. \quad (47)$$

Utilizando (46), (47) e $\Gamma_2 = \frac{\delta_2}{a_{2m}}$, pode ser facilmente verificado, por inspeção, que a condição requerida pelo Lema 1, $\Gamma_1 \Gamma_3 > \Gamma_2^2$, foi obedecida.

5.5.2 Verificando a estabilidade assintótica

Na seção anterior, foi provado que a FCL, (34), é definida positiva. Nessa seção, é apresentado que \dot{V} é semidefinida negativa e o Lema de Barbalat é aplicado para garantir a estabilidade assintótica para o sistema de controle.

Lema 2: lema de Barbalat.

Dado $\Phi: \mathbb{R} \rightarrow \mathbb{R}$ uma função uniformemente contínua em $[0, \infty)$. Suponha que

$\lim_{t \rightarrow \infty} \int_0^t \Phi(\tau) d\tau$ existe e é finito. Então,

$$\Phi(t) \rightarrow 0 \text{ quando } t \rightarrow \infty.$$

Prova: a prova do lema de Barbalat pode ser vista em Khalil e Grizzle (2002). \square

Teorema 2: parâmetros de ajuste da lei de controle proposta.

Considere o problema do controlador adaptativo de um manipulador pneumático. Assumindo um modelo linearizado por meio de uma função de transferência real estritamente positiva, os parâmetros de ajuste são representados por (48), (49) e (50).

$$\frac{d\theta_1}{dt} = -\gamma_1 (\Gamma_2 e + \Gamma_3 \dot{e}) u_c, \quad (48)$$

$$\frac{d\theta_2}{dt} = \gamma_2 (\Gamma_2 e + \Gamma_3 \dot{e}) \dot{y}, \quad (49)$$

$$\frac{d\theta_3}{dt} = \gamma_3(\Gamma_2 e + \Gamma_3 \dot{e})y. \quad (50)$$

Prova: a derivada temporal da FCL, (34), é dada por:

$$\dot{V} = \Gamma_1 e \dot{e} + \Gamma_2 \dot{e}^2 + (\Gamma_2 e + \Gamma_3 \dot{e})\ddot{e} + \frac{(b\theta_1 - b_m)}{\gamma_1} \dot{\theta}_1 + \frac{(b\theta_2 + a_1 - a_{1m})}{\gamma_2} \dot{\theta}_2 + \frac{(b\theta_3 + a_2 - a_{2m})}{\gamma_3} \dot{\theta}_3. \quad (51)$$

Substituindo (48), (49) e (50) em (51) a Equação (52) é obtida:

$$\begin{aligned} \dot{V} = & \Gamma_1 e \dot{e} + \Gamma_2 \dot{e}^2 + (\Gamma_2 e + \Gamma_3 \dot{e})\ddot{e} + \frac{(b\theta_1 - b_m)}{\gamma_1} (-\gamma_1(\Gamma_2 e + \Gamma_3 \dot{e})u_c) + \\ & \frac{(b\theta_2 + a_1 - a_{1m})}{\gamma_2} (\gamma_2(\Gamma_2 e + \Gamma_3 \dot{e})\dot{y}) + \frac{(b\theta_3 + a_2 - a_{2m})}{\gamma_3} (\gamma_3(\Gamma_2 e + \Gamma_3 \dot{e})y). \end{aligned} \quad (52)$$

Simplificando e rearranjando os termos em (52) obtêm-se:

$$\dot{V} = \Gamma_1 e \dot{e} + \Gamma_2 \dot{e}^2 + (\Gamma_2 e + \Gamma_3 \dot{e})(\ddot{e} - (b\theta_1 - b_m)u_c + (b\theta_2 + a_1 - a_{1m})\dot{y} + (b\theta_3 + a_2 - a_{2m})y). \quad (53)$$

Substituindo a equação do erro (40) em (53):

$$\begin{aligned} \dot{V} = & \Gamma_1 e \dot{e} + \Gamma_2 \dot{e}^2 + (\Gamma_2 e + \Gamma_3 \dot{e})(-a_{1m}\dot{e} - a_{2m}e + (b\theta_1 - b_m)u_c - (b\theta_2 + a_1 - \\ & a_{1m})\dot{y} - (b\theta_3 + a_2 - a_{2m})y) - (b\theta_1 - b_m)u_c + (b\theta_2 + a_1 - a_{1m})\dot{y} + (b\theta_3 + \\ & a_2 - a_{2m})y). \end{aligned} \quad (54)$$

Simplificando e rearranjando os termos em (54):

$$\dot{V} = \Gamma_1 e \dot{e} + \Gamma_2 \dot{e}^2 + (\Gamma_2 e + \Gamma_3 \dot{e})(-a_{1m}\dot{e} - a_{2m}e), \quad (55)$$

$$\dot{V} = e\dot{e}(\Gamma_1 - a_{1m}\Gamma_2 - a_{2m}\Gamma_3) + \dot{e}^2(\Gamma_2 - a_{1m}\Gamma_3) - a_{2m}\Gamma_2 e^2. \quad (56)$$

Substituindo os termos Γ_1 e Γ_3 por (50) e (49), respectivamente; e $\Gamma_2 = \frac{\delta_2}{a_{2m}}$:

$$\dot{V} = e\dot{e} \left[\left(\frac{a_{1m}^2 + a_{2m}}{a_{1m}a_{2m}} \right) \delta_2 + \delta_1 a_{2m} - a_{1m} \frac{\delta_2}{a_{2m}} - a_{2m} \left(\frac{\delta_2}{a_{1m}a_{2m}} + \delta_1 \right) \right] + \dot{e}^2 \left[\frac{\delta_2}{a_{2m}} - a_{1m} \left(\frac{\delta_2}{a_{1m}a_{2m}} + \delta_1 \right) \right] - \delta_2 e^2. \quad (57)$$

Simplificando e rearranjando os termos da equação anterior:

$$\dot{V} = -a_{1m}\delta_1\dot{e}^2 - \delta_2e^2. \quad (58)$$

A função representada em (58) é semidefinida negativa. Assim, pode ser concluído que o sistema é estável, segundo Lyapunov e (34) é uma função de Lyapunov. Para garantir estabilidade assintótica, é necessário atender ao Lema de Barbalat.

Dada a função:

$$\phi = \dot{V} = -a_{1m}\delta_1\dot{e}^2 - \delta_2e^2. \quad (59)$$

Sua derivada temporal é dada por:

$$\dot{\phi} = -2a_{1m}\delta_1\dot{e}\ddot{e} - 2\delta_2e\dot{e}. \quad (60)$$

Na Equação (58), os termos e e \dot{e} são limitados desde que o sistema é estável, no senso de Lyapunov. Se o sinal de referência é limitado, o termo \ddot{e} também será limitado. Portanto, $|\dot{\phi}|$ é limitada e ϕ é uma função uniformemente contínua. Assim, o $\lim_{t \rightarrow \infty} \int_0^t \phi(\tau) d\tau = V(\infty) - V(0) = \sigma < \infty$ existe e é finito, pois σ é um parâmetro positivo.

Como V é uma função de Lyapunov, V é definida positiva e $V(0) = 0$. E uma vez que $\dot{V} \leq 0$, $V(\infty)$ existe e é limitado. Então, pelo Lema de Barbalat, pode ser concluído que $\lim_{t \rightarrow \infty} \phi(t) = 0$, o que implica que $\lim_{t \rightarrow \infty} e^2 = 0$, isto é, o erro vai para valores nulos em regime permanente. Por consequência, a estabilidade assintótica do sistema é garantida. \square

Sendo provada a estabilidade assintótica, os parâmetros Γ foram selecionados de acordo com a Tabela 5, para simulações e experimentos. Cabe ressaltar que os parâmetros foram selecionados de forma a atender ao Lema 1.

Tabela 5 – Parâmetros da FCL.

| Parâmetro | Valor |
|------------|-------|
| Γ_1 | 2 |
| Γ_2 | 1 |
| Γ_3 | 1 |

5.6 Projeto do controlador H-MRAC

O controle das juntas é realizado de forma descentralizado, em que cada articulação possui seu H-MRAC. Os ganhos de adaptação foram sintonizados por tentativa e erro (ÅSTRÖM e WITTENMARK, 2013). A Tabela 6 apresenta os ganhos utilizados. Pela tabela, pode ser observado que os ganhos estão entre -1,0 e 1,0, o que é uma boa escolha, segundo Åström e Wittenmark (2013).

Tabela 6 – Parâmetros de sintonia para os controladores H-MRAC e PID.

| | Componente | Parâmetro | Junta 1 | Junta 2 |
|------|--------------------|------------|---------|---------|
| MRAC | <i>Feedforward</i> | γ_1 | 0,1 | 0,07 |
| | Derivativa | γ_2 | 0,1 | 0,07 |
| | <i>Feedback</i> | γ_3 | 0,1 | 0,07 |
| PID | Proporcional | K_p | 13,84 | 15,44 |
| | Integral | K_I | 22,46 | 24,13 |
| | Derivativa | K_D | 1,86 | 1,23 |

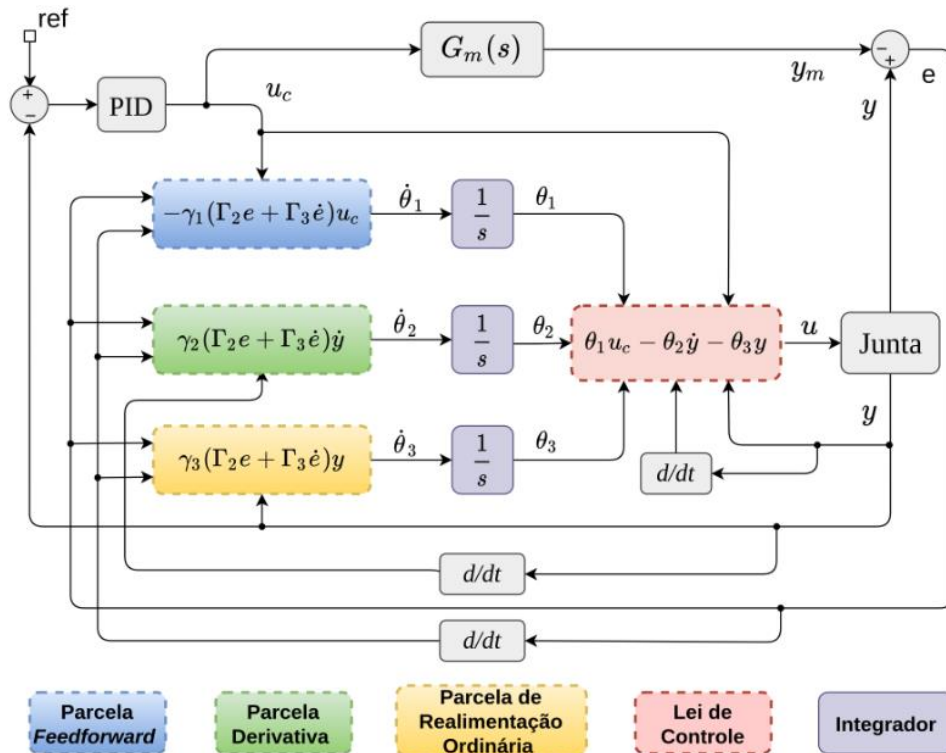
O controlador PID foi projetado na configuração paralela e seus parâmetros foram sintonizados pelo segundo método de Ziegler & Nichols. A Equação (61) apresenta o modelo utilizado para o PID.

$$u_c = K_p(ref - y) + K_I \int (ref - y) dt + K_D \frac{d(ref - y)}{dt}, \quad (61)$$

em que ref é o sinal de referência do sistema de controle.

A sintonia do controlador é realizada via Simulink[®]. A Figura 8 apresenta a malha de controle proposta. Pela figura, pode ser observada a ação conjunta entre os controladores PID e MRAC, em que o PID opera em uma malha externa, melhorando o desempenho do sistema de controle durante o período transitório.

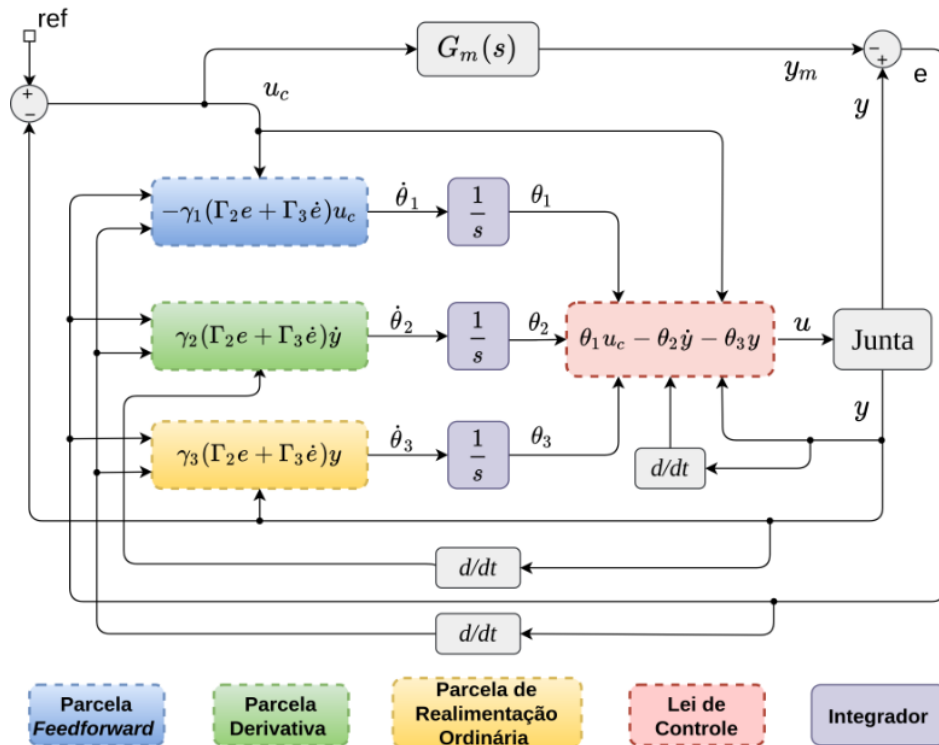
Figura 8 – Estrutura topológica proposta como tese.



Fonte: o autor.

A Figura 9 apresenta a mesma estrutura topológica anterior sem a presença do controlador PID. A ideia é apresentar a melhoria de desempenho devido a inclusão do controlador PID.

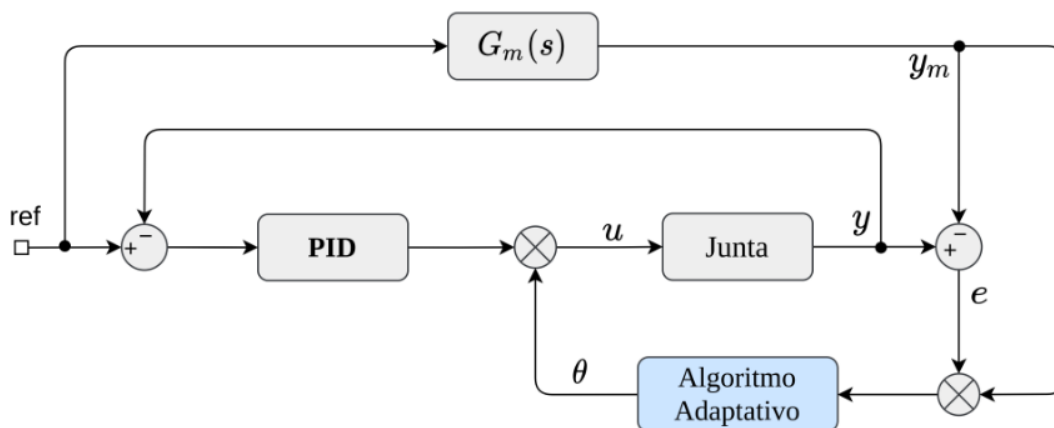
Figura 9 – Estrutura topológica proposta como tese sem a presença do controlador PID (MRAC puro).



Fonte: o autor.

A Figura 10 apresenta o controlador híbrido proposto por Zhang e Wei (2017). A finalidade é comparar o H-MRAC com resultados presentes na literatura. Pela figura, pode ser observado que a estrutura proposta possui apenas um parâmetro de ajuste (θ).

Figura 10 – Estrutura topológica proposta por Zhang e Wei (2017).



Fonte: adaptado de Zhang e Wei (2017).

5.7 Considerações finais

A tese atingiu o objetivo de projetar um sistema de controle baseado na teoria de Lyapunov. Apesar do método direto possuir mais de cem anos ele é largamente empregado na teoria de controle com plantas de comportamento não linear. Isso por que não há necessidade de modelos matemáticos precisos da planta. Caso a FCL seja definida positiva e sua derivada temporal semidefinida negativa o sistema é estável. Além disso, se a derivada temporal for definida negativa ou semidefinida negativa, atendendo ao lema de Barbalat, o sistema é assintoticamente estável e a presença do erro na função de Lyapunov garante sua convergência para valores nulos. Tal característica é premissa de projeto do sistema de controle e sua prova matemática foi realizada no presente capítulo.

Como pontuado em Åström e Wittenmark (2013) a FCL é de complexo levantamento, tendo em vista que não existe uma metodologia consolidada na literatura. Um bom ponto de partida observado na pesquisa é a utilização de funções quadráticas, pegando analogia com o modelo para energia cinética (LYAPUNOV, 1892). Assim, e utilizando tentativa e erro, foi levantada a FCL obtida em (34). A FCL é definida positiva e sua derivada temporal semidefinida negativa, garantindo estabilidade para o sistema. A função, agora de Lyapunov, também atendeu ao lema de Barbalat, e matematicamente foi provada a convergência assintótica do erro para zero.

6 SIMULAÇÕES

6.1 Introdução

Para análise da metodologia proposta, simulações serão realizadas em ambiente Simulink® e têm a finalidade de analisar o erro em rastreamento de posição no Espaço de Configurações para diferentes condições operacionais. Para *benchmarking* do controlador proposto, são realizados estudos comparativos com o MRAC, e um controlador proposto por Zhang e Wei (2017) intitulado A-PID, que consiste em um controlador híbrido com estrutura topológica diferente da proposta na tese.

6.2 Simulações com o controlador adaptativo híbrido

Para simulações e experimentos do sistema, é proposta uma referência de posição ($\mathbf{P}_1 = [0,5091 \ 0,1488]^T$ m) no efetuador do manipulador em 10 s. Em 20 s essa referência é alterada ($\mathbf{P}_2 = [0,5270 \ 0,0754]^T$ m) e em 30 s a referência de posicionamento é novamente \mathbf{P}_1 . Em todas as simulações e experimentos, uma perturbação de 3,92 N foi aplicada ao efetuador em 40 s. Os procedimentos abaixo foram feitos para a posição \mathbf{P}_1 , para a posição \mathbf{P}_2 ou qualquer outra posição desejada os passos podem ser executados de forma análoga.

Os parâmetros ξ_{eq} e w_{neq} para cada junta foram obtidos a partir da metodologia BLII (BOMFIM e LIMA II, 2019). Nessa metodologia, um degrau de pressão é aplicado a cada junta, e cada parâmetro é obtido a partir das características da resposta transitória. Com os dados obtidos e utilizando regressão linear múltipla, as Equações (62) e (63) foram obtidas.

$$Pr_{b,2} = 0,5763 + 6,0280q_2 + 0,0793\|\mathbf{F}_e\|, \quad (62)$$

$$Pr_{b,1} = 0,0616 + 13,5700q_1 + 1,2500q_2 + 0,2120\|\mathbf{F}_e\|, \quad (63)$$

em que $Pr_{b,1}$ e $Pr_{b,2}$ são as pressões manométricas nos músculos antagonistas para as articulações 1 e 2, respectivamente (bar); q_1 e q_2 são os ângulos na junta 1 e 2, respectivamente (rad) e $\|\mathbf{F}_e\|$ é a norma euclidiana da carga no efetuator (N).

Utilizando o modelo cinemático inverso, apresentado na Seção 2, o Espaço de Configurações pode ser obtido:

$$\mathbf{q} = [q_1 \quad q_2]^T = [0,20 \quad 0,20]^T \text{ rad.} \quad (64)$$

Utilizando as Equações (62), (63) e (64) a pressão manométrica em cada atuador pode ser estimada:

$$\mathbf{Pr}_b = [Pr_{b,1} \quad Pr_{b,2}]^T = [3,03 \quad 1,78]^T \text{ bar.} \quad (65)$$

Correlações de 0,98 para a junta 2 e 0,96 para a junta 1 foram obtidas com os modelos da Equação (68) e Equação (71), respectivamente. A Equação (66) e a Equação (67) representam a frequência natural e o coeficiente de amortecimento para a junta 2 e (69) e (70) para a junta 1, respectivamente.

$$w_{neq2} = 15,6919 - 0,0617Pr_{b,2} - 0,6908\|\mathbf{F}_e\|, \quad (66)$$

$$\xi_{eq2} = 0,2669 - 0,0052Pr_{b,2} - 0,0038\|\mathbf{F}_e\|, \quad (67)$$

$$G_2(s) = (0,1600Pr_{b,2} - 0,0100\|\mathbf{F}_e\| - 0,0700) \left(\frac{w_{neq2}^2}{s^2 + 2\xi_{eq2}w_{neq2}s + w_{neq2}^2} \right), \quad (68)$$

$$w_{neq1} = 6,7302 - 0,2114Pr_{b,1} - 0,0816\|\mathbf{F}_e\|, \quad (69)$$

$$\xi_{eq1} = 0,0963 - 0,0017Pr_{b,1} - 0,0058\|\mathbf{F}_e\|, \quad (70)$$

$$G_1(s) = (0,0700Pr_{b,1} - 0,0200q_2 - 0,0200\|F_e\| + 0,0200) \left(\frac{w_{neq1}^2}{s^2 + 2\xi_{eq1}w_{neq1}s + w_{neq1}^2} \right). \quad (71)$$

Com os parâmetros da Tabela 7, é possível obter os modelos linearizados para as juntas 1 e 2. As Equações (72) e (73) representam as funções de transferência para as juntas 2 e 1, respectivamente. A partir da tabela, pode-se analisar que a junta 1 possui ξ_{eq} e w_{neq} menores, quando comparada à junta 2. Tal resposta fenomenológica é facilmente elucidada quando comparada ao sistema pendular. À medida que aumentamos o peso e o comprimento do pêndulo, seus parâmetros ξ_{eq} e w_{neq} são reduzidos.

Tabela 7 – Parâmetros equivalentes para cada junta robótica.

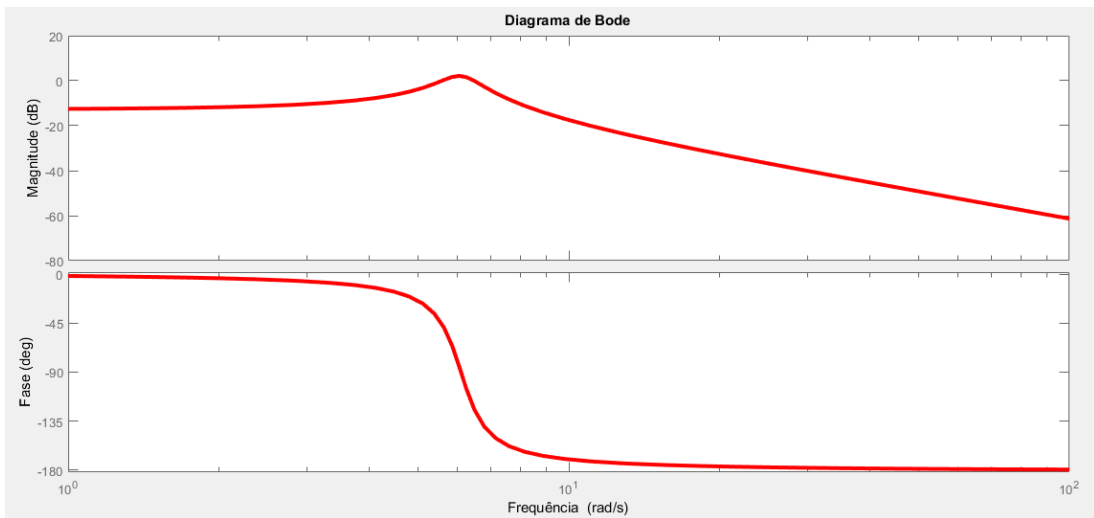
| Parâmetro | Junta 1 | Junta 2 |
|------------|------------|-------------|
| Pressão | 3,03 bar | 1,78 bar |
| w_{neq} | 6,09 rad/s | 15,58 rad/s |
| ξ_{eq} | 0,09 | 0,26 |

$$G_1(s) = (0,23) \left(\frac{37,09}{s^2 + 1,10s + 37,09} \right), \quad (72)$$

$$G_2(s) = (0,21) \left(\frac{242,74}{s^2 + 8,10s + 242,74} \right). \quad (73)$$

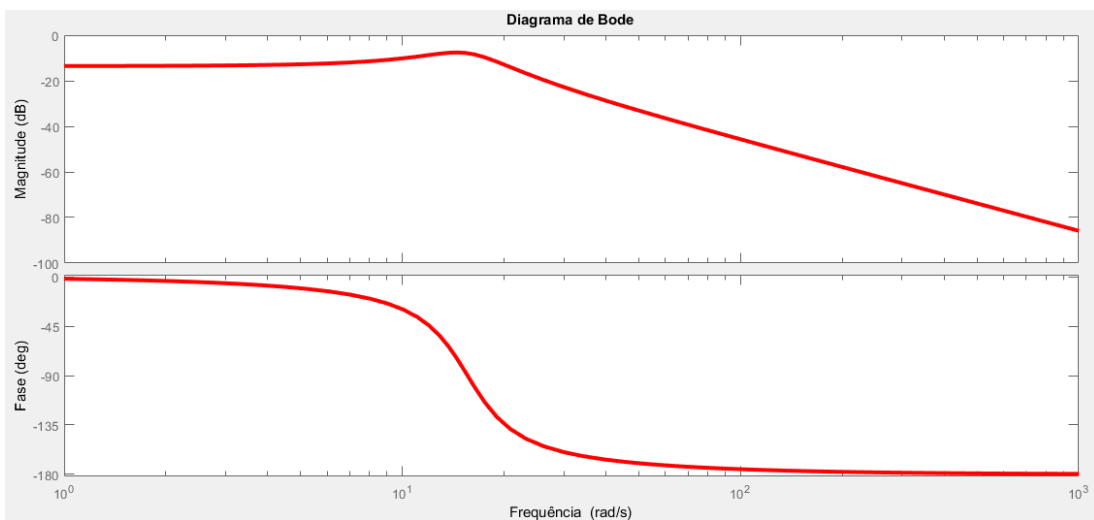
As Figuras 11 e 12 apresentam as respostas em frequência para as juntas 1 e 2, obtidas a partir das Equações (72) e (73), respectivamente. A análise da resposta em frequência é de grande importância, pois é necessário conhecer a frequência máxima de operação do mecanismo, sem que haja atenuação e atraso do sinal de referência. Pelas figuras, pode ser observado que nas frequências entre 3 e 7 rad/s há amplificação do sinal de entrada, devido ao fenômeno de ressonância, e acima de 7 rad/s há atenuação do sinal. Observou-se também que existe uma defasagem acima de 1 rad/s. Assim, é recomendado que o manipulador não opere em frequências acima de 1 rad/s.

Figura 11 – Resposta em frequência para a junta 1.



Fonte: o autor.

Figura 12 – Resposta em frequência para a junta 2.



Fonte: o autor.

Pelas equações dessa seção, pode-se analisar que a adição de carga no efetuador do manipulador reduz as frequências naturais equivalentes das juntas 1 e 2. O aumento da pressão tem o efeito de reduzir w_{neq} para juntas 1 e 2. Para o coeficiente de amortecimento equivalente ξ_{eq} , foi observado o mesmo efeito, em que o aumento da pressão e da força provocam a sua redução. Efeitos semelhantes foram observados em Bomfim e Lima II (2019), nos quais o aumento da carga no efetuador reduziu os valores de w_{neq} e ξ_{eq} para um manipulador de 1 GDL.

Essa resposta fenomenológica, pode ser elucidada pelo fato do aumento da carga no efetuador aumentar a massa do sistema, o que reduz os valores de w_{neq} , semelhante ao que ocorre em um pêndulo. A Equação (74) representa a frequência natural de um pêndulo, em que L é o comprimento dos elos.

$$w_{neq} = \sqrt{\frac{k}{m}} = \sqrt{\frac{mg/L}{m}} = \sqrt{\frac{g}{L}}. \quad (74)$$

O aumento da pressão muscular provoca um pequeno aumento na rigidez do atuador, que somado ao aumento da massa, faz com que o coeficiente de amortecimento diminua seu valor. O fenômeno pode ser explicado pela Equação (75), em que o aumento da massa e da rigidez resulta na redução de ξ_{eq} .

$$\xi_{eq} = \frac{b_{sistema}}{b_{critico}} = \frac{b}{\sqrt{4mK}}. \quad (75)$$

Para a comparação entre os controladores, foram propostas sete condições operacionais. A Equação (76) apresenta o sinal senoidal utilizado e a Tabela 8 as condições operacionais. Cabe ressaltar que o sinal representado em (76) é empregado nas condições operacionais C_4 , C_5 e C_6 .

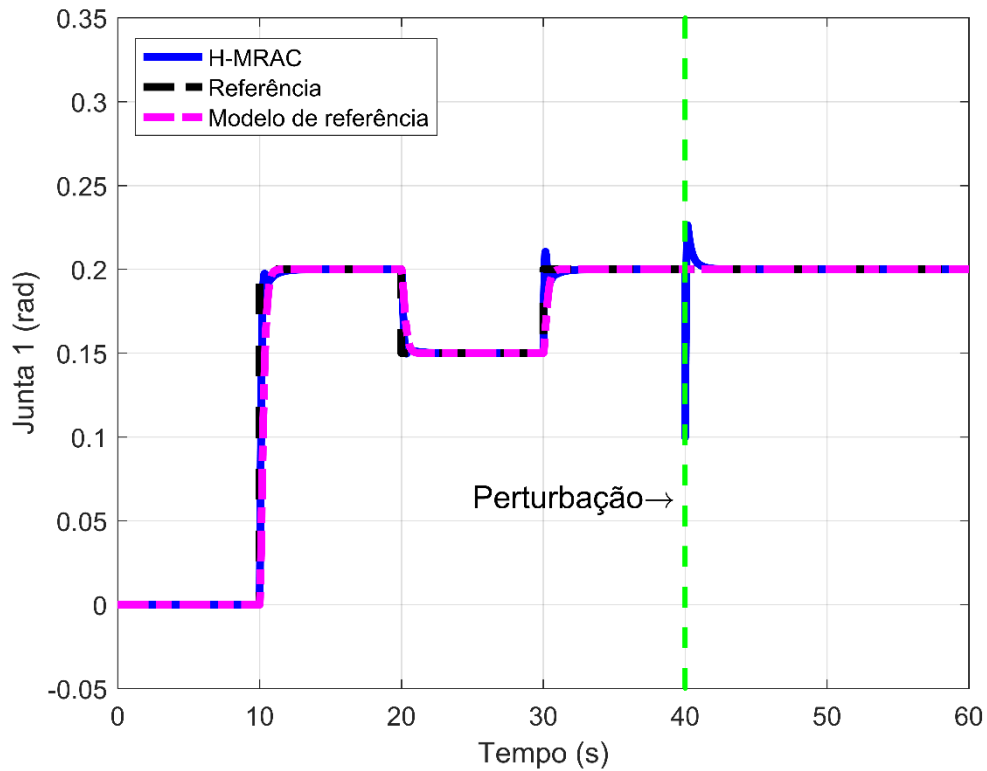
$$ref(t) = 0,05sen(wt) + 0,20 \text{ rad}. \quad (76)$$

Tabela 8 – Condições operacionais para a análise de desempenho dos controladores.

| Condição | w_n do modelo (rad/s) | ξ do modelo | Velocidade angular (rad/s) |
|----------|-------------------------|-----------------|----------------------------|
| C_1 | 7 | 1 | - |
| C_2 | 7 | 0,5 | - |
| C_3 | 7 | 2,0 | - |
| C_4 | 9 | 1 | - |
| C_5 | 7 | 1 | 0,1 |
| C_6 | 7 | 1 | 1 |
| C_7 | 7 | 1 | 20 |

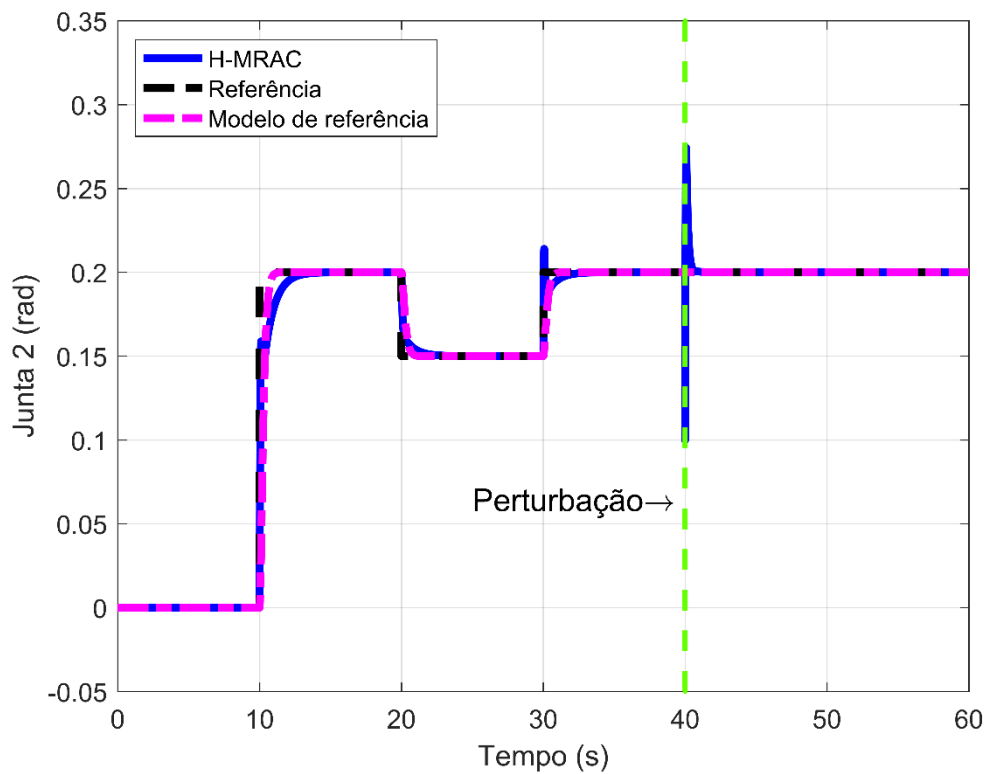
As Figuras 13 e 14 apresentam a resposta do sistema para as juntas 1 e 2. O modelo de referência tem uma frequência natural de 7 rad/s e o coeficiente de amortecimento é igual a 1. A partir da figura, pode-se concluir que o controlador proposto é capaz de rejeitar perturbações e rastrear a trajetória proposta de forma satisfatória.

Figura 13 – Resposta da junta 1 com o controlador H-MRAC na condição operacional C_1 .



Fonte: o autor.

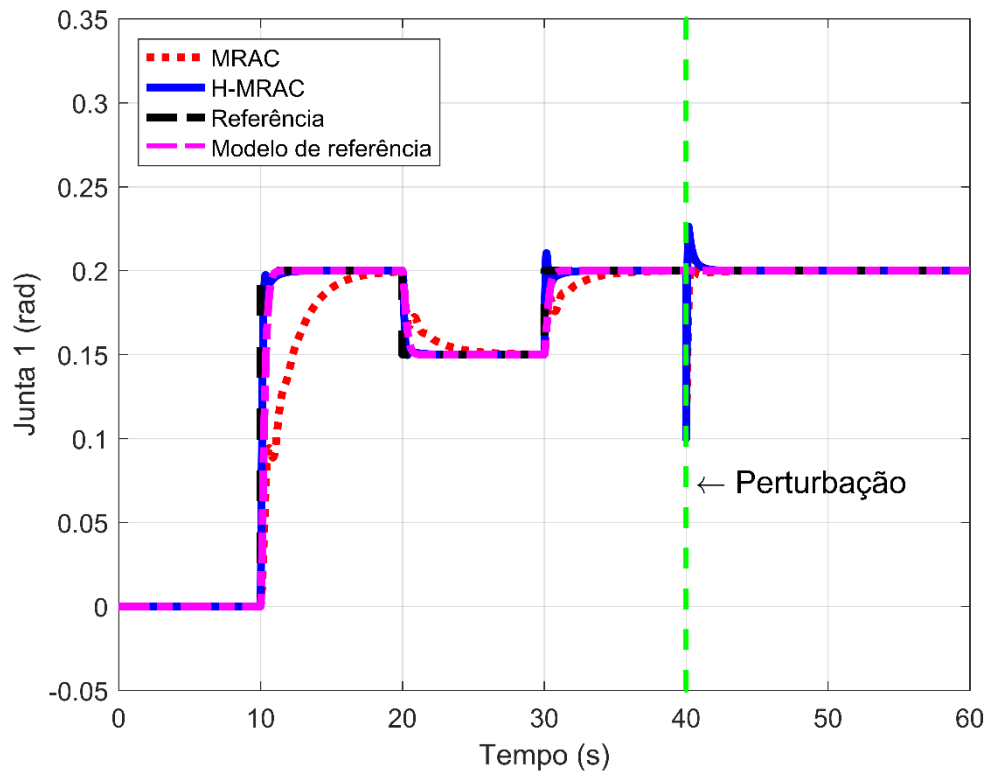
Figura 14 – Resposta da junta 2 com o controlador H-MRAC na condição operacional C_1 .



6.3 H-MRAC versus MRAC

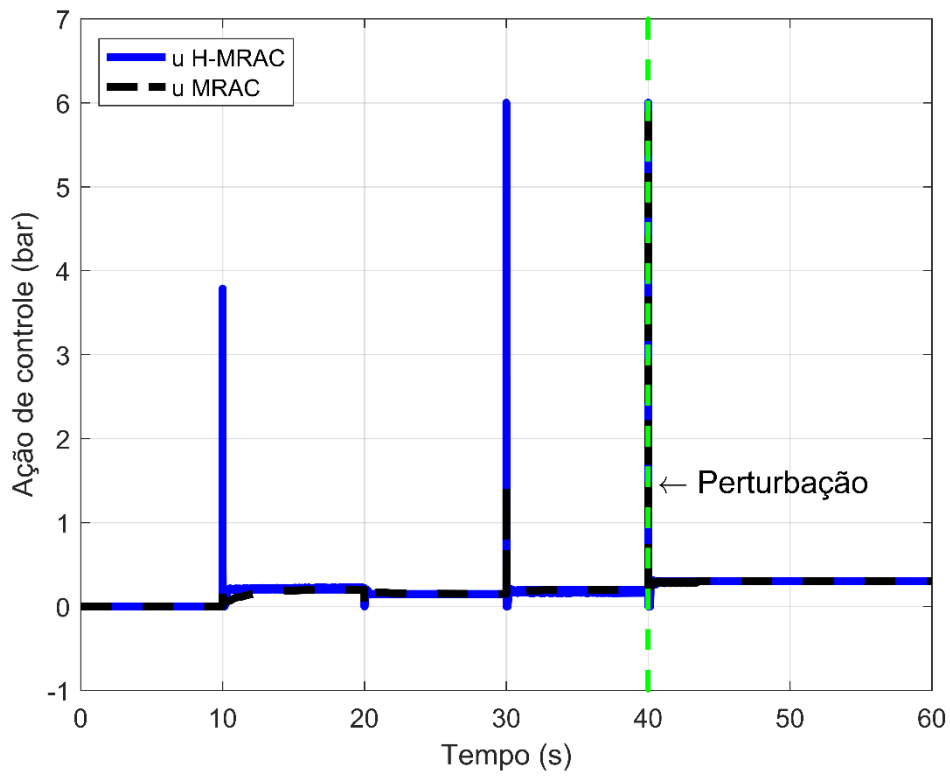
As Figuras 15 e 16 apresentam a resposta em posição para as juntas 1 e 2 para os controladores H-MRAC e MRAC. As figuras mostram que o H-MRAC apresentou um tempo de convergência inferior ao MRAC devido a atuação do controlador PID durante o período transitório. Graficamente, pode ser analisado que o H-MRAC segue o modelo de referência com um tempo de convergência abaixo de 1 s. Já o MRAC necessita de 9 s para rastrear a posição.

Figura 15 – Análise comparativa entre o H-MRAC e o MRAC na condição operacional 1: resposta em posição para a junta 1.



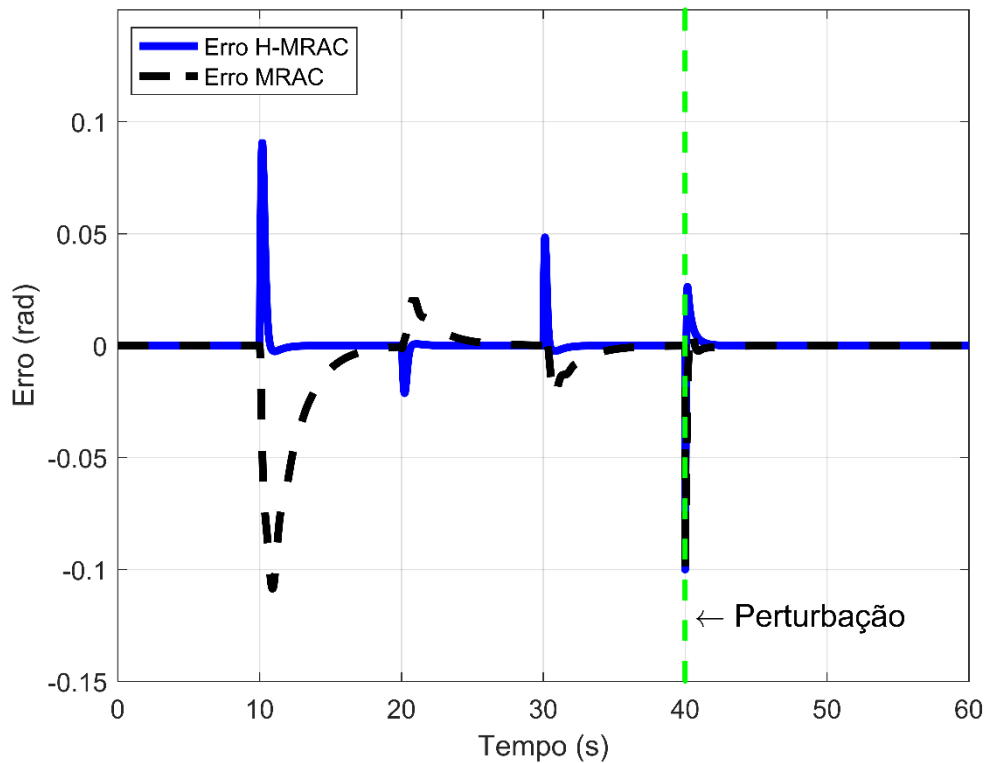
Fonte: o autor.

Figura 17 – Análise comparativa entre o H-MRAC e o MRAC na condição operacional 1: ação de controle para a junta 1.



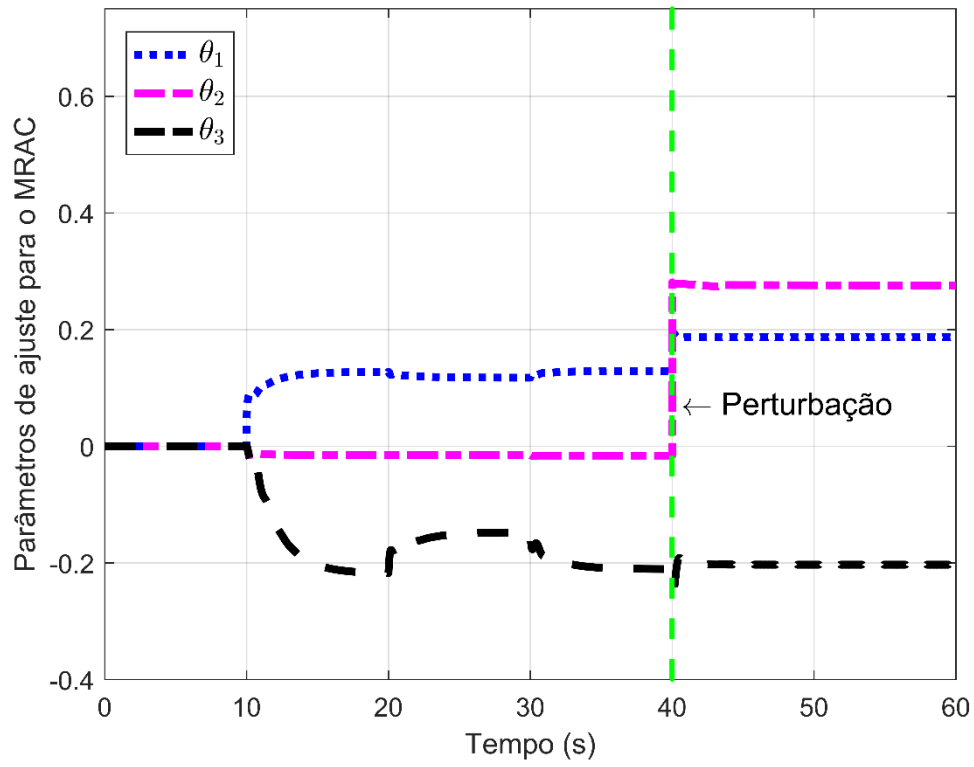
Fonte: o autor.

Figura 18 – Análise comparativa entre o H-MRAC e o MRAC na condição operacional 1: erro em posição para a junta 1.



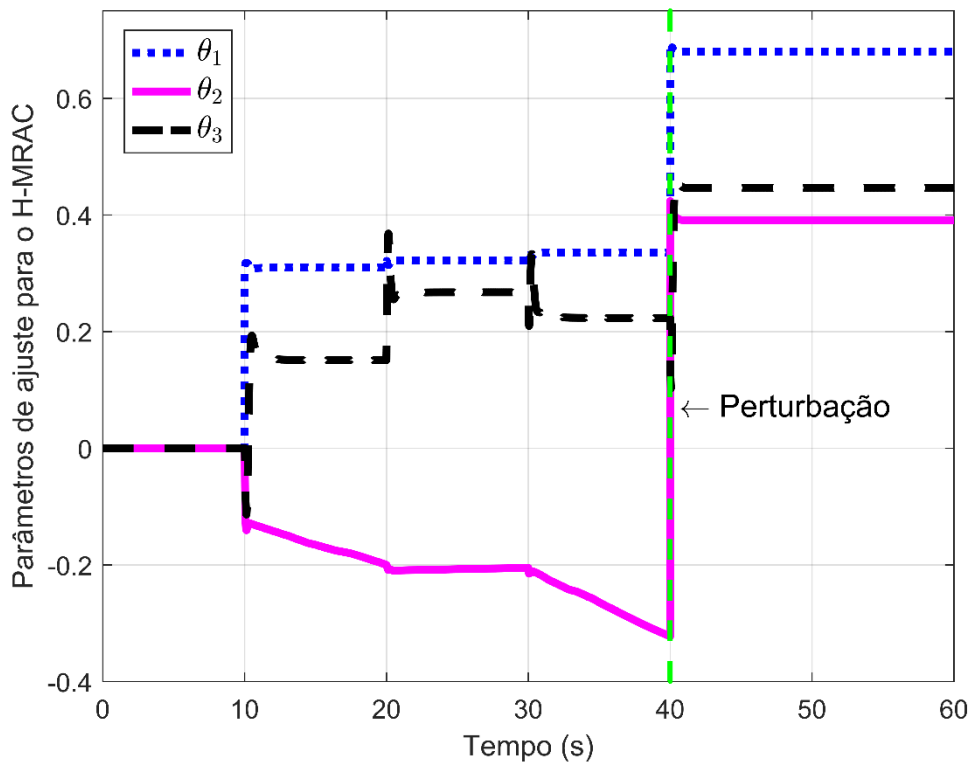
As Figuras 19 e 20 apresentam os parâmetros de ajuste para o MRAC e o H-MRAC. Pelas figuras, pode ser analisado que o H-MRAC responde rapidamente, com um tempo de convergência de aproximadamente 500 ms. Já os parâmetros do MRAC têm um tempo de convergência de 9 s. Dessa forma, fica evidenciada a importância da utilização do controlador PID na malha externa.

Figura 19 – Parâmetros de ajuste para o MRAC: condição operacional 1 e junta 1.



Fonte: o autor.

Figura 20 – Parâmetros de ajuste para o H-MRAC: condição operacional 1 e junta 1.

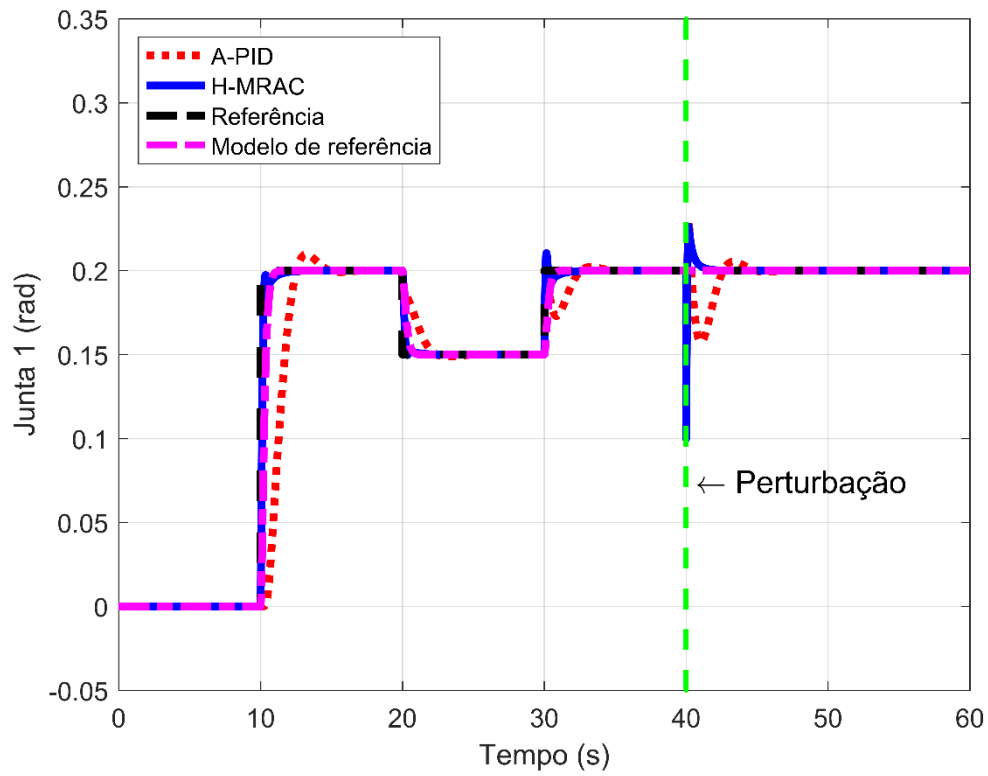


Fonte: o autor.

6.4 H-MRAC versus A-PID

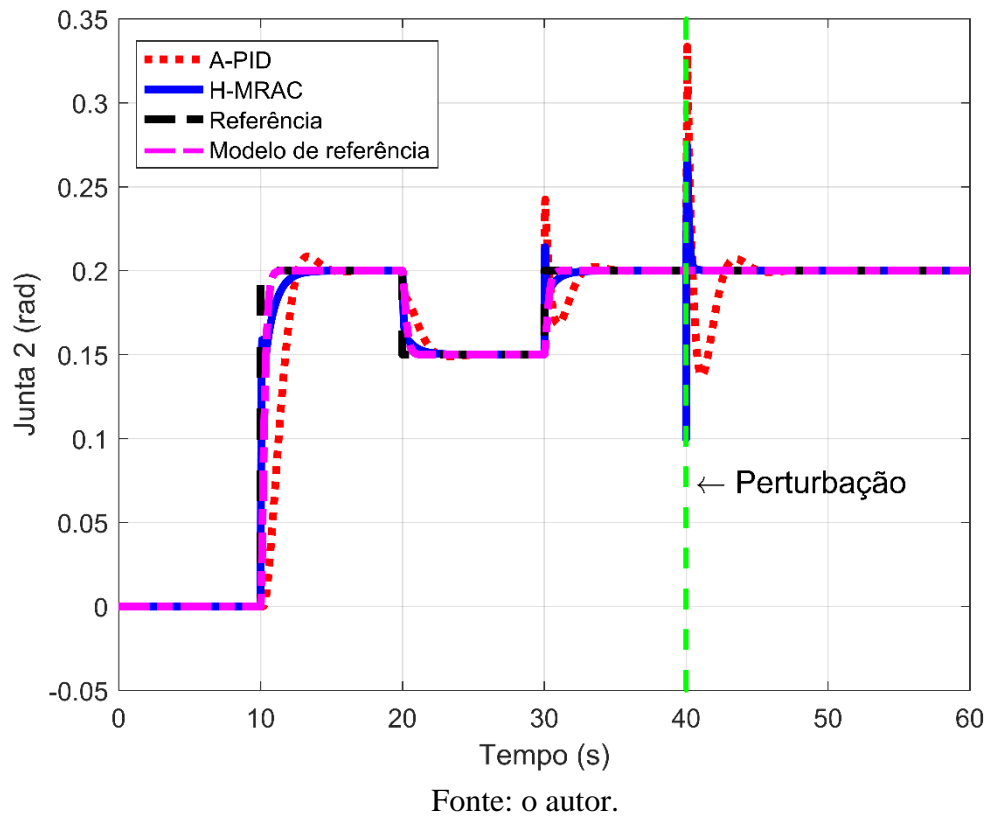
As Figuras 21 e 22 apresentam a resposta em posição para as juntas 1 e 2, quando os controladores H-MRAC e A-PID são empregados. As figuras mostram que o H-MRAC apresentou menor sobressinal, rastreou melhor a posição e rejeitou a perturbação com maior facilidade.

Figura 21 – Análise comparativa entre o H-MRAC e o A-PID na condição operacional 1: resposta em posição para a junta 1.



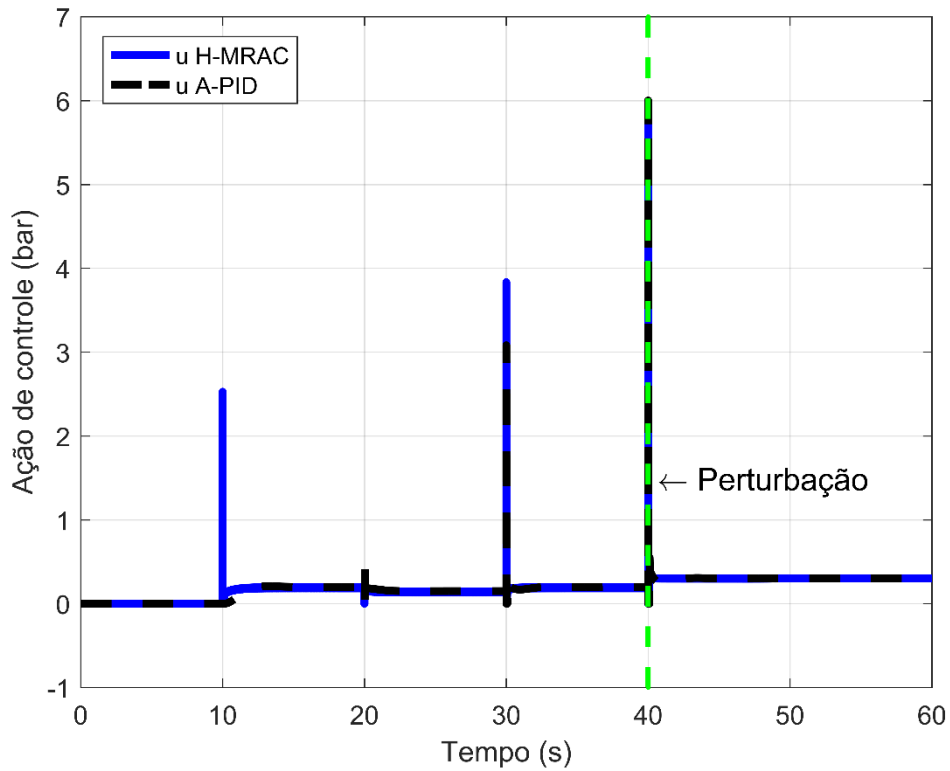
Fonte: o autor.

Figura 22 – Análise comparativa entre o H-MRAC e o A-PID na condição operacional 1: resposta em posição para a junta 2.



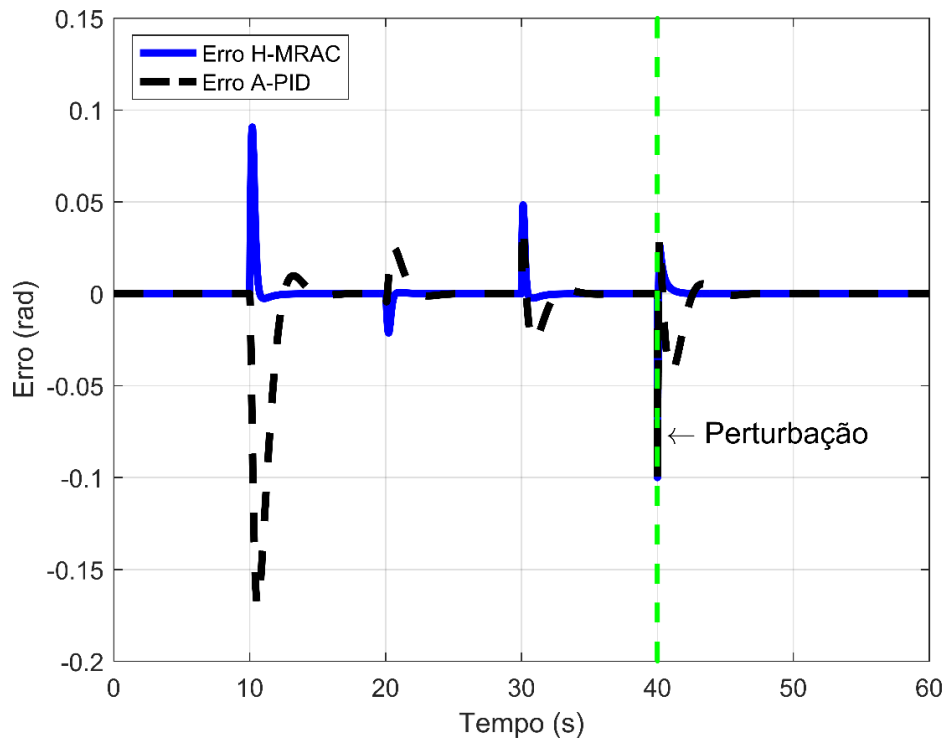
Na Figura 23 há uma explicação para o fato supracitado, visto que o H-MRAC atua de forma mais agressiva novamente, podendo ser analisado em 10 e 30 s. Assim, o erro no H-MRAC é menor, o que pode ser analisado pela Figura 24.

Figura 23 – Análise comparativa entre o H-MRAC e o A-PID na condição operacional 1: ação de controle.



Fonte: o autor.

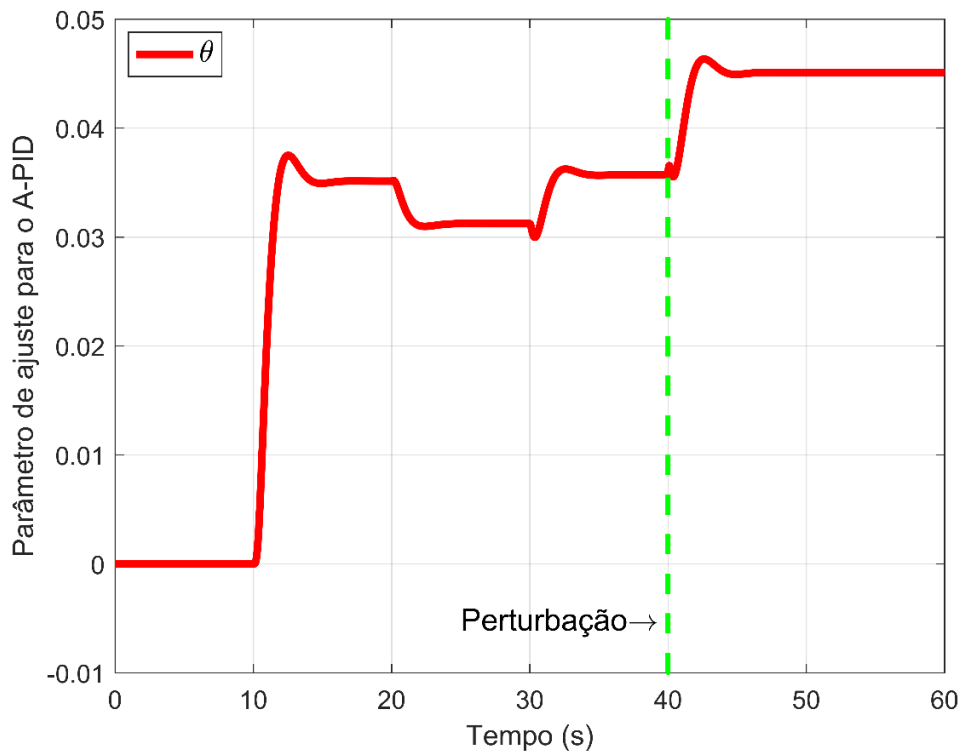
Figura 24 – Análise comparativa entre o H-MRAC e o A-PID na condição operacional 1: erro em posição.



Fonte: o autor.

A Figura 25 apresenta o parâmetro de ajuste para o A-PID. Pela figura, pode ser observado que o tempo de convergência é de aproximadamente 3 s. Esse valor corresponde a valores intermediários entre o tempo de convergência do MRAC e do H-MRAC, o que corresponde a valores intermediários para os erros.

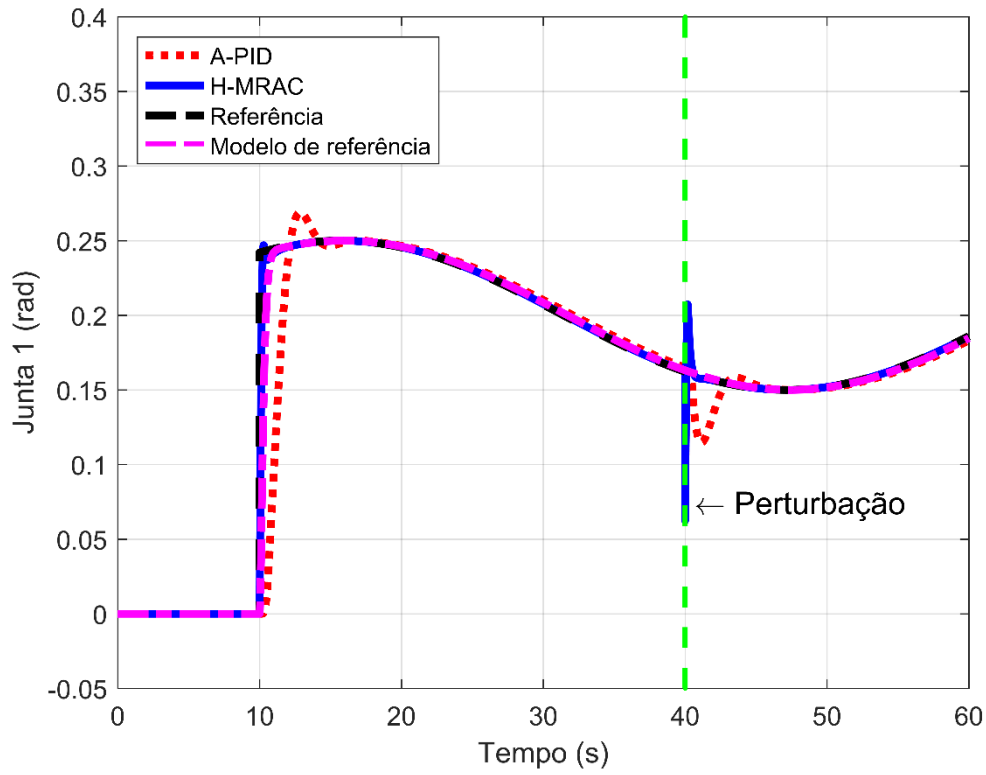
Figura 25 – Parâmetros de ajuste para o A-PID: condição operacional 1 e junta 1.



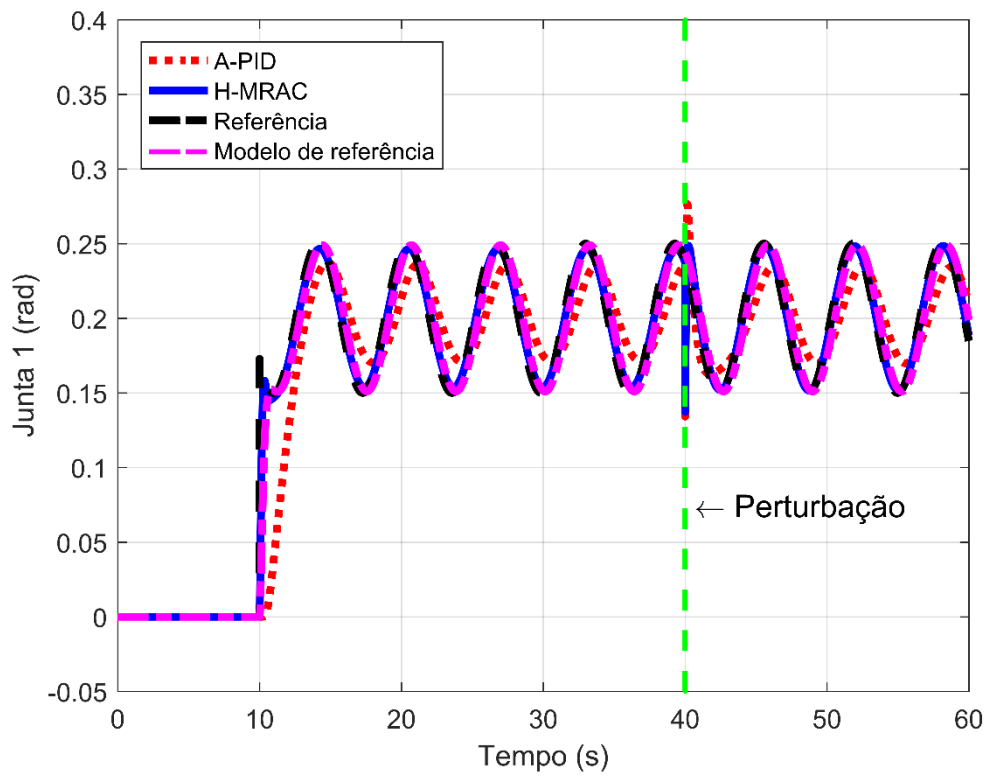
Fonte: o autor.

Nas Figuras 26 e 27 o sinal de onda quadrada foi substituído por uma entrada senoidal. A ideia é variar a frequência do sinal, analisando seu efeito na resposta do sistema de controle. Nas condições C_5 , C_6 e C_7 , foi utilizado um sinal senoidal de amplitude 0,05 rad e velocidade angular (w) variando entre 0,1, 1 rad/s e 20 rad/s, respectivamente. Pelas figuras, pode-se analisar que os resultados foram semelhantes aos encontrados anteriormente, em que o H-MRAC apresentou melhor rastreamento.

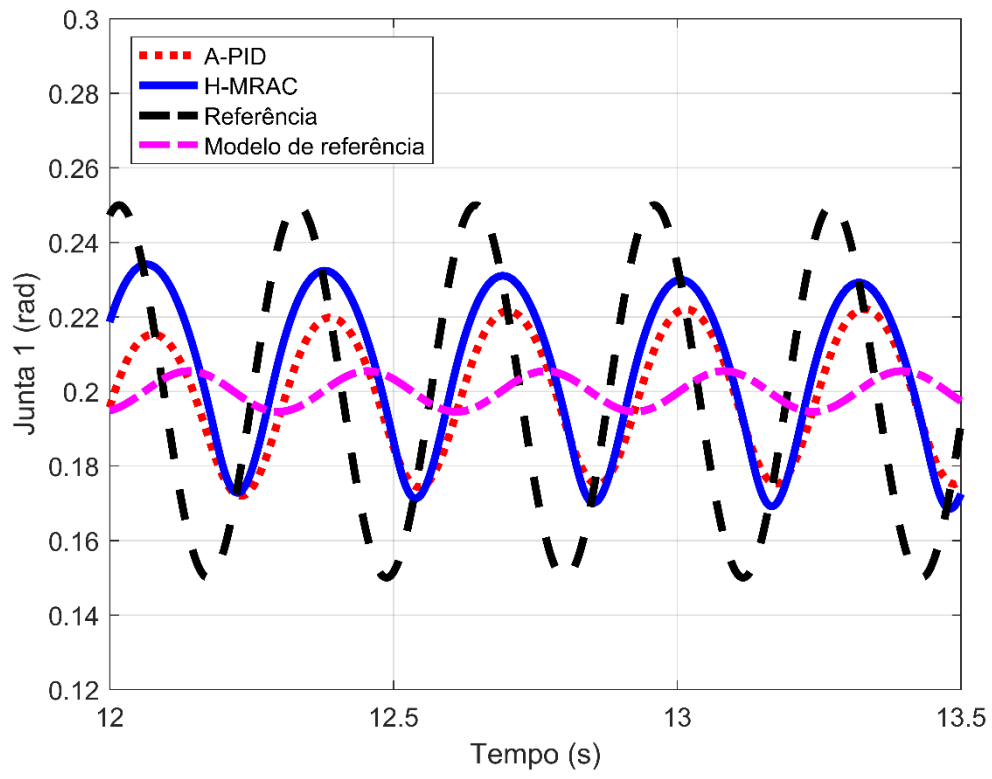
Figura 26 – Resposta senoidal para a junta 1: a) C_5 , b) C_6 e c) C_7 .



a)



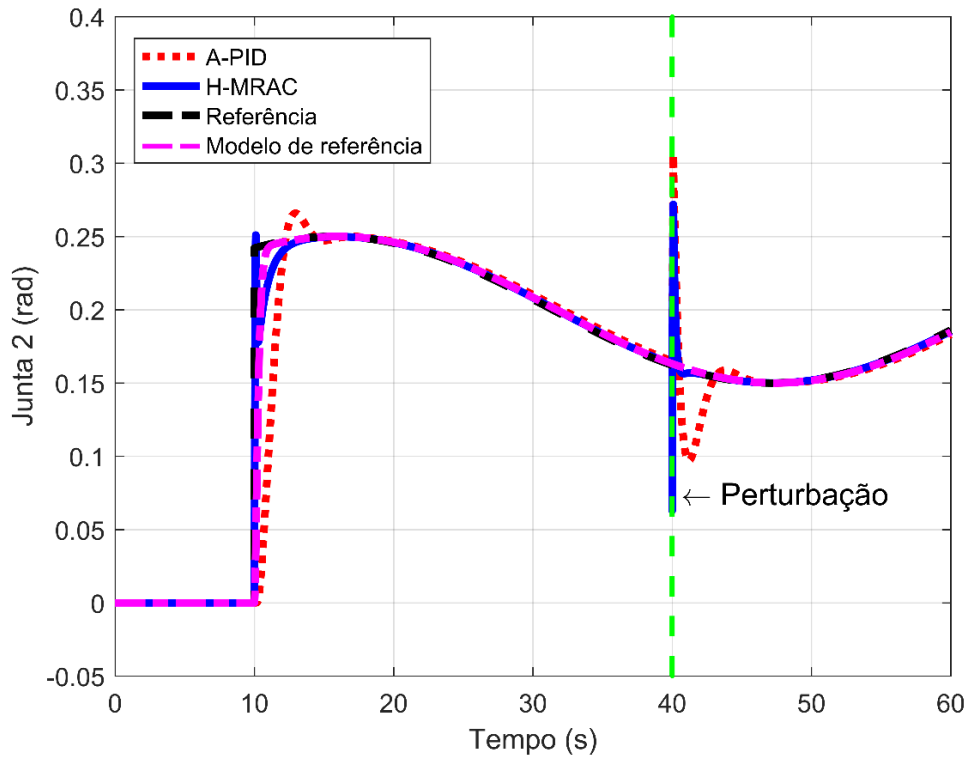
b)



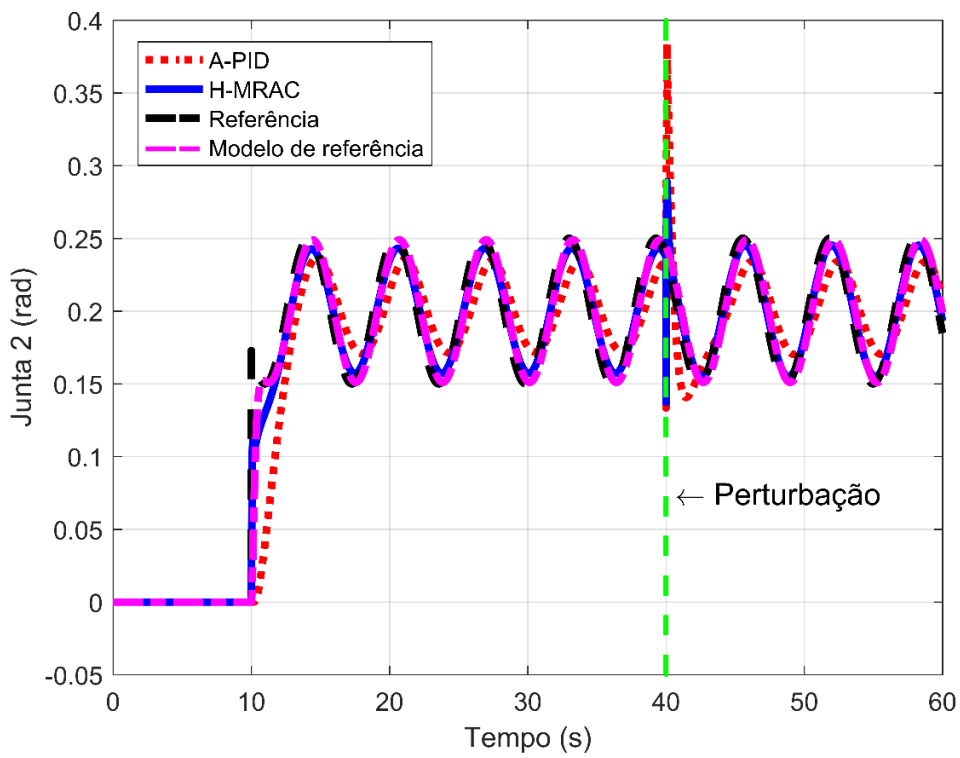
c)

Fonte: o autor.

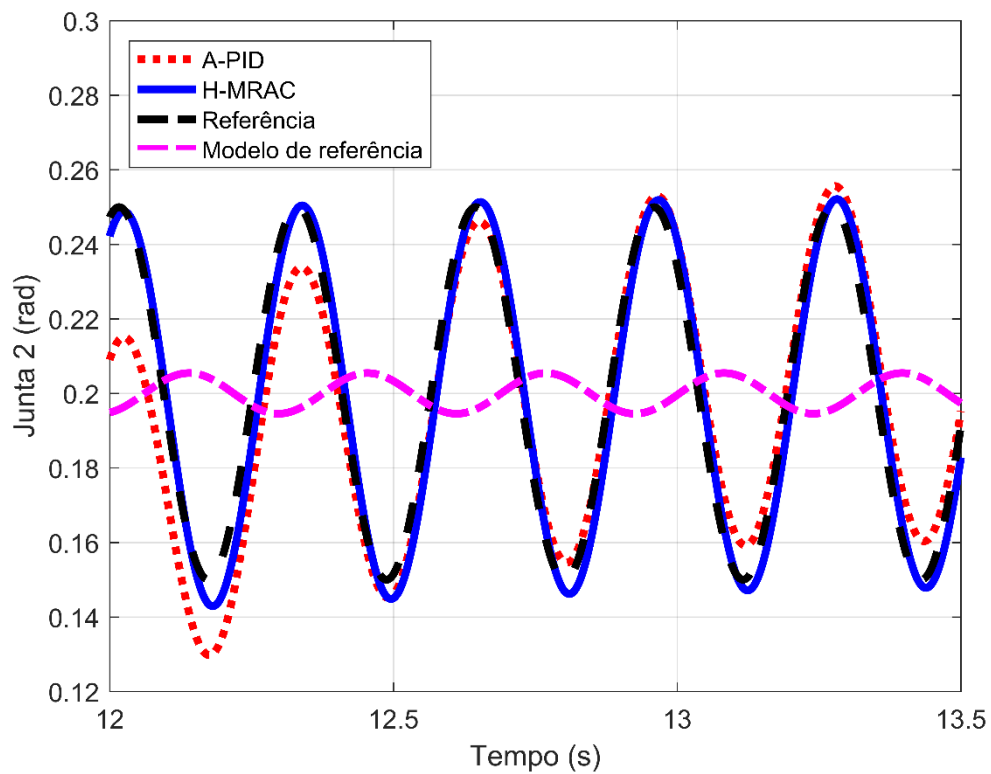
Figura 27 – Resposta senoidal para a junta 2: a) C_5 , b) C_6 e c) C_7 .



a)



b)



c)

Fonte: o autor.

De acordo com o diagrama de Bode apresentado nas Figuras 11 e 12, em frequências acima de 1 rad/s o sinal de entrada será atrasado e atenuado. A Figura 26 c) apresenta a defasagem e a atenuação, validando as análises realizadas na Seção 5.2.

6.5 Análise do erro nas simulações

A métrica usada para medir a divergência entre o sinal de referência e as respostas do controlador é a raiz do erro quadrático médio ou erro efetivo (EE), erro quadrático médio (EQM) e erro absoluto médio (EAM). As Tabelas 9 e 10 mostram os erros encontrados. Pelas tabelas, pode-se analisar que para as juntas 1 e 2, o H-MRAC apresentou melhores resultados para seis condições operacionais.

Tabela 9 – Erro em posição para a junta 1 - simulação.

| Con. | H-MRAC | | | MRAC | | | A-PID | | |
|-------|-------------------------|----------|-----------|-------------------------|----------|-----------|-------------------------|----------|-----------|
| | EQM (rad ²) | EE (rad) | EAM (rad) | EQM (rad ²) | EE (rad) | EAM (rad) | EQM (rad ²) | EE (rad) | EAM (rad) |
| C_1 | 0,000080 | 0,008957 | 0,001724 | 0,000370 | 0,019225 | 0,007272 | 0,000602 | 0,024527 | 0,007594 |
| C_2 | 0,000091 | 0,009547 | 0,002094 | 0,000354 | 0,018807 | 0,007153 | 0,000747 | 0,027324 | 0,008355 |
| C_3 | 0,000157 | 0,012516 | 0,002949 | 0,000385 | 0,019612 | 0,007176 | 0,000457 | 0,021374 | 0,006673 |
| C_4 | 0,000085 | 0,009191 | 0,001643 | 0,000280 | 0,016729 | 0,006331 | 0,000628 | 0,025061 | 0,007557 |
| C_5 | 0,000116 | 0,010771 | 0,001914 | 0,000355 | 0,018834 | 0,007012 | 0,000725 | 0,026930 | 0,007759 |
| C_6 | 0,000090 | 0,009510 | 0,005936 | 0,000556 | 0,023577 | 0,016916 | 0,000676 | 0,026009 | 0,018249 |
| C_7 | 0,001646 | 0,040573 | 0,000006 | 0,000972 | 0,031174 | 0,026158 | 0,001795 | 0,042367 | 0,035018 |

Tabela 10 – Erro em posição para a junta 2 - simulação.

| Con. | H-MRAC | | | MRAC | | | A-PID | | |
|-------|-------------------------|----------|-----------|-------------------------|----------|-----------|-------------------------|----------|-----------|
| | EQM (rad ²) | EE (rad) | EAM (rad) | EQM (rad ²) | EE (rad) | EAM (rad) | EQM (rad ²) | EE (rad) | EAM (rad) |
| C_1 | 0,000148 | 0,012157 | 0,002367 | 0,000551 | 0,023482 | 0,010116 | 0,000684 | 0,026148 | 0,008856 |
| C_2 | 0,000166 | 0,012877 | 0,002877 | 0,000558 | 0,023615 | 0,010329 | 0,000827 | 0,028765 | 0,009587 |
| C_3 | 0,000197 | 0,014024 | 0,002920 | 0,000551 | 0,023470 | 0,009705 | 0,000497 | 0,022299 | 0,007603 |
| C_4 | 0,000274 | 0,016547 | 0,003152 | 0,000553 | 0,023509 | 0,010190 | 0,000720 | 0,026829 | 0,008993 |
| C_5 | 0,000281 | 0,016777 | 0,002889 | 0,000282 | 0,016801 | 0,002869 | 0,000775 | 0,027836 | 0,008555 |
| C_6 | 0,000107 | 0,010323 | 0,005799 | 0,000110 | 0,010472 | 0,006156 | 0,000758 | 0,027539 | 0,019405 |
| C_7 | 0,001463 | 0,038251 | 0,033636 | 0,001475 | 0,038412 | 0,033904 | 0,002224 | 0,047162 | 0,039408 |

Nas simulações, o erro global médio foi 37,69 % maior para o MRAC e 51,01 % maior para o A-PID, quando ambos são comparados ao H-MRAC.

6.6 Considerações finais

O controlador proposto apresentou baixo erro no rastreamento de posição, quando comparado com o MRAC e o A-PID. Como esperado, o MRAC apresentou um elevado tempo, 9 s, para a convergência dos parâmetros de ajuste. Já o A-PID apresentou erros globais maiores que o H-MRAC e o MRAC. Os melhores resultados foram obtidos com o H-MRAC apresentando sua superioridade no rastreamento de posição.

7 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

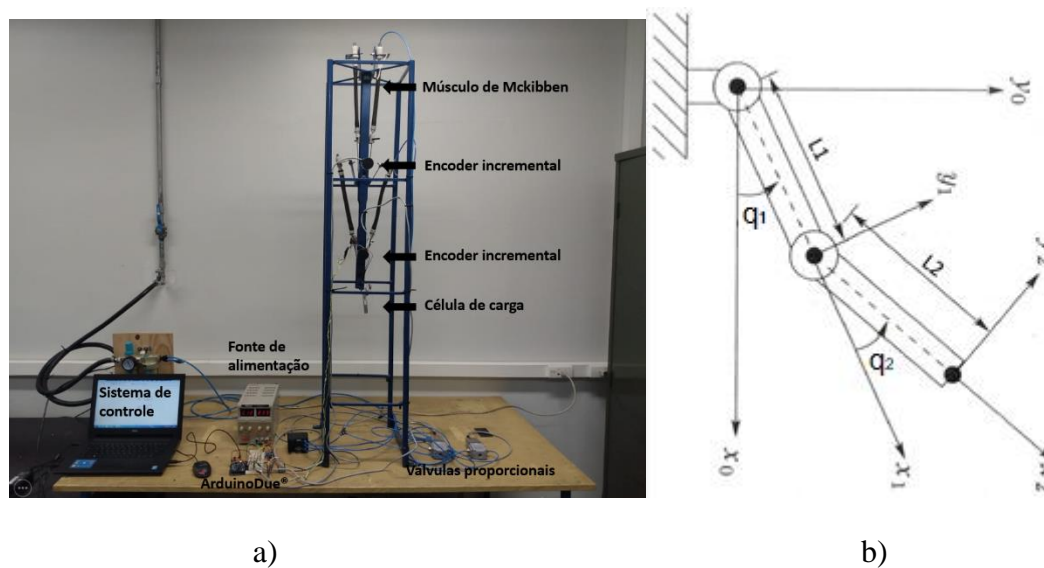
7.1 Introdução

Para validação da metodologia proposta foi projetado e manufaturado um manipulador pneumático de 2 GDL. O sistema de controle foi desenvolvido em Simulink[®] e a interface entre sensores e atuadores foi realizada através de uma placa de desenvolvimento ArduinoDue[®].

7.2 O aparato experimental

A Figura 28 apresenta o manipulador pneumático ou manipulador J2. Em seu aspecto construtivo, os músculos de McKibben na configuração agonista/antagonista impulsionam as articulações. O objetivo desse projeto é emular o comportamento do bíceps/tríceps humano, fazendo com que a articulação opere em ângulos positivos e negativos (TONIETTI e BICCHI, 2002; PUJANA-ARRESE *et al.*, 2010; YANG *et al.*, 2017; BOMFIM *et al.*, 2019; BOMFIM *et al.*, 2021 b).

Figura 28 – Manipulador J2: a) aparato experimental e b) sistema de coordenadas utilizado.

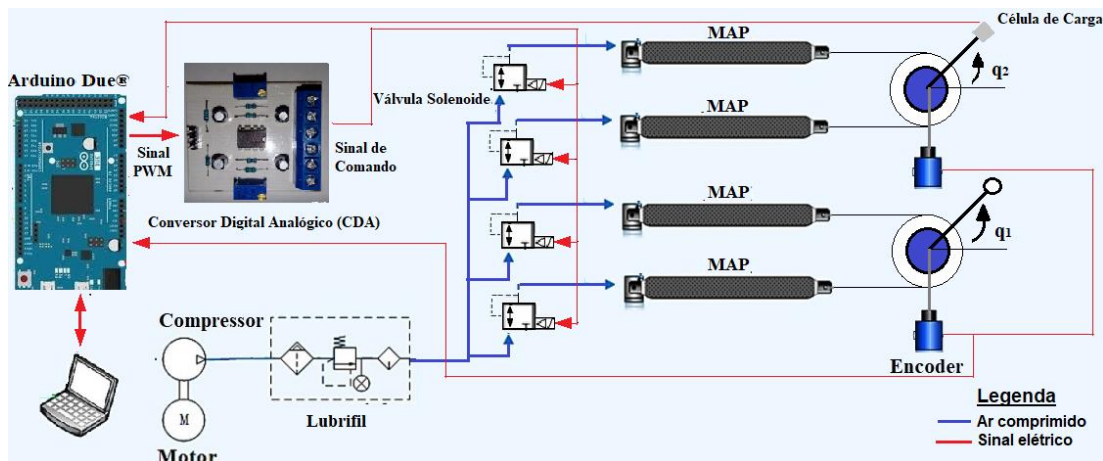


Fonte: o autor.

Para o projeto do mecanismo foi utilizada a metodologia de fabricação por perfis. Nesse método de manufatura, os elos do manipulador são construídos a partir de perfis pré-definidos, o que reduz drasticamente o peso do mecanismo (BOMFIM *et al.*, 2017 a).

A Figura 29 apresenta o esquema de conexões elétricas e pneumáticas.

Figura 29 – Esquema de conexões elétricas e pneumáticas para o manipulador J2.



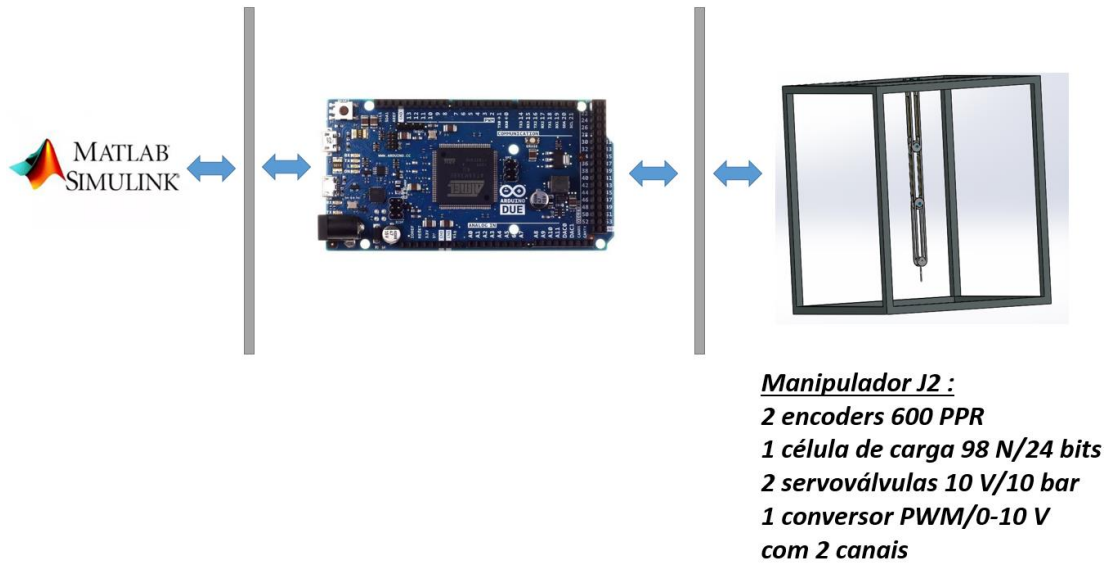
Fonte: o autor.

A Figura 30 apresenta o esquema de conexões de *hardware* para o Manipulador J2. A interface sensor/atuador foi desenvolvida a partir de uma placa de desenvolvimento ArduinoDue® (YANG *et al.*, 2017; HAO *et al.*, 2017; HOU *et al.*, 2019). O tempo de amostragem utilizado foi de 1 ms, o que foi suficiente, visto que o tempo de pico da resposta muscular está em torno de 380 ms. Nessa situação, a junta 2 se move 25 graus para um degrau de 5,00 bar. Tendo em vista que a resolução do encoder é de 600 PPR (2400 PPR operando em quadratura), a frequência de operação necessária é de 438,5965 Hz, com 1 kHz atendendo a aplicação (LIAUČIUS, 2014). A Equação (77) apresenta o cálculo da frequência de operação.

$$F_{op} = \frac{r_{es}\theta_{mo}}{360^{\circ}t_p} = 438,5965 \text{ Hz}, \quad (77)$$

em que F_{op} é a frequência de operação (Hz); θ_{mo} é o ângulo de movimento da junta ($^{\circ}$) e t_p é o tempo de pico da resposta muscular (s).

Figura 30 – Esquema de conexões de *hardware* para o manipulador J2.



Fonte: o autor.

Ressalta-se que o sistema de controle foi desenvolvido em Simulink[®]. Dessa forma, os custos de implementação de *software* foram reduzidos, tendo em vista que o Matlab[®] é amplamente difundido no ambiente acadêmico (BOMFIM *et al.*, 2017 b); BOMFIM *et al.*, 2018 b). Um sinal de comando PWM (*pulse width modulation*) é enviado a um módulo conversor digital/analógico (CDA) e um comando de 0-10 V é enviado à válvula proporcional. Os sensores são lidos através de portas de entrada digitais (encoders) e analógicas (célula de carga).

7.3 Análise metrológica

O manipulador robótico possui três sensores que são dois *encoders* incrementais com resolução de 600 PPR e uma célula de carga com resolução de 0,001 kg. Como pode ser visto no Apêndice B, o resultado da medição corresponde a soma da indicação com a incerteza de medição.

Os *encoders* são sensores digitais e a incerteza de medição corresponde ao incremento ou um pulso. Tendo em vista que os sensores operam em quadratura, a resolução será de 2400 PPR. Assim, um pulso corresponde a 0,002618 rad. A Equação (78) representa o cálculo de quantos radianos corresponde 1 pulso.

$$Pulso = \frac{2\pi rad}{2400 PPR}. \quad (78)$$

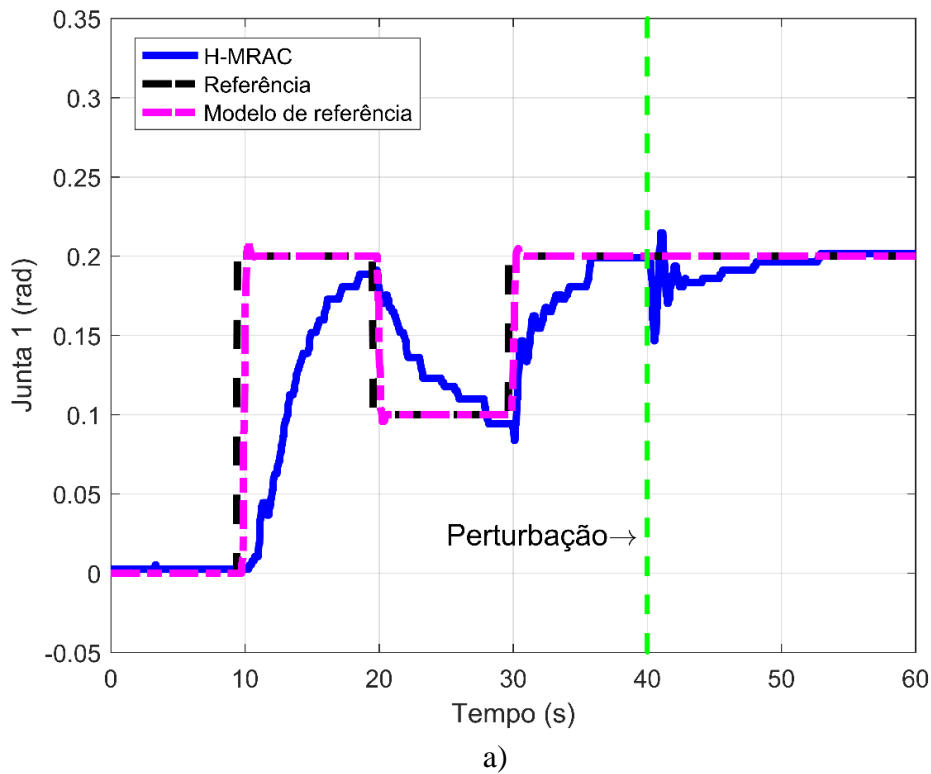
Logo, a incerteza de medição do encoder é de $\pm 0,002618$ rad. Segundo Mendes e Rosário (2020) a incerteza de medição deve ser dada com dois algarismos significativos. Dessa forma, a incerteza de medição adotada é de $\pm 0,0026$ rad.

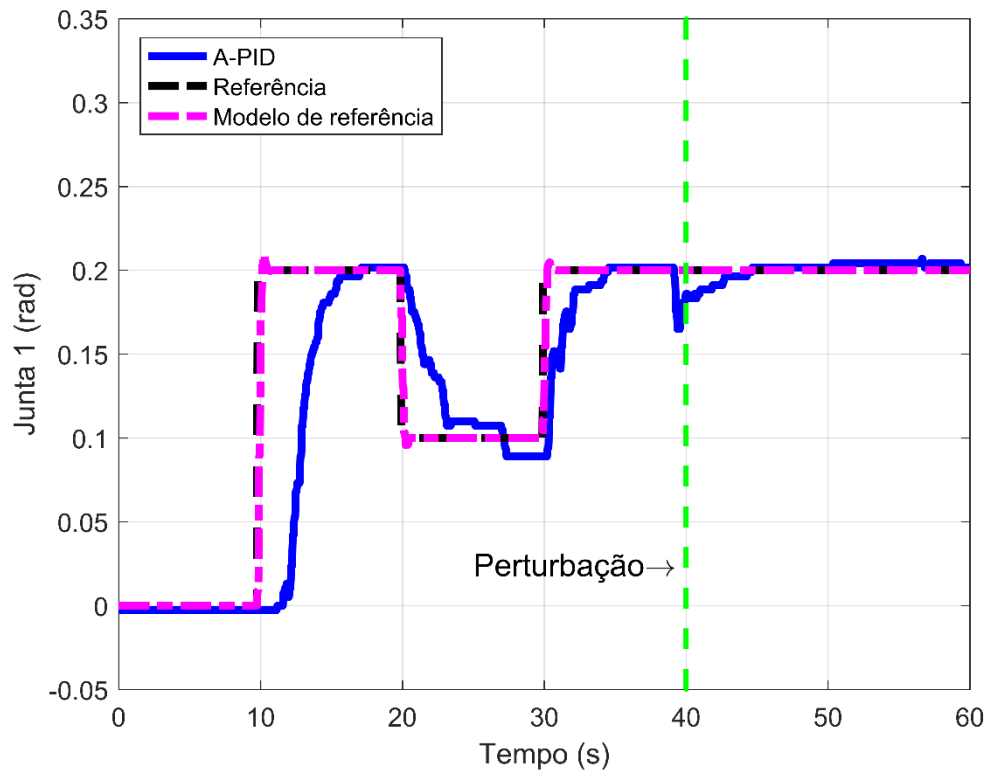
Já a incerteza de medição da célula de carga é a fornecida pelo fabricante, que corresponde a $\pm 0,0098$ N.

7.4 Resultados experimentais

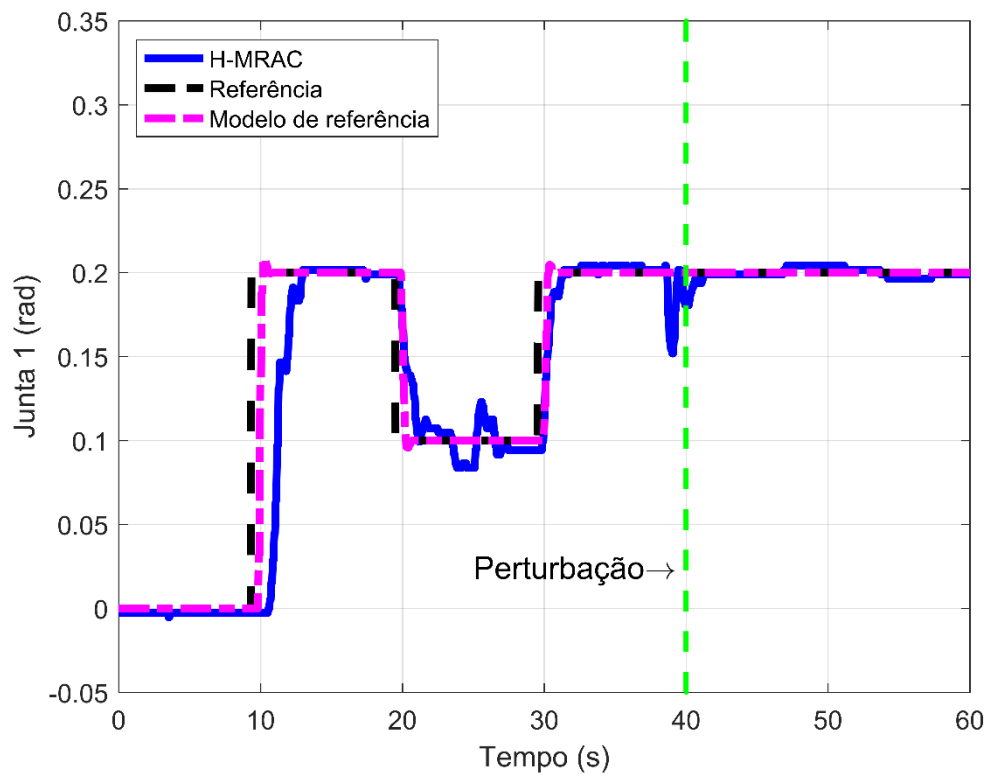
As Figuras 31 e 32 apresentam as respostas para os controladores MRAC, A-PID e H-MRAC para as juntas 1 e 2, respectivamente. A partir das figuras, pode-se observar que o comportamento dos experimentos e simulações foi análogo. O H-MRAC apresentou menor erro de rastreamento em seis condições operacionais, com o MRAC tendo um tempo de convergência maior.

Figura 31 – Resposta em posição para a junta 1. a) MRAC, b) A-PID e c) H-MRAC.





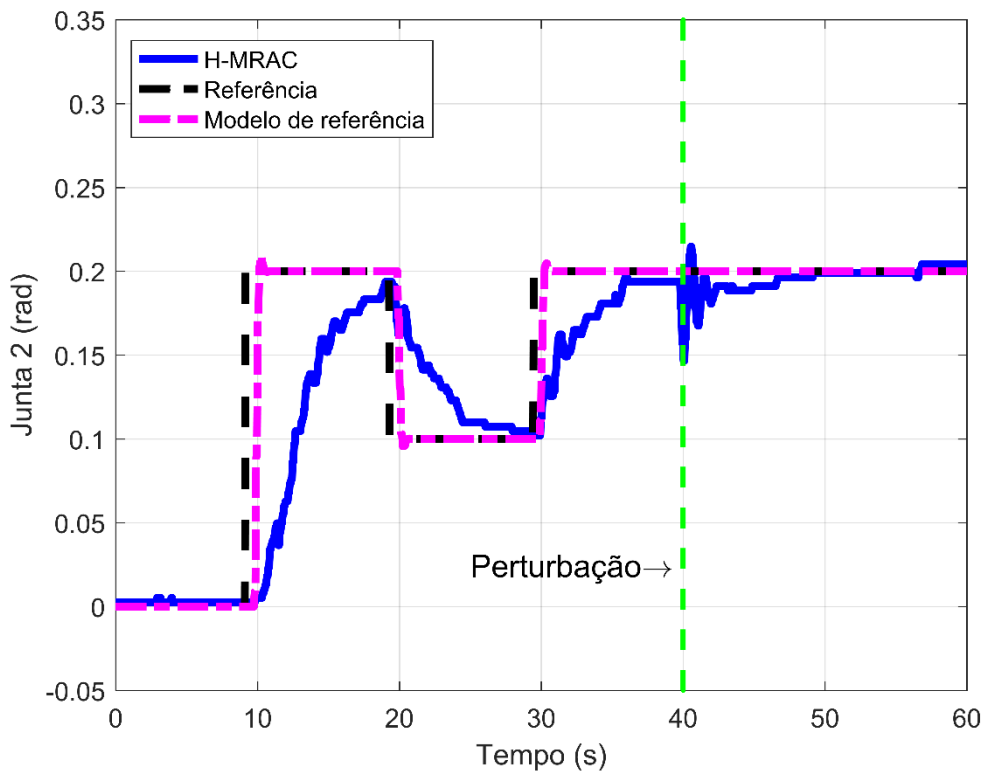
b)



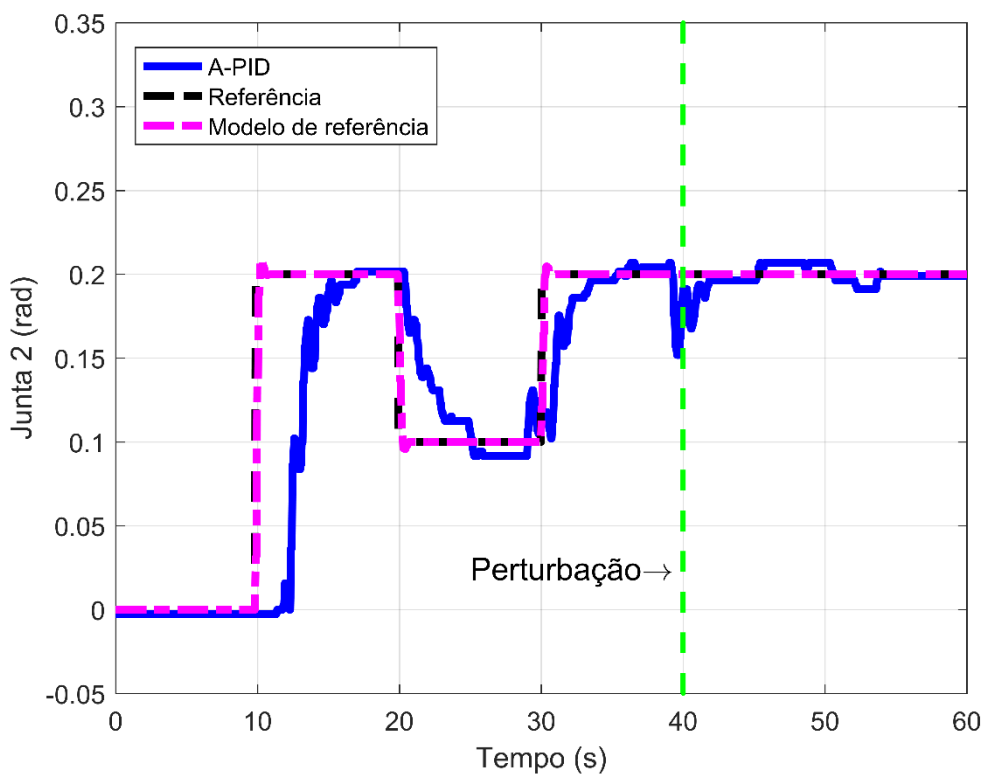
c)

Fonte: o autor.

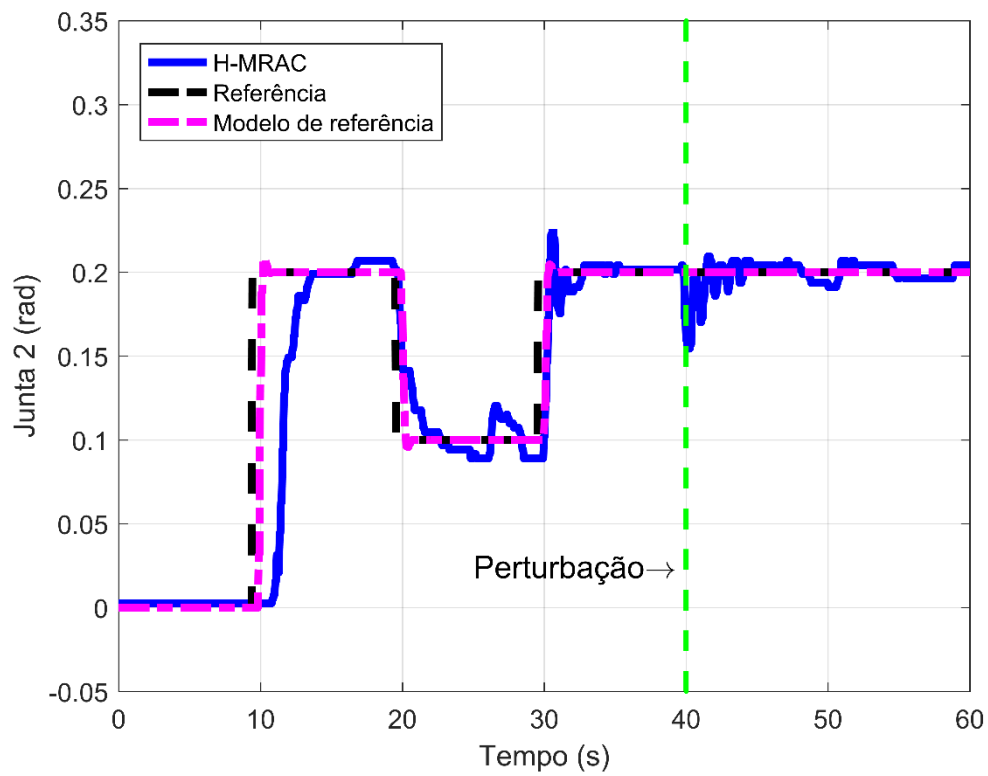
Figura 32 – Resposta em posição para a junta 2. A) MRAC, b) A-PID e c) H-MRAC.



a)



b)



c)

Fonte: o autor.

As Tabelas 11 e 12 apresentam os erros em posição para as juntas 1 e 2, respectivamente.

Tabela 11 – Erro em posição para a junta 1 - experimento.

| Con. | H-MRAC | | | MRAC | | | A-PID | | |
|-------|-------------------------|---------------------|---------------------|-------------------------|---------------------|---------------------|-------------------------|---------------------|---------------------|
| | EQM (rad ²) | EE (rad) | EAM (rad) | EQM (rad ²) | EE (rad) | EAM (rad) | EQM (rad ²) | EE (rad) | EAM (rad) |
| C_1 | $0,00175 \pm 0,00022$ | $0,0418 \pm 0,0026$ | $0,0180 \pm 0,0026$ | $0,00251 \pm 0,00026$ | $0,0501 \pm 0,0026$ | $0,0264 \pm 0,0026$ | $0,00230 \pm 0,00025$ | $0,0480 \pm 0,0026$ | $0,0203 \pm 0,0026$ |
| C_2 | $0,00460 \pm 0,00036$ | $0,0678 \pm 0,0026$ | $0,0348 \pm 0,0026$ | $0,00570 \pm 0,00040$ | $0,0755 \pm 0,0026$ | $0,0450 \pm 0,0026$ | $0,01566 \pm 0,00066$ | $0,1251 \pm 0,0026$ | $0,1023 \pm 0,0026$ |
| C_3 | $0,00114 \pm 0,00018$ | $0,0337 \pm 0,0026$ | $0,0149 \pm 0,0026$ | $0,00174 \pm 0,00022$ | $0,0417 \pm 0,0026$ | $0,0207 \pm 0,0026$ | $0,00220 \pm 0,00025$ | $0,0469 \pm 0,0026$ | $0,0196 \pm 0,0026$ |
| C_4 | $0,00133 \pm 0,00019$ | $0,0364 \pm 0,0026$ | $0,0144 \pm 0,0026$ | $0,00230 \pm 0,00025$ | $0,0479 \pm 0,0026$ | $0,0245 \pm 0,0026$ | $0,00222 \pm 0,00025$ | $0,0472 \pm 0,0026$ | $0,0197 \pm 0,0026$ |
| C_5 | $0,00150 \pm 0,00019$ | $0,0387 \pm 0,0026$ | $0,0140 \pm 0,0026$ | $0,00224 \pm 0,00025$ | $0,0473 \pm 0,0026$ | $0,0219 \pm 0,0026$ | $0,00232 \pm 0,00025$ | $0,0482 \pm 0,0026$ | $0,0163 \pm 0,0026$ |
| C_6 | $0,00240 \pm 0,00026$ | $0,0490 \pm 0,0026$ | $0,0356 \pm 0,0026$ | $0,00261 \pm 0,00027$ | $0,0511 \pm 0,0026$ | $0,3689 \pm 0,0026$ | $0,00316 \pm 0,00030$ | $0,0562 \pm 0,0026$ | $0,0396 \pm 0,0026$ |
| C_7 | $0,00220 \pm 0,00025$ | $0,0470 \pm 0,0026$ | $0,0327 \pm 0,0026$ | $0,00248 \pm 0,00026$ | $0,0498 \pm 0,0026$ | $0,0335 \pm 0,0026$ | $0,00292 \pm 0,00028$ | $0,0540 \pm 0,0026$ | $0,0356 \pm 0,0026$ |

Tabela 12 – Erro em posição para a junta 2 - experimento.

| Con. | H-MRAC | | | MRAC | | | A-PID | | |
|-------|-------------------------|-----------------|-----------------|-------------------------|-----------------|-----------------|-------------------------|-----------------|-----------------|
| | EQM (rad ²) | EE (rad) | EAM (rad) | EQM (rad ²) | EE (rad) | EAM (rad) | EQM (rad ²) | EE (rad) | EAM (rad) |
| C_1 | 0,00120 ± 0,00018 | 0,0346 ± 0,0026 | 0,0142 ± 0,0026 | 0,00198 ± 0,00023 | 0,0445 ± 0,0026 | 0,0192 ± 0,0026 | 0,00171 ± 0,00022 | 0,0413 ± 0,0026 | 0,0160 ± 0,0026 |
| C_2 | 0,00323 ± 0,00030 | 0,0568 ± 0,0026 | 0,0264 ± 0,0026 | 0,00559 ± 0,00039 | 0,0748 ± 0,0026 | 0,0437 ± 0,0026 | 0,01211 ± 0,00058 | 0,1100 ± 0,0026 | 0,0870 ± 0,0026 |
| C_3 | 0,00128 ± 0,00019 | 0,0358 ± 0,0026 | 0,0157 ± 0,0026 | 0,00214 ± 0,00024 | 0,0463 ± 0,0026 | 0,0239 ± 0,0026 | 0,00176 ± 0,00022 | 0,0420 ± 0,0026 | 0,0204 ± 0,0026 |
| C_4 | 0,00121 ± 0,00018 | 0,0348 ± 0,0026 | 0,0124 ± 0,0026 | 0,00229 ± 0,00025 | 0,0478 ± 0,0026 | 0,0247 ± 0,0026 | 0,00176 ± 0,00022 | 0,0412 ± 0,0026 | 0,0196 ± 0,0026 |
| C_5 | 0,00126 ± 0,00019 | 0,0354 ± 0,0026 | 0,0130 ± 0,0026 | 0,00216 ± 0,00024 | 0,0464 ± 0,0026 | 0,0214 ± 0,0026 | 0,00212 ± 0,00024 | 0,0461 ± 0,0026 | 0,0216 ± 0,0026 |
| C_6 | 0,00138 ± 0,00019 | 0,0371 ± 0,0026 | 0,0246 ± 0,0026 | 0,00153 ± 0,00021 | 0,0391 ± 0,0026 | 0,0263 ± 0,0026 | 0,00179 ± 0,00022 | 0,0423 ± 0,0026 | 0,0269 ± 0,0026 |
| C_7 | 0,00232 ± 0,00025 | 0,0482 ± 0,0026 | 0,0340 ± 0,0026 | 0,00234 ± 0,00039 | 0,0490 ± 0,0026 | 0,0356 ± 0,0026 | 0,00245 ± 0,00026 | 0,0495 ± 0,0026 | 0,0335 ± 0,0026 |

Nos experimentos, o erro global médio foi 37,46 % maior para o MRAC e 30,25 % maior para o A-PID, quando ambos são comparados ao H-MRAC.

Um fato observado foi a redução do erro, em simulações e experimentos, quando o coeficiente de amortecimento ou a frequência natural são aumentados no modelo de referência. O aumento do ξ implica em uma resposta mais estável e o aumento do w_n implica um tempo de subida mais rápido e ambas as características facilitam o rastreamento da posição.

7.5 Interação segura homem-robô utilizando a norma ISO/TS 15066

Com a crescente interação física homem-robô, é essencial que as máquinas tenham características complacentes e absorvam energia no caso de uma colisão catastrófica (HUBER e WOLLHERR, 2020). Em De Santis *et al.* (2008) foi desenvolvido um atlas sobre a interação física humano-robô. Segundo os autores, a interação física segura pode ser alcançada no projeto mecânico, na seleção do atuador ou no projeto da arquitetura de controle. De acordo com Rosenstrauch e Krüger (2017) a norma ISO/TS

15066 define valores máximos para força (140 N), pressão (200 N/cm²) e energia (0,49 J) durante um evento de colisão.

Para a força, a pesquisa desenvolveu um modelo em regressão linear múltipla dado pela Equação (79), com coeficiente de correlação igual a 0,9772. A equação foi levantada variando a posição do anteparo de colisão e a pressão em cada músculo.

$$F_{colisão} = -1,1466 + 1,4982Pr_{b,1} + 0,8814Pr_{b,2} - 45,3000q_1 - 4,1800q_2, \quad (79)$$

em que $F_{colisão}$ é a força de colisão no efetuador do manipulador (N).

Quando $Pr_{b,1} = Pr_{b,2} = (6,00 \pm 0,01)$ bar e $q_1 = q_2 = (0,0000 \pm 0,0026)$ rad, a força de colisão é $(7,1300 \pm 0,0098)$ N, obtendo seu valor máximo. A área de contato na colisão é de 1 cm². Assim, a pressão máxima é de $(7,1300 \pm 0,0098)$ N/cm².

Considerando que a massa do mecanismo é de $(1,300 \pm 0,001)$ kg, sua velocidade máxima linear no efetuador não pode ultrapassar $(0,5217 \pm 0,0001)$ m/s. A velocidade máxima é dimensionada a partir da Equação (80). Dessa forma, as três premissas da ISO/TS 15066 serão atendidas e o manipulador operará com segurança.

$$v_{mef} = \sqrt{\frac{E_c}{M_m}} = (0,5217 \pm 0,0001) \text{ m/s}, \quad (80)$$

em que v_{mef} é a velocidade máxima do efetuador do manipulador; E_c é a energia máxima de colisão prevista na norma (0,49 J) e M_m é a massa do manipulador $((1,300 \pm 0,001)$ kg) somada a carga máxima ou “*payload*” do mecanismo $((0,500 \pm 0,001)$ kg). A Figura 33 apresenta o manipulador pneumático, com destaque para o anteparo de colisão.

Figura 33 – Manipulador pneumático com destaque para o anteparo de colisão.



Fonte: o autor.

7.6 Considerações finais

Assim como nas simulações, os erros de rastreamento de posição foram menores para o H-MRAC, quando comparado aos demais controladores em seis condições operacionais.

Para um sinal de referência de 0,20 rad nas juntas 1 e 2 no Espaço de Configurações, foi observado um erro de 0,001 rad em cada junta. A incerteza de medição do *encoder* é de 0,0026 rad. Dessa forma, o erro observado está dentro da incerteza de medição do sensor, o que representa erro nulo em regime permanente e convergência assintótica para o sistema de controle, como provado no Capítulo 5.

Com a placa de desenvolvimento ArduinoDue[®] foi possível validar o sistema de controle com baixo custo quando comparado a plataforma LabView[®], por exemplo. Durante o período de qualificação (maio/2019) foi verificado que o custo de *hardware*

e *software* era de R\$35.000,00 para o sistema LabView®. Utilizando a placa ArduinoDue® esse custo foi reduzido para R\$100,00.

8 CONCLUSÕES E DIREÇÕES PARA PESQUISAS FUTURAS

A pesquisa atingiu o objetivo de desenvolver uma nova abordagem topológica para o controlador híbrido. À abordagem anterior, A-PID, foram adicionados os controladores derivativo e *feedforward*, o que melhorou o desempenho do sistema de controle nas métricas de erro utilizadas. A comparação com o MRAC mostrou a importância da utilização do controlador PID e a melhoria do desempenho no regime transitório.

A utilização da teoria de Lyapunov mostrou-se uma ferramenta poderosa para o projeto do H-MRAC, uma vez que a análise de estabilidade está embarcada nas etapas de síntese do controlador. Outra característica importante, é que o H-MRAC é livre de modelos, o que elimina a necessidade de levantamento de modelos fenomenológicos analíticos ou a identificação da planta. Dessa forma, foi possível garantir a estabilidade assintótica do sistema de controle durante a fase de projeto e reduzir o número de etapas de síntese.

Atualmente, a interação física entre homens e máquinas é uma realidade tanto na indústria, como em equipamentos de engenharia assistiva. Fruto disso, em 2016 foi criada a norma ISO/TS 15066 que define limites para a força, pressão e energia de interação. O sistema atendeu a todos os requisitos da norma, potencializando o seu emprego nas robóticas colaborativa e assistiva. Lembrando que a velocidade linear não pode ultrapassar $(0,522 \pm 0,001)$ m/s para uma carga útil de $(0,500 \pm 0,001)$ kg. Dessa forma, o mecanismo é capaz de manipular uma carga 38,46 % do seu peso. Isso é bem superior a capacidade de carga de manipuladores robóticos industriais. Como exemplo, pode ser citado o manipulador KUKA KR6 R 700-2, em que esse percentual é de, aproximadamente, 5,66 % apenas.

Com a utilização da plataforma Arduino® foi possível desenvolver uma interface de baixo custo entre sensores/atuadores e o Simulink®. Dessa forma, a pesquisa pode ser realizada, tendo em vista restrições financeiras sofridas por instituições de fomento à pesquisa nacionais.

Para obter maiores informações, os vídeos podem ser consultados: <https://youtu.be/WWxnWzyLPUo> (teste de rastreamento de posição) e <https://youtu.be/mlzsmPehfZQ> (teste de colisão). A Figura 31 c) representa o rastreamento de posição para o primeiro vídeo.

8.1 Sumário de contribuições

De forma sumária, seguem as principais contribuições da pesquisa.

1. Desenvolvimento de uma inédita abordagem topológica para o controlador híbrido.
2. Desenvolvimento de um músculo de McKibben de baixo custo.
3. Criação de um método para caracterização dinâmica da junta (método BLII).
4. Projeto e manufatura de um manipulador pneumático que atende a norma ISO/TS 15066.
5. Desenvolvimento de algoritmos para leitura de sensores em ambiente Simulink®.

8.2 Desdobramentos da pesquisa

Como direções para pesquisas futuras o autor prevê a utilização do mecanismo em situações em que o ser humano ocupa o mesmo envelope de trabalho da máquina. Seguem as seguintes sugestões.

1. Aplicação de outras técnicas de controle avançadas tais como as baseadas em MBC e técnicas de inteligência artificial.
2. Utilização da lei de controle proposta, bem como do mecanismo em órteses e próteses.
3. Emprego do sistema proposto em equipamentos de reabilitação e cirurgia, em que podem ser armazenados no modelo de referência padrões a serem seguidos pela pessoa enferma durante a execução de exercícios.
4. Emprego do mecanismo em tarefas colaborativas, tais como montagem, por exemplo.
5. Emprego do sistema de controle em mecanismos com mais de 2 GDL.
6. Utilização do mecanismo em ambientes com elevados campos elétrico e magnético, tais como linhas de alta tensão ou salas de fornos eletrolíticos.

8.3 Produção acadêmica relacionada ao tema proposto durante o período de doutoramento

O autor possui 13 artigos aceitos para publicação e um submetido, um pedido de patente e 2 editais de pesquisa aprovados, durante o período de doutorado, com assuntos relacionados ao mesmo, sendo um artigo Qualis A1, dois artigos Qualis A3, dois artigos Qualis A4, sete artigos publicados em congressos, bem como um capítulo de livro e um artigo em congresso internacional aceitos para publicação e não publicados devido a restrições financeiras. Tais publicações estão relacionadas abaixo:

Artigo Qualis A1:

1. BOMFIM, M. H. S.; LIMA II, E. J.; MONTEIRO, N. S. Modelling, Simulation and Implementation of a Hybrid Model Reference Adaptive Controller Applied to a Manipulator Driven by Pneumatic Artificial Muscles. **Robotica**, 2021. No prelo.

Artigos Qualis A3:

1. BOMFIM, M. H. S.; LIMA II, E. J.; MOURÃO, M. A. M. POLIBOT – Power Lines Inspection RoBOT, **Industrial Robot: An International Journal**, v. 45 Issue: 1, p. 98-109, 2018.
2. BOMFIM, M. H. S.; LIMA II, E. J.; MONTEIRO, N. S.; SENA V. A. A New Approach for Hybrid (PID + MRAC) Adaptive Controller Applied to Two-Axes McKibben Muscle Manipulator: Mechanism for Human-Robot Collaboration, **Industrial Robot: An International Journal**, 2021.

Artigos Qualis A4:

1. BOMFIM, M.H.S.; LIMA II, E.J.; ALVARES, A. J.; TOQUICA, J. S. Retrofitting of the IRB6-S2 robotic manipulator using Computer Numerical Control- based controllers, **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, v. 40, 2018.
2. BOMFIM, M. H. S.; LIMA II, E. J.; MONTEIRO, N.; DIA, A. A Novel Hybrid (PID + MRAC) Adaptive Controller for an Air Levitation System. **IEEE Latin America Transactions**, v. 100, n. 1e, 2021.

Artigos publicados em congressos:

1. BOMFIM, M.H.S.; LIMA II, E.J.; ALVARES, A. J.; TOQUICA, J. S. Retrofitting of ASEA IRB2-S6 industrial robot using numeric control technologies based on LinuxCNC and MACH3-MatLab, 2017 **IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics (ROBIO)**, Macau, 2017, p. 2148-2153.
2. BOMFIM, M.H.S.; LIMA II, E.J.; BRACARENSE, A. Q.; COELHO, F. F. Metodologia de Fabricação por Perfis Aplicada a um Manipulador Hidráulico, **9º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, Joinville, Santa Catarina, Brasil, 2017.
3. BOMFIM, M. H. S.; LIMA II, E. J. Uma Nova Metodologia para a Caracterização de Músculos de McKibben e sua Aplicação em um Manipulador Pneumático. In: **XIV Conferência Brasileira de Dinâmica, Controle e Aplicações**, USP, São Carlos, 2019.
4. SENA, V. A.; LIMA II, E. J.; BOMFIM, M. H. S. Controle de Posição de um Manipulador Robótico Atuado por Músculos de McKibben. In: **XIV Conferência Brasileira de Dinâmica, Controle e Aplicações**, USP, São Carlos, 2019.
5. BOMFIM, M. H. S.; LIMA II, E. J.; PINTO, V. M. Desenvolvimento de um Braço Robótico Acionado por Músculos Artificiais Pneumáticos. **Coletânea de Pesquisa no IFMG Campus Congonhas**, Congonhas, Minas Gerais, Brasil, 2019, p. 94-112.
6. BOMFIM, M. H. S.; LIMA II, E. J. Modelamento Fenomenológico de um Músculo de McKibben de Baixo Custo. **Anais da Sociedade Brasileira de Automática**, In: **XXIII Congresso Brasileiro de Automática (CBA 2020)**, Vol. 2, n. 1, 2020.
7. BOMFIM, M. H. S.; Lima II, E. J.; Monteiro, N. S. Uma Nova Metodologia para o Controle Adaptativo Híbrido de um Manipulador Pneumático. **Anais da Sociedade Brasileira de Automática**, In: **XXIII Congresso Brasileiro de Automática (CBA 2020)**, Vol. 2, n. 1, 2020.

Capítulo de livro aceito para publicação:

1. BOMFIM, M. H. S.; Lima II, E. J. Hybrid Control of Open Chain Mechanisms Driven by Artificial Pneumatic Muscles. **IntechOpen**, 2019.

Artigo aceito para publicação em congresso internacional:

1. BOMFIM, M. H. S.; Lima II, E. J. A Novel Methodology for Joint Modeling in Robotic Mechanisms Driven by McKibben Muscles. **7th International Conference on Robot Intelligence Technology and Applications**, 2019.

Pedido de patente:

1. Pedido número NI 124/2020 intitulado “Projeto Conceitual de um Manipulador Robótico Atuado por Músculos de McKibben”.

Projetos de pesquisa:

1. Edital ANEEL – Desenvolvimento de um Mecanismo Robótico para Inspeção de Linhas de Alta Tensão.
2. Edital FAPEMIG – Desenvolvimento de uma Metodologia de Controle Híbrida Aplicada a Mecanismos Atuados por Músculos de McKibben.

A Tabela 13 apresenta a localização em que cada publicação foi empregada:

Tabela 13 – Publicações realizadas durante o doutoramento.

| Publicação | Seção | Assunto |
|-----------------------------------|--------------------------|--|
| BOMFIM <i>et al.</i> , 2017 a) | 7.2 | Metodologia de Fabricação por Perfis |
| BOMFIM <i>et al.</i> , 2017 b) | 7.2 | Projeto de sistema de controle via Simulink® |
| BOMFIM <i>et al.</i> , 2018 a) | 4.2 | Análise dinâmica de mecanismos |
| BOMFIM <i>et al.</i> , 2018 b) | 7.2 | Projeto de sistema de controle via Simulink® |
| BOMFIM <i>et al.</i> , 2019 | 7.2 | Desenvolvimento da estrutura mecânica do manipulador |
| SENA <i>et al.</i> , 2019 | 4.2 | Análise cinemática do manipulador pneumático |
| BOMFIM e LIMA II, 2019 | 3.2; 4.3; 4.4; 5.3 e 6.2 | Metodologia BL II |
| BOMFIM <i>et al.</i> , 2020 | 1; 1.1.2; 1.6 e 2.3 | Controlador híbrido (pose e força) |
| BOMFIM e LIMA II, 2020 | 1.1.2 e 2.4 | Modelamento fenomenológico do músculo de McKibben |
| BOMFIM <i>et al.</i> , 2021 a) | 1.1.2 e 5.2 | Controlador híbrido (PID + MRAC) aplicado a um sistema de levitação a ar |
| BOMFIM <i>et al.</i> , 2021 b) | 1.1.2; 2.3; 5.3 e 7.2 | Controlador híbrido (PID + MRAC) aplicado a um manipulador pneumático |
| BOMFIM <i>et al.</i> , 2021 c) | 2.3 e 5.1 | Controlador híbrido (PID + MRAC) aplicado a um manipulador pneumático |

REFERÊNCIAS

ALBERTAZZI, A. e DE SOUSA, A. R. **Fundamentos de Metrologia científica e industrial**. 2a edição, Editora Manole, p. 462, 2018.

ANDRIKOPOULOS, G.; NIKOLAKOPOULOS, G.; MANESIS, S. Pneumatic artificial muscles: A switching Model Predictive Control approach. **Control engineering practice**, v. 21, n. 12, p. 1653-1664, 2013.

ANH, H. P. H. e AHN, K. K. Hybrid control of a pneumatic artificial muscle (PAM) robot arm using an inverse NARX fuzzy model. **Engineering Applications of Artificial Intelligence**, v. 24, n. 4, p. 697-716, 2011.

ANH, H. P. H.; VAN KIEN, C.; NAM, N. T. Advanced force control of the 2-axes PAM-based manipulator using adaptive neural networks. **Robotica**, v. 36, n. 9, p. 1333-1362, 2018.

ARNEZ-PANIAGUA, V. *et al.* Adaptive control of an actuated ankle foot orthosis for paretic patients. **Control Engineering Practice**, v. 90, p. 207-220, 2019.

Artificial muscle. **Life**, p. 87-88, 14 mar. 1960.

ASCHEMANN, H. e SCHINDELE, D. Sliding-mode control of a high-speed linear axis driven by pneumatic muscle actuators. **IEEE Transactions on Industrial Electronics**, v. 55, n. 11, p. 3855-3864, 2008.

Associação Brasileira de Normas Técnicas. **NBR 6023**: informação e documentação – referências – elaboração. Rio de Janeiro; 2002.

Associação Brasileira de Normas Técnicas. **NBR 14724**: informação e documentação – trabalhos acadêmicos – apresentação. 3. ed. Rio de Janeiro; 2011.

Associação Brasileira de Normas Técnicas. **NBR 5725**: guia para expressão da incerteza de medição. Part: 1-6, 2.ed. Rio de Janeiro, 1998.

ÅSTRÖM, Karl J. e WITTENMARK, Björn. **Adaptive control**. Courier Corporation, 2013.

BOMFIM, M. H. S.; LIMA II, E. J.; GONTIJO, R. A.; BRACARENSE, A. Q. Methodology for remanufacturing of industrial robotic manipulators using open control architecture, **2013 Fourth International Conference on Intelligent Control and Information Processing (ICICIP)**, Beijing, 2013, p. 47-52.

BOMFIM, M. H. S.; LIMA II, E. J.; BRACARENSE, A. Q.; COELHO, F. F. Metodologia de Fabricação por Perfis Aplicada a um Manipulador Hidráulico, **9º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, Joinville, Santa Catarina, Brasil, 2017.

BOMFIM, M. H. S.; LIMA II, E. J.; ALVARES, A. J.; TOQUICA, J. S. Retrofitting of ASEA IRB2-S6 industrial robot using numeric control technologies based on

LinuxCNC and MACH3-MatLab, 2017 **IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics (ROBIO)**, Macau, 2017, p. 2148-2153.

BOMFIM, M. H. S.; LIMA II, E. J.; MOURÃO, M. A. M. POLIBOT – POver Lines Inspection RoBOT, **Industrial Robot: An International Journal**, v. 45 Issue: 1, p. 98-109, 2018.

BOMFIM, M. H. S.; LIMA II, E. J.; ALVARES, A. J.; TOQUICA, J. S. Retrofitting of the IRB6-S2 robotic manipulator using Computer Numerical Control- based controllers, **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, v. 40, 2018.

BOMFIM, M. H. S.; LIMA II, E. J. Uma Nova Metodologia para a Caracterização de Músculos de McKibben e sua Aplicação em um Manipulador Pneumático. In: **XIV Conferência Brasileira de Dinâmica, Controle e Aplicações**, USP, São Carlos, 2019.

BOMFIM, M. H. S.; LIMA II, E. J.; PINTO, V. M. Desenvolvimento de um Braço Robótico Acionado por Músculos Artificiais Pneumáticos. **Coletânea de Pesquisa no IFMG Campus Congonhas**, Congonhas, Minas Gerais, Brasil, 2019, p. 94-112.

BOMFIM, M. H. S.; LIMA II, E. J.; Monteiro, N. S. Uma Nova Metodologia para o Controle Adaptativo Híbrido de um Manipulador Pneumático. In: **XXIII Congresso Brasileiro de Automática (CBA 2020)**. Anais da Sociedade Brasileira de Automática, v. 2, n. 1, 2020.

BOMFIM, M. H. S. e LIMA II, E. J. Modelamento Fenomenológico de um Músculo de McKibben de Baixo Custo. In: **XXIII Congresso Brasileiro de Automática (CBA 2020)**. Anais da Sociedade Brasileira de Automática, v. 2, n. 1, 2020.

BOMFIM, M. H. S.; LIMA II, E. J.; MONTEIRO, N.; DIA, A. A Novel Hybrid (PID + MRAC) Adaptive Controller for an Air Levitation System. **IEEE Latin America Transactions**, v. 100, n. 1e, 2021.

BOMFIM, M. H. S.; LIMA II, E. J.; MONTEIRO, N. S.; SENA V. A. A New Approach for Hybrid (PID + MRAC) Adaptive Controller Applied to Two-Axes McKibben Muscle Manipulator: Mechanism for Human-Robot Collaboration, **Industrial Robot: An International Journal**, 2021.

BOMFIM, M. H. S.; LIMA II, E. J.; MONTEIRO, N. S. Modelling, Simulation and Implementation of a Hybrid Model Reference Adaptive Controller Applied to a Manipulator Driven by Pneumatic Artificial Muscles. **Robotica**, 2021. No prelo.

BOSCARIOL, P. e ZANOTTO, V. Design of a controller for trajectory tracking for compliant mechanisms with effective vibration suppression. **Robotica**, v. 30, n. 1, p. 15-29, 2012.

CALDWELL, D. G. Natural and artificial muscle elements as robot actuators. **Mechatronics**, v. 3, n. 3, p. 269-283, 1993.

CALDWELL, D. G.; TSAGARAKIS, N.; MEDRANO-CERDA G. A. Bio-mimetic actuators: polymeric pseudo muscular actuators and pneumatic muscle actuators for biological emulation. **Mechatronics**, v. 10, n. 4-5, p. 499-530, 2000.

CALDWELL, D. G.; MEDRANO-CERDA, G. A.; GOODWIN, M. Control of pneumatic muscle actuators. **IEEE control systems**, v. 15, n. 1, p. 40-48, 2005.

CALDWELL, D. G.; TSAGARAKIS, N. G.; KOUSIDOU, S.; COSTA, N.; SARAKOGLU, I. "SOFT" EXOSKELETONS FOR UPPER AND LOWER BODY REHABILITATION—DESIGN, CONTROL AND TESTING. **International Journal of Humanoid Robotics**, v. 4, n. 3, p. 549-573, 2007.

CHEN, J.; WANG, J.; WANG, W. Robust Adaptive Control for Nonlinear Aircraft System with Uncertainties. **Applied Sciences**, v. 10, n. 12, p. 4270, 2020.

CHOU, C. P. e HANNAFORD, B. Static and Dynamic Characteristics of McKibben Pneumatic Artificial Muscles. In: **Proceedings of the 1994 IEEE International Conference on Robotics and Automation**, San Diego, CA. 1994.

CHOU, C. P. e HANNAFORD, B. Measurement and modeling of McKibben pneumatic artificial muscles. **IEEE Transactions on robotics and automation**, v. 12, n. 1, p. 90-102, 1996.

CRAIG, J. J. **Introduction to robotics: mechanics and control**. Upper Saddle River, NJ, USA: Pearson/Prentice Hall, 2005.

DAVIS, S. e CALDWELL, D. G. Pneumatic muscle actuators for humanoid applications-sensor and valve integration. In: **Humanoid Robots, 2006 6th IEEE-RAS International Conference on. IEEE**, 2006, p. 456-461.

DE SANTIS, A. *et al.* An atlas of physical human-robot interaction. **Mechanism and Machine Theory**, v. 43, n. 3, p. 253-270, 2008.

DOUMIT, M.; FAHIM, A.; MUNRO, M. Analytical modeling and experimental validation of the braided pneumatic muscle. **IEEE transactions on robotics**, v. 25, n. 6, p. 1282-1291, 2009.

DOUMIT, M. e LECLAIR, J. Development and testing of stiffness model for pneumatic artificial muscle. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 120, p. 30-41, 2017.

DUBOWSKY, S. e DESFORGES, D. T. The application of model-referenced adaptive control to robotic manipulators. **Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control**, v. 101, p. 193-200, 1979.

FAYAZI, A. *et al.* Adaptive sliding mode impedance control of single-link flexible manipulators interacting with the environment at an unknown intermediate point. **Robotica**, v. 38, n. 9, p. 1642-1664, 2020.

GAYLORD, R. H. **Fluid Actuated Motor System and Stroking Device**. U.S. Patent n. 2844126, 20 jan. 1955, 22 jul. 1958.

GASSER, T. C. e HOLZAPFEL, G. A. A rate-independent elastoplastic constitutive model for biological fiber-reinforced composites at finite strains: continuum basis, algorithmic formulation and finite element implementation. **Computational Mechanics**, v. 29, n. 4-5, p. 340-360, 2002.

GERVINI V. I., HEMERLY E. M., GOMES S. C. Controle de Robô com Um Elo Flexível usando Redes Wavelets Neurais. In **Congresso Brasileiro de Automática 2008**.

HAO, L. *et al.* Modeling and compensation control of asymmetric hysteresis in a pneumatic artificial muscle. **Journal of Intelligent Material Systems and Structures**, v. 28, n. 19, p. 2769-2780, 2017.

HEIDARZADEH, S. *et al.* A Novel Robust Model Reference Adaptive Impedance Control Scheme for an Active Transtibial Prosthesis. **Robotica**, v. 37, n. 9, p. 1562-1581, 2019.

HILL, A. V. The heat of shortening and the dynamic constants of muscle. **Proc. R. Soc. Lond. B**, v. 126, n. 843 p. 136-195, 1938.

HOROWITZ, R. e TOMIZUKA, M. An adaptive control scheme for mechanical manipulators—compensation of nonlinearity and decoupling control. **Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control**, v. 108, p. 127-135, 1986.

HOŠOVSKÝ, A. *et al.* Dynamic characterization and simulation of two-link soft robot arm with pneumatic muscles. **Mechanism and Machine Theory**, v. 103, p. 98-116, 2016.

HOU, T. *et al.* Design and experiment of a universal two-fingered hand with soft fingertips based on jamming effect. **Mechanism and Machine Theory**, v. 133, p. 706-719, 2019.

HUBER, G.; WOLLHERR, D. An online trajectory generator on SE (3) for human-robot collaboration. **Robotica**, v. 38, n. 10, p. 1756-1777, 2020.

Il muscolo artificiale. **La Tecnica Illustrata**, Milão, ano III, n. 7, p. 31-32, jul. 1960.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION (ISO). **Avaliação de Dados de Medição: Guia para a Expressão da Incerteza de Medição**, Primeira Edição Brasileira, 2003.

JIANG, X. *et al.* Static and dynamic characteristics of rehabilitation joint powered by pneumatic muscles. **Industrial Robot: An International Journal**, 2011.

KARNJANAPARICHAT, T.; PONGVUTHITHUM, R. Adaptive tracking control of multi-link robots actuated by pneumatic muscles with additive disturbances. **Robotica**, v. 35, n. 11, p. 2139, 2017.

KHALIL, H. K.; GRIZZLE, J. W. **Nonlinear systems**. Upper Saddle River, NJ: Prentice hall, 2002.

KIREÇCI, A.; TOPALBEKIROGLU, M.; EKER, I. Experimental evaluation of a model reference adaptive control for a hydraulic robot: a case study. **Robotica**, v. 21, n. 1, p. 71, 2003.

KLUTE, G. K. e HANNAFORD, B. Accounting for elastic energy storage in McKibben artificial muscle actuators. **Journal of dynamic systems, measurement, and control**, v. 122, n. 2, p. 386-388, 2000.

KLUTE, G. K.; CZERNIECKI, J. M.; HANNAFORD, B. Artificial muscles: Actuators for biorobotic systems. **The International Journal of Robotics Research**, v. 21, n. 4 p. 295-309, 2002.

KOTHERA, C. S.; JANGID, J. S. M.; WERELEY, N. M. Experimental characterization and static modeling of McKibben actuators. **Journal of Mechanical Design**, v. 131, n. 9, 2009.

LIAUČIUS, G. **Digital self-tuning control of pressure plant**. Tese de doutorado. Vilnius University, Kaunas, 2014. 48 p.

LYAPUNOV, A. M. **The general problem of the stability of motion**. Tese de doutorado. Sociedade de Matemática de Carcóvia. 1892.

MACIEJEWSKI, I.; KRZYZYNSKI, T.; MEYER, H. Modeling and vibration control of an active horizontal seat suspension with pneumatic muscles. **Journal of Vibration and Control**, v. 24, n. 24, p. 5938-5950, 2018.

MALIOTIS, G. A hybrid model reference adaptive control/computed torque control scheme for robotic manipulators. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part I: Journal of Systems and Control Engineering**, v. 205, n. 3, p. 215-221, 1991.

MENDES, A.; ROSÁRIO, P. P. N. **Metrologia e Incerteza de Medição**. Editora LTC, 2020.

MEYERS, R. A. **Encyclopedia of Physical Science and Technology**. Third Edition, p. 697-722, 2001.

MOONEY, M. A theory of large elastic deformation. **Journal of applied physics**, v. 11, n. 9, p. 582-592, 1940.

MOREIRA, E. R. **Análise da Confiabilidade de um Músculo de McKibben**. Trabalho de conclusão de curso de graduação. Instituto Federal de Minas Gerais, Congonhas, MG, 2020. 48 p.

NICOSIA, S. e TOMEI, P. Model reference adaptive control algorithms for industrial robots. **Automatica**, v. 20, n. 5, p. 635-644, 1984.

NIKU, S. B. **Introduction to robotics: analysis, control, applications**. John Wiley & Sons, 2020.

PARK, N. *et al.* Robust vibration/force control of a 2 DOF arm having one flexible link with artificial pneumatic actuators. **Journal of Vibration and Control**, v. 8, n. 3, p. 405-423, 2002.

PAYNTER, H. M.; JUAREZ, J. M. Thermodynamic treatment of tug-&-twist technology. 2. Thermodynamic twistor design. In: **1999 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (Cat. No. 99TH8399)**. IEEE, 1999, p. 826-829.

PUJANA-ARRESE, A. *et al.* Modelling in Modelica and position control of a 1-DoF set-up powered by pneumatic muscles. **Mechatronics**, v. 20, n. 5, p. 535-552, 2010.

RABINOWICZ, E. **Dry friction**. Standard Handbook of Lubrication Engineering. New York: McGraw-Hill Book Company, 1968.

REYNOLDS, D. B.; REPPERGER, D. W.; PHILLIPS, C. A.; BANDRY, G. Modeling the dynamic characteristics of pneumatic muscle. **Annals of biomedical engineering**, v. 31, n. 3, p. 310-317, 2003.

ROSENSTRAUCH, M. J. e KRÜGER, J. Safe human-robot-collaboration-introduction and experiment using ISO/TS 15066. In: **2017 3rd International conference on control, automation and robotics (ICCAR)**. IEEE, 2017, p. 740-744.

SCAFF, W. **Precisão em posicionamento de manipulador não condutor acionado por músculos artificiais pneumáticos**. Dissertação de mestrado. Universidade de São Paulo, São Paulo, SP, 2015. 192 p.

SCHULTE, H. F. e PEARSON, J. R. **Characteristics of the braided fluid actuator**. Report at Department of Physics Medicine and Rehabilitation, the University of Michigan, Ann Arbor, MI, 1961.

SENA, V. A.; LIMA II, E. J.; BOMFIM, M. H. S. Controle de Posição de um Manipulador Robótico Atuado por Músculos de McKibben. In: **XIV Conferência Brasileira de Dinâmica, Controle e Aplicações**, USP, São Carlos, 2019.

SERAJI, H. Adaptive control of robotic manipulators. In: **26th IEEE Conference on Decision and Control**, IEEE, 1987, p. 599-602.

SERRES, J. L. *et al.* Characterisation of a phenomenological model for commercial pneumatic muscle actuators. **Computer methods in biomechanics and biomedical engineering**, v. 12, n. 4, p. 423-430, 2009.

SERRES, J. L. *et al.* Characterisation of a pneumatic muscle test station with two dynamic plants in cascade. **Computer methods in biomechanics and biomedical engineering**, v. 13, n. 1, p. 11-18, 2010.

SHEN, X. Nonlinear model-based control of pneumatic artificial muscle servo systems. **Control Engineering Practice**, v. 18, n. 3, p. 311-317, 2010.

SICILIANO, B. *et al.* **Robotics: modelling, planning and control**. Springer Science & Business Media, 2010.

SOBSZYK S., M. R., PERONDI, E. A., CUNHA, M. A. B. A Continuous Approximation of the LuGre Friction Model. **20th International Congress of Mechanical Engineering**, 2009.

SPONG, M. W.; HUTCHINSON, S.; VIDYASAGAR, M. **Robot modeling and control**. John Wiley & Sons, 2020.

STOLARSKI, T. A. **Tribology in Machine Design**. Elsevier, Amsterdam, 1999.

THANH, T. D. C.; AHN, K. K. Nonlinear PID control to improve the control performance of 2 axes pneumatic artificial muscle manipulator using neural network. **Mechatronics**, v. 16, n. 9, p. 577-587, 2006.

TJAHYONO, A. P. *et al.* A five-fingered hand exoskeleton driven by pneumatic artificial muscles with novel polypyrrole sensors. **Industrial Robot: An International Journal**, 2013.

TONDU, B. e LOPEZ, P. The McKibben muscle and its use in actuating robot-arms showing similarities with human arm behaviour. **Industrial Robot: An International Journal**, 1997.

TONDU, B. e LOPEZ, P. Modeling and control of McKibben artificial muscle robot actuators. **IEEE control systems**, v. 20, n. 2, p. 15-38, 2000.

TONDU, B. Modelling of the McKibben artificial muscle: A review. **Journal of Intelligent Material Systems and Structures**, v. 23, n. 3, p. 225-253, 2012.

TONIETTI, G. e BICCHI, A. Adaptive simultaneous position and stiffness control for a soft robot arm. In: **IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems**. IEEE, 2002. p. 1992-1997.

TRELOAR, L. R. G. **The physics of rubber elasticity**. Oxford University Press, USA, 1975.

YANG, H. *et al.* Research on PSA-MFAC for a novel bionic elbow joint system actuated by pneumatic artificial muscles. **Journal of Mechanical Science and Technology**, v. 31, n. 7, p. 3519-3529, 2017.

VO-MINH, T.; TJAHOJOWIDODO, H. R. T.; VAN BRUSSEL, H. A new approach to modeling hysteresis in a pneumatic artificial muscle using the Maxwell-slip model. **IEEE/ASME Transactions on Mechatronics**, v. 16, n. 1, p. 177-186, 2011.

WEI, B. Adaptive control design and stability analysis of robotic manipulators. In: **Actuators**. Multidisciplinary Digital Publishing Institute, 2018. p. 89.

WEI, B. A Tutorial on Robust Control, Adaptive Control and Robust Adaptive Control—Application to Robotic Manipulators. **Inventions**, v. 4, n. 3, p. 49, 2019.

WHITAKER, H. P.; YAMRON, J.; KEZER, A. **Design of model-reference adaptive control systems for aircraft**. Massachusetts Institute of Technology, Instrumentation Laboratory, 1958.

ZHANG, D. e WEI, B. Design, analysis and modelling of a hybrid controller for serial robotic manipulators. **Robotica**, v. 35, n. 9, p. 1888, 2017.

ZHANG, Z. e PHILEN, M. Pressurized Artificial Muscles. **Journal of Intelligent Material Systems and Structures**, p. 255-268, 2012.

ZHAO, X.; ZI, B.; QIAN, L. Design, analysis, and control of a cable-driven parallel platform with a pneumatic muscle active support. **Robotica**, v. 35, n. 11, p. 744–765, 2017.

APÊNDICE A – Dedução da equação geral para \ddot{e}

A equação diferencial que descreve o comportamento fenomenológico da planta e da lei de controle, presente em (32) e (30), podem ser rescritas através de:

$$s^2Y + a_1sY + a_2Y = b(\theta_1U_c - s\theta_2Y - \theta_3Y). \quad (\text{A.1})$$

Cabe ressaltar que o domínio da frequência complexa ou de Laplace pode ser utilizado, pois, o controlador é linear. Resolvendo as multiplicações para (A.1), chega-se às Equações (A.2) e (A.3).

$$s^2Y + a_1sY + a_2Y - b\theta_1U_c + bs\theta_2Y + b\theta_3Y = 0, \quad (\text{A.2})$$

$$s^2Y + sY(a_1 + b\theta_2) + Y(a_2 + b\theta_3) = b\theta_1U_c. \quad (\text{A.3})$$

Rearranjando (31) a Equação (A.4) é obtida.

$$(s^2 + a_{1m}s + a_{2m})Y_m = b_mU_c. \quad (\text{A.4})$$

Rearranjando a partir da Equação do erro (33), obtêm-se:

$$(s^2 + a_{1m}s + a_{2m})(Y - E) = b_mU_c. \quad (\text{A.5})$$

Resolvendo as multiplicações chega-se às Equações (A.6), (A.7) e (A.8).

$$s^2Y + a_{1m}sY + a_{2m}Y - s^2E - a_{1m}sE - a_{2m}E = b_mU_c, \quad (\text{A.6})$$

$$-E(s^2 + a_{1m}s + a_{2m}) = -s^2Y - a_{1m}sY - a_{2m}Y + b_mU_c, \quad (\text{A.7})$$

$$(s^2 + a_{1m}s + a_{2m})E = (a_{1m}s + a_{2m})Y + s^2Y - b_mU_c. \quad (\text{A.8})$$

A partir de (A.8), pode-se obter uma equação para s^2Y , o que é expresso em (A.9).

$$s^2Y = bU - a_1sY - a_2Y = b(\theta_1U_c - s\theta_2Y - \theta_3Y) - a_1sY - a_2Y = b\theta_1U_c - bs\theta_2Y - b\theta_3Y - a_1sY - a_2Y. \quad (\text{A.9})$$

Substituindo s^2Y em (A.9).

$$(s^2 + a_{1m}s + a_{2m})E = a_{1m}sY + a_{2m}Y + b\theta_1U_c - bs\theta_2Y - b\theta_3Y - a_1sY - a_2Y - b_mU_c, \quad (\text{A.10})$$

$$(s^2 + a_{1m}s + a_{2m})E = ((a_{1m} - b\theta_2 - a_1)s + (a_{2m} - b\theta_3 - a_2))Y + (b\theta_1 - b_m)U_c. \quad (\text{A.11})$$

Caso,

$$a_1 + b\theta_2 = a_{1m} \text{ e } a_2 + b\theta_3 = a_{2m} \text{ e } b\theta_1 = b_m.$$

Então:

$$(s^2 + a_{1m}s + a_{2m})E = 0, \quad (\text{A.12})$$

$$\ddot{e} + a_{1m}\dot{e} + a_{2m}e = 0. \quad (\text{A.13})$$

A Equação (A.14) representa a equação geral para \ddot{e} :

$$\ddot{e} = -a_{1m}\dot{e} - a_{2m}e - (a_1 + b\theta_2 - a_{1m})\dot{y} - (a_2 - a_{2m} + b\theta_3)y + (b\theta_1 - b_m)u_c. \quad (\text{A.14})$$

APÊNDICE B – Análise metrológica e de incertezas de medição

Para a validação do protótipo de pesquisa e a realização dos testes, muitos dados experimentais foram obtidos. As grandezas comprimento, pressão, temperatura e força fornecem uma indicação em relação as grandezas investigadas. Dessa forma, é necessário determinar as incertezas de medição inerentes a cada sensor.

O resultado de uma medição é dado pela soma de um resultado base a uma incerteza de medição. O resultado base é definido como o valor central da faixa do resultado de medição e a incerteza de medição está relacionada com a incerteza ou dúvida presente no resultado de medição. A dúvida é decorrente de vários componentes de erro que agem no processo de medição.

Segundo Albertazzi e de Sousa (2018), a incerteza de medição é o parâmetro associado ao resultado de uma medição que caracteriza a dispersão de valores que podem ser fundamentalmente atribuídos ao mensurando. Erro de medição é definido como a diferença entre o valor indicado pelo sistema de medição e o valor verdadeiro, sendo dado pela Equação (B.1).

$$E = I - VV, \quad (\text{B.1})$$

em que E é o erro de medição; I é a indicação e VV é o valor verdadeiro.

O erro é composto pela soma do erro sistemático com o erro aleatório. O erro sistemático pode ser compensado por ser uma parcela previsível, porém o erro aleatório é imprevisível e responsável pela variação do resultado de medição em medidas repetidas. Quando medidas repetidas são realizadas e o valor verdadeiro do mensurando é bem conhecido, é possível estimar o erro aleatório, sendo esta estimativa denominada tendência. A tendência pode ser definida pela Equação (B.2).

$$T_d = \bar{I} - VVC, \quad (\text{B.2})$$

em que T_d é a tendência; \bar{I} é a média de um número finito de indicações e VVC é o valor verdadeiro convencional do mensurando.

A tendência não possui o mesmo valor do erro sistemático, desta forma, é gerada a

incerteza da tendência. A correção desta incerteza gerada é dada pela Equação (B.3).

$$C = -T_d, \quad (\text{B.3})$$

em que C é a correção.

Dessa forma, a indicação corrigida é obtida pela soma da indicação e correção. A parcela imprevisível do erro aleatório é definida pela Equação (B.4).

$$Ea_i = I_i - \bar{I}, \quad (\text{B.4})$$

em que Ea_i é o erro aleatório da i -ésima indicação; I_i é a i -ésima indicação e \bar{I} é a média das indicações.

Quando as variáveis aleatórias são combinadas, o seu comportamento resultante se aproxima do comportamento de uma distribuição normal ou gaussiana. Dessa forma, é possível caracterizar quantitativamente a intensidade da componente aleatória do erro de medição através da associação do desvio padrão de uma distribuição normal ou gaussiana, ao erro de medição. Assim, o desvio padrão do erro aleatório de medição é denominado incerteza padrão ip , sendo determinada pela Equação (B.5).

$$ip = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (I_i - \bar{I})^2}{nm-1}}, \quad (\text{B.5})$$

em que ip é a incerteza padrão e nm é o número de medições repetidas efetuadas.

A incerteza padrão está intimamente relacionada ao número de graus de liberdade com a qual esta foi determinada. O número de graus de liberdade é representado pela letra grega ν e reflete o grau de segurança que a estimativa do desvio padrão é conhecido, sendo determinado pela Equação (B.6).

$$\nu = nm - 1, \quad (\text{B.6})$$

em que ν é o número de graus de liberdade.

Obtendo-se a incerteza padrão, pode-se calcular a repetitividade, outro parâmetro associado ao erro aleatório. A repetitividade é dada pela Equação (B.7).

$$Re = \pm t \cdot ip, \quad (B.7)$$

em que Re é a repetitividade e t é o coeficiente *t student*.

A Equação (B.7) mostra que a repetitividade é a metade do valor da largura da faixa simétrica em torno de zero, onde para uma determinada probabilidade, o erro aleatório é esperado.

Segundo Albertazzi e de Sousa (2018), o erro aleatório das médias é menor que o erro aleatório das indicações individuais. Dessa forma, se forem consideradas as médias das indicações, é possível reduzir o efeito da imprevisibilidade do erro aleatório. O desvio padrão da média é apresentado na Equação (B.8).

$$\sigma_{\bar{x}} = \frac{\sigma x}{\sqrt{ni}}, \quad (B.8)$$

em que $\sigma_{\bar{x}}$ é o desvio padrão da média de “n” indivíduos; σx é o desvio padrão dos indivíduos e ni é o número de indivíduos.

De forma análoga, conclui-se que se o desvio padrão das médias torna-se reduzido, a incerteza padrão da média e a repetitividade da média tornam-se reduzidos e podem ser obtidas pela Equação (B.9).

$$ip_{\bar{i}} = \frac{ip}{\sqrt{nr}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (I_i - \bar{I})^2}{nr(nr-1)}}, \quad (B.9)$$

em que $ip_{\bar{i}}$ é a incerteza padrão da média das “n” medições repetidas e nr é o número de medições repetidas efetuadas.

Dessa forma, a repetitividade é dada pela Equação (B.10).

$$Re = \frac{Re_{\bar{i}}}{\sqrt{nr}} = \frac{t \cdot ip}{\sqrt{nr}}, \quad (B.10)$$

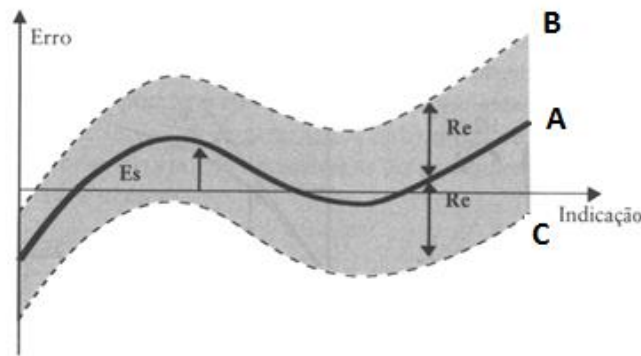
em que $Re_{\bar{i}}$ é a repetitividade da média de “n” indicações de medições repetidas.

Através das equações (B.8), (B.9) e (B.10), pode-se perceber que o aumento do número de medições reduz a parcela do erro aleatório, porém um grande aumento pode tornar o experimento economicamente inviável.

Os valores do erro aleatório e erro sistemático não são constantes durante toda faixa de indicação de um sistema de medição. Desta forma, é conveniente que a repetitividade e a tendência sejam determinadas em diferentes faixas de medição.

O gráfico que representa a distribuição dos erros sistemáticos e aleatórios ao longo da faixa de medição é denominado curva de erros (ALBERTAZZI e DE SOUSA, 2018). A curva de erros é composta pela linha central que contém os valores da tendência (A); a linha superior (B), onde o limite superior da faixa que contém os erros, obtido pela soma da tendência com a repetitividade; e a linha inferior (C), representando o limite inferior da faixa que contém erros, obtido pela subtração da repetitividade e da tendência. A Figura 34 apresenta a curva de erros.

Figura 34 – Curvas de erros.



Fonte: ALBERTAZZI e DE SOUSA, 2018.

O erro máximo é definido como o erro que possui o maior valor absoluto que pode ser cometido pelo sistema de medição nas condições em que foi avaliado.

Para estimar corretamente o resultado da medição, é necessário realizar a avaliação de todas as fontes de incerteza do processo, quantificar as influências e combiná-las. Em algumas situações, é possível estimar a incerteza do processo de medição de forma que apenas uma fonte de incerteza prevaleça. Esta incerteza é denominada incerteza dominante (ALBERTAZZI e DE SOUSA, 2018). Caso uma fonte de incerteza seja dez vezes mais intensa que as demais, essa pode ser considerada dominante e as demais podem ser consideradas insignificantes. Dessa forma, o resultado da medição poder ser expresso pela Equação (B.11).

$$RM = I + C \pm Re, \quad (\text{B.11})$$

em que RM é o resultado da medição.

Caso o número de repetições da medição seja alto, o resultado da medição é expresso pela Equação (B.12).

$$RM = I + C \pm \frac{Re}{\sqrt{nr}}. \quad (\text{B.12})$$

Nas situações em que não é possível compensar o erro aleatório, devido à falta de informações, e sendo conhecido apenas o erro máximo, o resultado da medição é dado pela Equação (B.13).

$$RM = I \pm E_{m\acute{a}x}, \quad (\text{B.13})$$

em que $E_{m\acute{a}x}$ é o erro máximo do sistema de medição.

Para o resultado de medição em que ocorrem várias fontes de incerteza, cada fonte de incerteza deve ser analisada separadamente, calculando-se sua correção. Posteriormente, deve ser calculada a correção combinada (C_c), a incerteza combinada (I_c) e o número de graus de liberdade resultante, para que a incerteza da medição denominada incerteza expandida (I_e) seja determinada. A correção combinada é obtida pela Equação (B.14).

$$C_c = C_1 + C_2 + C_3 + \dots + C_i, \quad (\text{B.14})$$

em que C_c é a correção combinada e C_i é a correção da i -ésima fonte de incerteza.

A incerteza combinada é definida como o desvio padrão resultante da ação combinada das componentes aleatórias de todas as fontes de incerteza que afetam um processo de medição, sendo obtido pela Equação (B.15).

$$I_c^2 = I_1^2 + I_2^2 + I_3^2 + \dots + I_i^2, \quad (\text{B.15})$$

em que I_c é a incerteza combinada e I_i é a incerteza padrão da i -ésima fonte de incerteza.

Para a determinação do número de graus de liberdade equivalente, ν_{ef} , utiliza-se a

Equação (B.16).

$$\frac{I_c^4}{\nu_{ef}} = \frac{I_1^4}{\nu_1} + \frac{I_2^4}{\nu_2} + \dots + \frac{I_n^4}{\nu_n}, \quad (\text{B.16})$$

em que ν_i é o número de graus de liberdade da i -ésima fonte de incerteza.

A incerteza combinada pode ser definida como a correspondência do desvio padrão da ação conjunta de todas as fontes de incerteza. A repetitividade de todas as fontes de incerteza é denominada incerteza expandida, sendo determinada como o produto da incerteza combinada pelo coeficiente t de *Student*. Dessa forma, a Equação (B.17) define a incerteza expandida.

$$I_e = t \cdot I_c. \quad (\text{B.17})$$

O resultado da medição, sob a ação de várias fontes de incerteza pode então ser fornecido pela Equação (B.18).

$$RM = \bar{I} + C_c \pm I_e. \quad (\text{B.18})$$