CEFET/RJ
DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

ANÁLISE DE DESEMPENHO DE ATUADORES COM MEMÓRIA DE FORMA

Marina Castro dos Santos

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais, Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do grau de mestre.

Orientadores:
Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco
Marcelo Amorim Savi

Rio de Janeiro,

Fevereiro de 2024

Análise de desempenho de atuadores com memória de forma

Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais, Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ.

Marina Castro dos Santos

Aprovada por:

Presidente, Prof. Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco, D.Sc. (orientador)

Prof. Marcelo Amorim Savi, D.Sc. (orientador)

Prof. Lucas Lisbôa Vignoli, D.Sc.

Prof. Aline Souza de Paula, D.Sc.

Rio de Janeiro,

Fevereiro de 2024

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Central do CEFET/RJ

S237 Santos, Marina Castro dos
Análise de desempenho de atuadores com memória de forma / Marina Castro dos Santos. — 2024.
77f. : il. color. , enc.

Dissertação (Mestrado) Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, 2024.
Bibliografia : f. 73-77
Orientador: Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco
Coorientador: Marcelo Amorim Savi

1. Ligas com memória de forma. 2. Análise numérica. 3. Atuadores - Análise. 4. Engenharia mecânica. I. Pacheco, Pedro Manuel Calas Lopes (Orient.). II. Savi, Marcelo Amorim (Coorient.). III. Título.

CDD 620.16

Elaborada pela bibliotecária Tania Mello – CRB/7 nº 5507/04

DEDICATÓRIA

Dedico à Letícia e minha família.

AGRADECIMENTOS

Gostaria de agradecer à Coordenadoria do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais pela formação para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Aos meus orientadores, Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco e Marcelo Amorim Savi, por toda disponibilidade de tempo, orientação, paciência, confiança e compreensão, principalmente durante o período conturbado que tivemos de pandemia.

Ao Professor e amigo Sérgio de Almeida Oliveira pelos esclarecimentos detalhados e incentivo.

À Secretaria do CEFET/RJ, por toda disponibilidade e informações precisas passadas ao longo desse período.

À minha família, por todo apoio nessa jornada e principalmente à Letícia de Gusmão Almeida Xavier por toda paciência, suporte e incentivo.

Ao grupo do LASEI, por formar um ótimo ambiente de trabalho, especialmente ao Brenno Duarte e Arthur Adeodato do Departamento de Mecânica.

RESUMO

Análise de desempenho de atuadores com memória de forma

As ligas com memória de forma (SMAs) são estudadas desde a década de 60, sendo excelentes candidatas a serem usadas como atuadores devido a sua boa relação entre potência desenvolvida, curso de atuação e peso da estrutura. O presente trabalho tem como objetivo apresentar uma análise sistemática de atuadores unidimensionais, avaliando suas características essenciais: força, curso, tempo de resposta e potência requerida para atuação. O comportamento termomecânico das SMAs é descrito considerando um modelo com cinética polinomial de transformação de fase. Além disso, considera-se a equação da energia para descrever o processo de troca de calor. Simulações numéricas são realizadas para analisar e comparar o comportamento de atuadores de SMA do tipo fio e do tipo mola helicoidal. Os resultados numéricos mostram as principais diferenças dos atuadores, servindo de base para decisão de futuros projetos que envolvam atuadores de SMA. A análise quantitativa mostra que atuadores do tipo mola podem desenvolver cursos de cerca de 10 supeiores aos do tipo fio enquanto os atuadores do tipo fio podem desenvolver forças de atuação até 40 vezes superiores que os do tipo mola.

Palavras-chave: ligas com memória de forma, atuadores, modelagem, fio, mola

Rio de Janeiro,

Fevereiro de 2024

ABSTRACT

Performance analysis of shape memory actuators

Shape memory alloys (SMAs) have been studied since the 1960s and are excellent candidates for use as actuators due to their good relationship between developed power, actuation stroke and structure weight. The present work aims to present a systematic analysis of one-dimensional actuators, evaluating their essential characteristics: force, stroke, response time and actuation required power. The thermomechanical behavior of SMAs is described by a model with polynomial phase transformation kinetics. Besides, energy equation is considered to treat heat exchange processes. Numerical simulations are performed to analyze and compare the behavior of wire-type and helical spring-type SMA actuators. Numerical results show the main differences of the actuators, serving as a basis for decision on future design involving SMA actuators. The quantitative analysis shows that spring-type actuators can develop strokes around 10 times greater than those of the wire-type while wire-type actuators can develop actuation forces around 40 times greater than those of the spring-type.

Key-words:shape memory alloys, actuators, modeling, wire, spring

Rio de Janeiro,

Fevereiro de 2024

Sumário

I Introdução **1**

II Revisão de Literatura **3**

III Comportamento Fenomenológico das Ligas com Memória de Forma **10**

III.1 Pseudoelasticidade 13

III.2 Efeito memória de forma 14

III.3 Sublaços internos devido a transformações incompletas de fase 14

III.4 Efeito TRIP 15

III.5 Modelos constitutivos para ligas com memória de forma 16

III.6 Modelo constitutivo 17

IV Atuadores com memória de forma **24**

IV.1 Modelagem de Atuadores com Memória de Forma 24

IV.2 Problema Térmico 25

IV.3 Problema Mecânico 28

IV.4 Problema de Transformação de Fase 33

IV.5 Procedimento Numérico 33

V Resultados **37**

V.1 Calibração do modelo 37

V.2 Elementos de SMA do tipo fio e do tipo mola 42

V.2.1 Elemento de SMA do tipo fio 42

V.2.2 Elemento de SMA do tipo mola 49

V.3 Comparação dos atuadores 55

VI Conclusões **62**

Referências **64**

Lista de Figuras

II.1 Mini atuadores de SMA do tipo mola Nespoli *et al* (2010). 4

II.2 Aparato experimental Meier *et al* (2013). 6

II.3 Exoesqueleto de cotovelo flexível Copaci *et al* (2020). 7

II.4 Experimento de fluxo zero Osorio Salazar *et al* (2021). 8

III.1 Esquema do efeito de memória de forma de um SMA mostrando a demaclagem do material com uma tensão aplicada (Lagoudas 2008). 12

III.2 Esquema do efeito de memória de forma de um SMA mostrando o descarregamento e o subsequente aquecimento sem carga (Lagoudas 2008). 12

III.3 Efeito pseudoelástico (Savi, 2006). 13

III.4 Efeito memória de forma (Savi, 2006). 14

III.5 Sublaços devidos a transformação de fase incompleta (Mitura e Rusinek, 2018). 15

III.6 Efeito TRIP (Oliveira *et al*, 2018). 16

III.7 Tensões críticas para a transformação ou conversão das variantes martensíticas como função da temperatura. (a) para altas temperaturas e (b) para baixas temperaturas (Adeodato *et al* 2022). 18

IV.1 Representação esquemática de um atuador linear do tipo peso morto atuado por um elemento de SMA 24

IV.2 Esquema de de simplificação da convecção sobre o elemento de mola. 26

IV.3 Diagrama de corpo livre do atuador associado à configuração de peso morto. 28

IV.4 Mola helicoidal, carregamento externo e seus esforços internos (Pereira 2009). 30

IV.5 Distribuição de transformação de fase na mola de SMA baseada na hipótese de tensão de cisalhamento homogênea e distribuições de transformação de fase (Aguiar *et al* 2010). 31

V.1 Calibração do modelo numérico experimental: (a) Curva da tensão - deformação do fio de SMA. (b) Variação da temperatura em função do tempo. 39

V.2 Resultados exemplificados considerando o elemento de SMA do tipo fio sob a ação de convecção natural: (a) Ciclo de carregamento mecânico do tempo em função da força.(b) Ciclo de variação de corrente elétrica. 40
V.3 Calibração do modelo - variação da temperatura em função do tempo. 41
V.4 Resultados considerando o elemento de SMA do tipo fio com massa de 0,5kg e 0,5A: (a) Variação da tensão no tempo. (b) Variação da temperatura no tempo. (c) Variação das frações de martensita e austenita no tempo. (d) Variação da deformação em relação ao tempo. (e) Variação da tensão em função da deformação. 43
V.5 Resultados considerando o elemento de SMA do tipo fio com massa de 0,5kg e 1,2A: (a) Variação da temperatura no tempo. (b) Variação das frações de martensita e austenita no tempo. (c) Variação da deformação em relação ao tempo.(d) Variação da tensão em função da deformação. 45
V.6 Resultados considerando o elemento de SMA do tipo fio com massa de 1kg e 1,4A: (a) Variação da tensão no tempo. (b) Variação da temperatura no tempo. (c) Variação das frações de martensita e austenita no tempo. (d) Variação da deformação em relação ao tempo. (e) Variação da tensão em função da deformação. 47
V.7 Comportamento do atuador em função da força, do deslocamento e da temperatura para uma massa de 1 kg e uma corrente de $1,4$ A. 48
V.8 Resultados considerando diferentes índices de mola: (a) Variação da massa necessária para promover a reorientação completa da martensita maclada para martensita demaclada para os diferentes índices da mola. (b) Variação da força para o caso de diferentes índices de mola. 51
V.9 Resultados considerando diferentes índices de mola: (a) Variação do curso(deslocamento) em função do tempo. (b)Variação da tensão de cisalhamento em função da deformação angular do elemento de mola. (c)Variação da força em função do curso(deslocamento). 52
V.10 Variação do tempo em função das frações volumétricas de martensitas e austenita: (a) Convecção natural. (b)Convecção forçada. 53
V.11 Variação temperatura em função do tempo para a mola submetida a convecção natural e convecção forçada.. 54

V.12 Variação da corrente em função do tempo para a mola submetida a convecção natural e convecção forçada. 54
V.13 Variação do deslocamento no tempo para o caso do fio e mola. 56
V.14 Variação da força no tempo para o caso do fio e da mola. 57
V.15 Variação do deslocamento em função da força: (a) Fio. (b)Mola. 59
V.16 Variação da corrente para os casos da hipótese 1 e hipótese 2, quando o corpo está submetido a convecção natural. 60
V.17 Variação da temperatura para os casos da hipótese 1 e hipótese 2, quando o corpo está submetido a convecção forçada. 61

Lista de Tabelas

V.1 Constantes do fio de flexinol $0,381$ mm (Moraes 2019). 38

V.2 Parâmetros utilizados na calibração do modelo númerico. 38

V.3 Correlação das Potências para diferentes tipos de convecção - elemento de SMA do tipo fio. 48

V.4 Parâmetros utilizados na calibração do modelo númerico para o elemento de SMA do tipo mola. 49

V.5 Correlação dos dados das molas considerando diferentes índices da mola. 50

V.6 Correlação das massas mínimas do peso morto para diferentes índices da mola. 50

V.7 Correlação das Potências para diferentes tipos de convecção. 55

V.8 Parâmetro β_u - razão entre o deslocamento máximo (curso) desenvolvido por um elemento de mola e por um elemento de fio, considerando diferentes índices de mola. 57

V.9 Parâmetro β_F - razão entre a força máxima desenvolvida por um elemento de mola e por um elemento de fio, considerando diferentes índices de mola. 58

Capítulo I Introdução

As ligas com memória de forma, do inglês Shape Memory Alloys (SMAs), fazem parte de uma classe de materiais conhecida como materiais inteligentes, que também inclui os materiais piezoelétricos, eletroestrictivos, magnetoestrictivos, fluido eletro-reológicos, fluido magneto-reológicos, dentre outros. Os materiais inteligentes têm as suas características e propriedades alteradas mediante a aplicação de estímulos externos promovidos pelo acoplamento de diferentes campos físicos como o mecânico, térmico, elétrico e magnético (Pereira 2009, Savi e Oliveira 2013, Santos 2016).

As SMAs apresentam um acoplamento termomecânico promovido por transformações de fase sólidas, apresentando comportamentos clássicos como a pseudoelasticidade e a memória de forma, usualmente explorados em absorvedores de vibração e atuadores. De uma maneira geral, duas fases estão presentes nas SMAs: martensita, estável a baixas temperaturas quando livre de tensão; e austenita, estável a altas temperaturas quando livre de tensão. O comportamento pseudoelástico ocorre em altas temperatura, onde a fase austenítica é estável em um estado livre de tensão. A aplicação de um campo mecânico induz a transformação de fase e, quando removido, induz a uma transformação reversa, sendo caracterizado por um comportamento histerético (Paiva e Savi 2006, Lagoudas 2008). O efeito de memória de forma ocorre a baixas temperaturas em uma situação para a qual a fase martensítica é estável em um estado livre de tensão. A aplicação de um campo mecânico induz a formação de variantes da martensita e, o subsequente descarregamento não promove uma transformação reversa, acarretando uma deformação residual que pode ser eliminada a partir de um carregamento térmico, que promove a transformação de fase martensita-austenita.

Os atuadores com memória de forma são usualmente utilizados em situações em que se necessitam grandes forças e deslocamentos. Além disso, possuem um comportamento adaptativo induzido pela temperatura, alterando as propriedades do material. Diversas aplicações têm sido desenvolvidas em diferentes áreas como a biomédica, a aeroespacial, a automotiva, den-

tre outras (Jani *et al*, 2014).

Apesar das inúmeras aplicações das SMAs, a modelagem dessas ligas ainda é desafiadora, permanecendo em constante estudo. Modelos constitutivos são propostos visando descrever diversos fenômenos não-lineares associados ao complexo comportamento termomecânico. Paiva e Savi (2006) e Cisse *et al* (2016) apresentaram uma revisão dos principais modelos macroscópicos utilizados para a descrição do comportamento termomecânico das SMAs.

O número crescente de publicações científicas e patentes sobre atuadores com memória de forma mostra a relevância científica e tecnológica do tema (Wu *et al*, 2000). Isso é evidenciado pela busca contínua pela miniaturização de dispositivos que aliam alto desempenho com baixo volume (dimensões) e baixo peso, em atendimento à demanda também crescente do mercado por projetos mecânicos mais eficientes e, portanto, de produtos mais leves, compactos, simples, silenciosos e com menores custos associados (Copaci *et al*, 2019; Copaci *et al*, 2020; Osorio Salazar *et al*, 2021). Neste contexto, a análise de atuadores com memória de forma possui especial destaque tanto do ponto de vista científico, no sentido de desenvolver modelos apropriados, quanto tecnológico, no sentido do desenvolvimento de projetos mecânicos.

O objetivo deste trabalho é realizar um estudo comparativo do desempenho de atuadores de SMA. Quatro características principais se destacam na caracterização dos atuadores: força, curso, tempo de resposta e potência requerida para atuação. Desta forma, foca-se a análise em atuadores lineares, considerando duas configurações: fio e mola helicoidal. A comparação é estabelecida a partir de modelos matemáticos e simulações numéricas. A descrição termomecânica das SMAs é feita considerando um modelo constitutivo com cinética polinomial de transformação de fase, proposto por Adeodato *et al* (2022). A equação de energia é incluída para descrever o processo de troca de calor. O estudo desenvolvido tem como contribuição uma análise quantitativa de diferentes tipos de atuadores, o que permite identificar características a serem empregadas em projetos de sistemas mecânicos, estabelecendo as principais diferenças e as vantagens e limitações de cada um de acordo com a aplicação.

Capítulo II Revisão de Literatura

As ligas com memória de forma têm sido alvo de diversos trabalhos científicos e pedidos de patente ao redor do mundo, principalmente devido às suas características especiais associadas ao seu comportamento não-linear. Essas características são analisadas em detalhes ao longo das próximas seções. Vale destacar que as caracteríticas singulares das SMAs as tornam atrativos para a concepção de novos atuadores, absorvedores de vibração, dispositivos para morfagem, dentre outros, permitindo a criação de sistemas mais compactos e leves.

Uma revisão de literatura compreendendo diferentes trabalhos na área de atuadores com ligas de memória de forma é apresentada e as principais características desses documentos são destacadas. Dessa forma, é possível identificar alguns dos trabalhos que contribuem para a elaboração da análise comparativa realizada neste trabalho.

As SMAs são ligas metálicas capazes de recuperar a forma através da imposição de um processo termomecânico associado à transformações de fases. Além de mudança de forma, as SMAs são capazes de desenvolver grandes forças quando a recuperação é restrita. As SMAs apresentam vários comportamentos termomecânicos específicos, sendo os principais a pseudoelasticidade, efeito de memória de forma, que pode ser "one-way"(SME) ou "two-way"(TWSME) e transformação de fase devido à variação de temperatura (Paiva e Savi, 2006).

Um sistema de atuação típico composto com elementos com memória de forma é geralmente feito de diversas partes: o sistema mecânico; o elemento de liga de memória de forma; uma unidade de controle térmico; um grupo de elementos de fixação usados para acoplar o atuador com o sistema mecânico; e o elemento resistivo - que pode ser qualquer elemento capaz de oferecer uma força contrária a direção que se pretende atuar. Desta forma, cessando a atuação térmica, o elemento resistivo é capaz de restaurar a deformação do elemento de memória de forma. Além disso, como pontuado por Nespoli *et al* (2010), Figura II.1, algumas

características importantes, que são de alto interesse no desenvolvimento de mini-atuadores, são que os atuadores de SMA são leves e compactos, além de serem capazes de apresentar uma alta razão de peso por massa. Há muitas vantagens no uso de ligas com memória de forma em mini-atuadores, sendo as mais relevantes a simplicidade do mecanismo, atuação silenciosa, remotabilidade, capacidade de detecção e baixa tensão de condução elétrica.

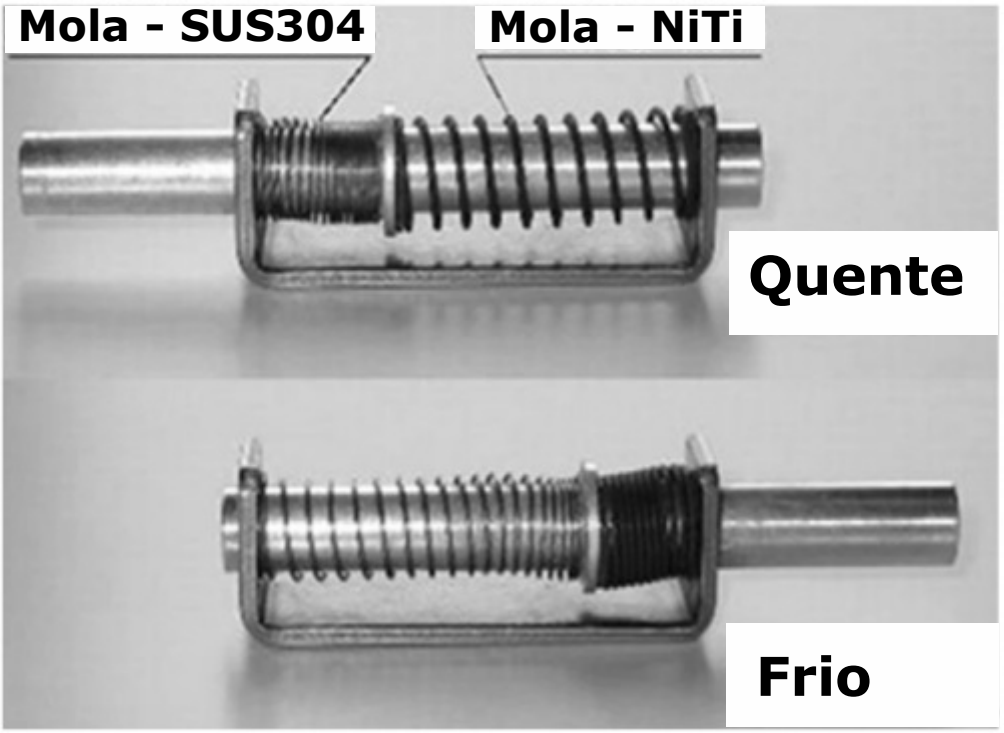


Figura II.1: Mini atuadores de SMA do tipo mola Nespoli *et al* (2010).

Uma outra vantagem dos atuadores de SMA é o fato de poderem ser usados como sensores. A demanda por segurança, mais conforto e melhor desempenho dos veículos automotivos exige um aumento expressivo no número de sensores, atuadores e microcontroladores instalados, os quais tem superado o limite de peso reservado para esses dispositivos, fato que não é desejável no projeto de automóveis. Mais de 200 atuadores são instalados nos veículos com atuação eletromagnética convencional, o que não é interessante para o peso, volume e confiabilidade. Assim, pelo fato de serem leves, compactos e por fornecerem altas potências de saída, os atuadores de SMA são vantajosos em comparação com os atuadores eletromagnéticos em aplicações automotivas, em que ligas com memória de forma exibem melhores tensões de atuação e potência de saída por volume. Os atuadores automotivos são geralmente divididos em três categorias: (1) atuadores de baixa potência para conforto e funções de carroceria, (2) atuadores veiculares de alta potência, e (3) atuadores de controle de alta frequência.

Atuadores de SMA são mais indicados para a primeira e segunda categorias. Porém, são pouco recomendados para a terceira categoria por terem uma frequência de operação baixa e uma estreita largura de banda (Jani *et al*, 2014).

O uso das ligas com memória de forma exige análises cuidadosas com relação a vida em fadiga e baixa resposta em frequência. Com relação a fadiga, Dornelas *et al* (2020, 2021), Hashemi *et al* (2019), Marandi e Sen (2021) apresentaram análises numéricas e experimentais do comportamento das SMAs submetidas a carregamentos cíclicos. Jani *et al* (2014) e Mohd Jani *et al* (2017) discutem os atributos das SMAs, como biocompatibilidade, alta resistência ao desgaste e um comportamento tribológico que tem sido comparado a materiais como aços e ligas a base de níquel. Ao mesmo tempo, identificam-se limitações dessas ligas relacionadas a alta capacidade calorífica em relação à massa específica, o que gera uma dificuldade em transferir calor rapidamente.

Um dos fatores que dificultam a aplicação industrial das SMAs se dá em parte pela falta de diretrizes e ferramentas de projeto associadas às suas não-linearidades. Essas limitações levam à necessidade de maiores pesquisas relacionadas à otimização e melhoramento dos atuadores fabricados com ligas com memória de forma. Dessa forma, entende-se que um processo sistemático de elaboração de projeto é necessário, incluindo a capacidade específica dos materiais associadas aos projetos de atuadores. De acordo com Mohd Jani *et al* (2017), existem três principais objetivos técnicos a serem considerados em qualquer projeto de atuador comercial: potência requerida (força ou carregamento), deslocamento (curso ou ângulo) e faixa de operação (velocidade ou frequência). Nesse sentido vale destacar que a forma do atuador de SMA também influencia a força desenvolvida pelo atuador, a deformação e o curso de atuação, e a frequência de resposta, que por sua vez limita a velocidade de atuação do sistema. Os atuadores do tipo fio e tipo mola são largamente utilizados, merecendo atenção especial.

Diversos trabalhos analisaram o comportamento termomecânico de fios de SMA. Monteiro *et al* (2017) apresentaram investigações numéricas utilizando diferentes tipos de atuadores usando modelos de elementos finitos. Atuadores do tipo bias e antagonista são avaliados a partir do modelos constitutivo de Savi *et al* (2002) e Savi *et al* (2007). Também merece destaque o trabalho de Moraes (2019), que traz um estudo experimental de atuadores com

memória de forma do tipo bias-spring em que o elemento de SMA é do tipo fio. Nesse trabalho, ensaios experimentais variando a rigidez da mola linear, os padrões de aquecimento, os valores da corrente elétrica e a pré-deformação do fio de SMA foram relizados e comparados. Foi possível observar que a rigidez influencia na corrente elétrica necessária para o deslocamento completo do sistema, ou no caso de um atuador, no seu curso. Por fim, também foi observada que a pré-deformação do fio de SMA também influência no deslocamento.

O trabalho desenvolvido por Meier *et al* (2013) apresentou um estudo sobre atuadores de SMA em ferramentas de precisão para microfabricação, Figura II.2. O estudo apresenta um modelo experimental com força de resistência do tipo peso morto e elemento de atuação do tipo fio de SMA para o controle de abertura e fechamento de um sistema de trinco.

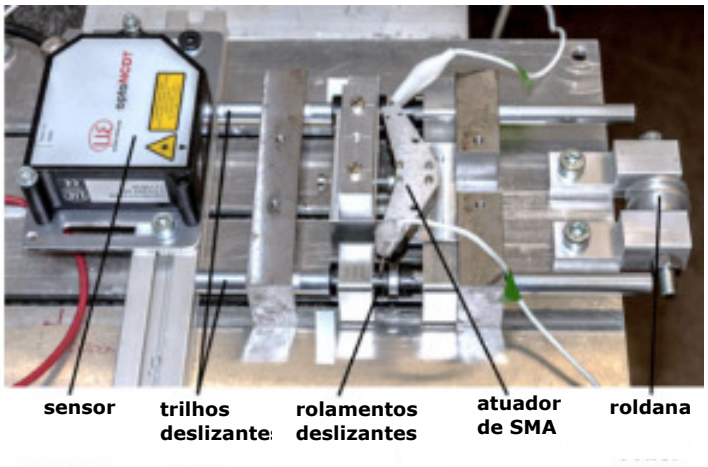


Figura II.2: Aparato experimental Meier *et al* (2013).

Uma outra área que possui diversos estudos associados à implementação de atuadores de SMA é a robótica, principalmente devido a leveza e precisão de atuação dos dispositivos de SMA (Copaci *et al*, 2019; Copaci *et al*, 2020), Figura II.3, onde podem ser observadas diferentes configurações de atuadores baseados em ligas com memória de forma. Dessa forma, modelos experimentais foram propostos, testados e analisados com o objetivo de determinar a configuração mais eficaz como uma solução alternativa para os atuadores convencionais. Por exemplo, há a proposição de uma configuração específica feita com cabo de Bowden (um tipo de cabo flexível usado para transmitir força mecânica ou energia pelo movimento de um cabo interno em relação a um invólucro de cabo externo oco) que oferece maior flexibilidade ao atuador, tornando mais fácil sua adaptabilidade em aplicações voltadas para robótica, especialmente a robótica leve, medicina e aplicações aeroespaciais. Também é possível destacar

os trabalhos desse grupo com o foco no modelo de controle e sua adaptabilidade, propondo um novo algoritmo. A estabilidade e durabilidade de longo prazo foram analisadas, permitindo inferir as vantagens ao se substituir os atuadores convencionais pelos atuadores de SMA. A única limitação observada reside na velocidade de atuação imposta pelo tempo de resfriamento do fio de SMA, o que impõe limitação com relação à frequência de atuação.



Figura II.3: Exoesqueleto de cotovelo flexível Copaci *et al* (2020).

Ainda considerando a área da robótica, Osorio Salazar *et al* (2021), Figura II.4, desenvolveu um trabalho com foco no método e vantagens da robótica escalável, principalmente ao se considerar atuadores escalonáveis com ligas de memória de forma. Um sistema escalável pode produzir projetos adequados para espaços restritos ou que requerem eficiência energética. Ter um atuador escalável permite estabelecer parâmetros do projeto com precisão. No intuito de melhor aproveitar esse conceito, o trabalho em questão teve como foco um atuador que pudesse escalonar simultaneamente a força de saída e o curso com mudanças mínimas das características do atuador, como peso, número de fios de SMA ou fonte de alimentação. O conceito consiste em um número variável de fios de SMA mecanicamente em paralelo imersos em um líquido usado para transmitir calor, técnica de ativação úmida. Nesse conceito, a quantidade de fios está associada à força máxima possível e à extensão dos fios relacionadas ao curso máximo possível. As restrições impostas pela transferência de calor motivam o uso de convecção forçada para reduzir o tempo de resposta do atuador.

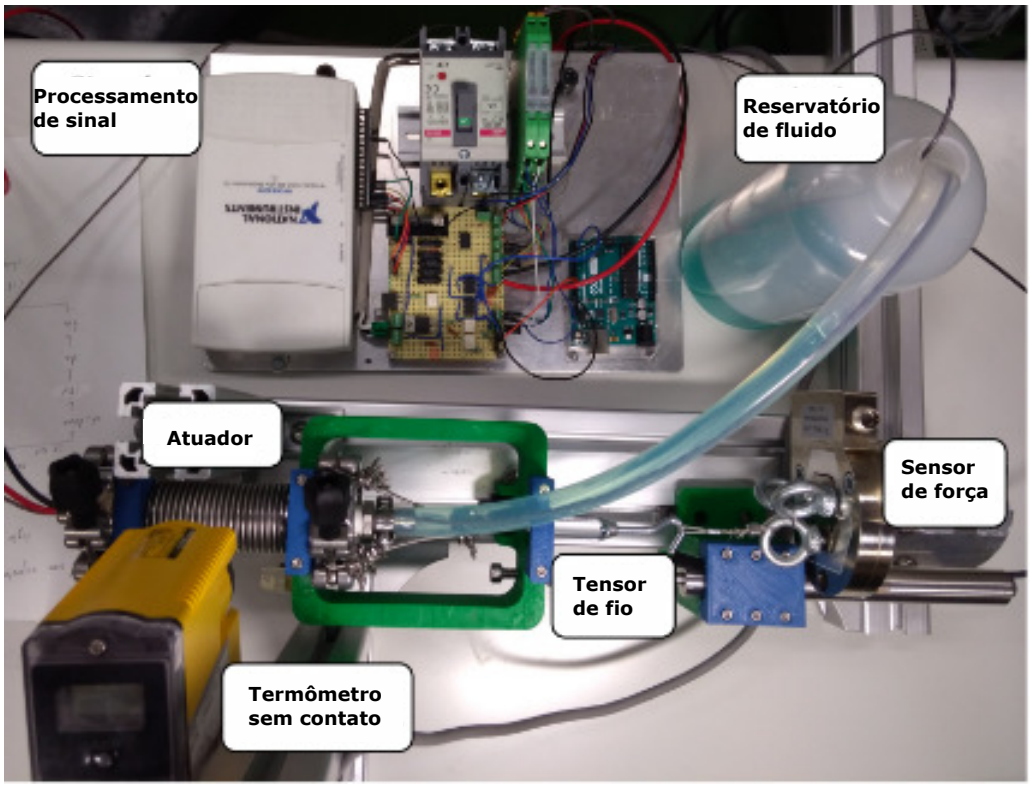


Figura II.4: Experimento de fluxo zero Osorio Salazar *et al* (2021).

Os atuadores de SMA do tipo mola são largamente utilizados e merecem destaque especial na literatura. Pereira (2009) usou o modelo constitutivo de Brinson (1993) para tratar um sistema do tipo peso morto. Um aparato experimental com uma mola de SMA e um sistema do tipo peso morto foi elaborado. O estudo avaliou as principais características de desempenho dos atuadores do tipo molas helicoidais, comparando com outros tipos de atuadores comerciais, como por exemplo, os atuadores pneumáticos e piezoelétricos. Diversas condições de troca de calor com o meio foram testadas considerando diferentes coeficientes de convecção. Da mesma forma, Aguiar *et al* (2010) analisou a resposta quase-estática de molas helicoidais de SMA empregando o modelo constitutivo desenvolvido por Savi *et al* (2002) que inclui quatro fases macroscópicas na formulação (três variantes de martensita e uma fase austenítica). Um aparato exprimental é utilizado para carcterizar o comportamento mecânico das molas de SMA e um modelo numérico baseado na técnica de partição do operador é empregado. O trabalho apresenta uma conclusão que a hipótese de que a transformação de fase ocorre de forma homogênea através do fio de SMA é realista, podendo ser aplicada para projetos de atuadores utilizando molas helicoidais de SMA.

Ainda sobre molas de SMA, é importante destacar os trabalhos desenvolvidos por Enemark *et al* (2014), Savi *et al* (2015) e Enemark *et al* (2016), que trazem análises dos comportamentos não-lineares das molas de SMA. Análise dinâmicas também são tratadas considerando osciladores com um grau de liberdade. A influência do comportamento histerético e das variações de rigidez indizidas por variações de temperatura foram investigadas. Além disso, as incertezas associadas ao sistema são consideradas e comparadas a fim de se obter uma boa análise de reprodutibilidade das condições as quais atuadores de SMA do tipo mola podem ser submetidos. Por fim, o trabalho desenvolvido por Savi *et al* (2015) investiga os efeitos da não-linearidade geométrica no comportamento mecânico das molas de SMA. Por meio da comparação entre resultados experimentais e a análise por elementos finitos, foi possível contemplar a importância do acoplamento entre não-linearidades constitutivas e geométricas no projeto de molas helicoidais de SMA.

Spaggiari *et al* (2013) desenvolveu um procedimento analítico de projeto mecânico para atuadores de memória de forma sujeitos a sistemas de forças dissipativas e conservativas. Três casos foram considerados: elemento resistivo proporcionado por uma força constante, por uma mola convencional ou por um segundo elemento de SMA. Entretanto, apenas disposições considerando elementos de molas de SMA como atuadores foram analisadas, não sendo um estudo sistemático e comparativo entre diferentes elementos de SMA, como por exemplo fio e mola. Ainda usando nos atuadores o elemento de mola de SMA para atuação, os trabalhos de Fonseca *et al* (2019) e Salerno *et al* (2016) trazem a análise de elementos de mola de SMA que são usados como elementos de atuação em robôs do tipo origami e reforçam as aplicações de atuadores de SMA na área da robótica e da micro robótica.

Apesar dos interessantes trabalhos disponíveis na literatura, poucos trabalhos estabelecem uma comparação sistemática entre atuadores de SMA que utilizam fios ou molas como elemento atuação. Rodrigues *et al* (2017) traz um estudo qualitativo de diferentes aplicações de atuadores do tipo fio e do tipo mola para serem implementados em juntas mecânicas, mas não estabelece uma comparação sistemática. Desta forma, o presente trabalho tem como principal motivação comparar as características relevantes dos atuadores sob diferentes condições de atuação. Nesse sentido, pretende-se identificar as características mais relevantes do comportamento das ligas com memória de forma sob diferentes condições de atuação.

Capítulo III Comportamento Fenomenológico das Ligas com Memória de Forma

As ligas com memória de forma foram descobertas por Arne Ölander em 1932, e o termo "memória de forma" foi primeiramente descrito por Vernon em 1941 para caracterizar material dental polimérico (Jani *et al*, 2014). A importância dos materiais com memória de forma não foi reconhecida até William Buehler and Frederick Wang revelarem o efeito memória de forma (SME) em uma liga de níquel-titânio (NiTi) em 1962, a qual ficou conhecida como nitinol (derivada da composição do material e do lugar de descoberta, i.e. uma combinação de NiTi e Laboratório de Ordenança Naval). Desde então, a demanda por SMA para aplicações tem aumentado em diversos setores comerciais; por exemplo em produtos para consumo e aplicações industriais, estruturas compósitas, indústrias automotiva e aeroespacial, miniatuadores e sistemas micro-eletromecânicos (MEMS), robótica, equipamentos biomédicos e até mesmo na indústria da moda (Jani *et al*, 2014).

Os aspectos mais importantes a serem destacados em relação ao comportamento termomecânico das ligas com memória de forma são os seguintes:

- pseudoelasticidade;
- efeito memória de forma;
- sublaços internos devido a transformações incompletas de fase; e
- efeito TRIP.

O fenômeno de transformação de fase martensítica é responsável pelas propriedades notáveis das SMAs, sendo caracterizado por ser um processo não-difusivo envolvendo fases sólidas que ocorrem em altas velocidades. Atribui-se a causa dessas transformações à diferença de energia livre entre as estruturas constituintes envolvidas no processo, o que induz modificações nas ligações químicas, tornando as transformações de fase de caráter essencialmente cristalográfico (Paiva, 2004).

Basicamente existem duas fases microconstituintes relevantes associadas com ligas com memória de forma: a austenita (estável em altas temperaturas em um estado livre de tensões) e martensita (estável em baixas temperaturas em um estado livre de tensões). A fase martensítica possui inúmeras variantes enquanto a fase austenítica possui uma única variante. Do ponto de vista microscópico, a austenita tem uma estrutura cristalina geralmente cúbica, enquanto a martensita tem uma estrutura cristalina tetragonal, ortorômbica ou monoclínica. A transformação de uma estrutura para a outra não ocorre por difusão de átomos, mas sim por cisalhamento da distorção da rede. Esse tipo de transformação é conhecido como transformação martensítica.

Do ponto de vista macroscópico e considerando um meio unidimensional, é suficiente considerar uma fase austenítica (A), e somente três variantes de martensita (M): a martensita maclada (M), estável na ausência de campo de tensão; e a martensita demaclada, que se subdivide em duas outras variantes (M^+, M^-), induzidas por campos de tensão positivos e negativos, respectivamente. A martensita maclada é induzida por temperatura e a martensita demaclada é induzida por campos de tensão.

Se uma carga mecânica é aplicada ao material na fase martensítica maclada (a baixa temperatura), é possível demaclar a martensita reorientando um certo número de variantes, Figura III.1. O processo de demaclagem resulta em uma mudança de forma macroscópica, onde a configuração deformada é mantida quando a carga é liberada. Um aquecimento subsequente do SMA resulta em uma transformação de fase reversa (de martensita demaclada para austenita) e leva à recuperação completa da forma, Figura III.2 (Lagoudas, 2008). Neste momento, vale definir as temperaturas que definem as estabilidades das fases. A fase martensítica é estável a baixas temperaturas, definidas pelas temperaturas de início e fim de formação, M_s e M_f. De maneira análoga, a fase austenítica é definida a partir de início e fim de formação, A_s e A_f.

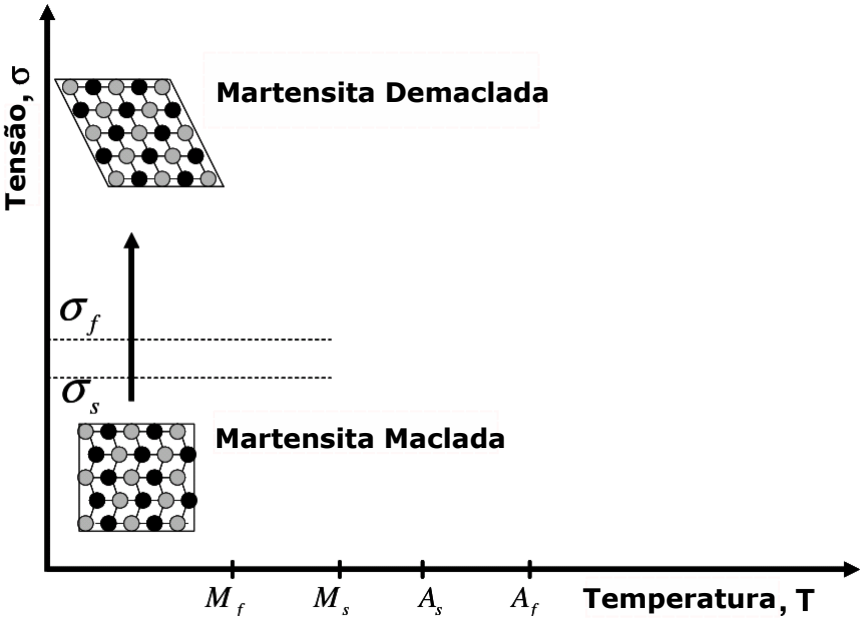


Figura III.1: Esquema do efeito de memória de forma de um SMA mostrando a demaclagem do material com uma tensão aplicada (Lagoudas 2008).

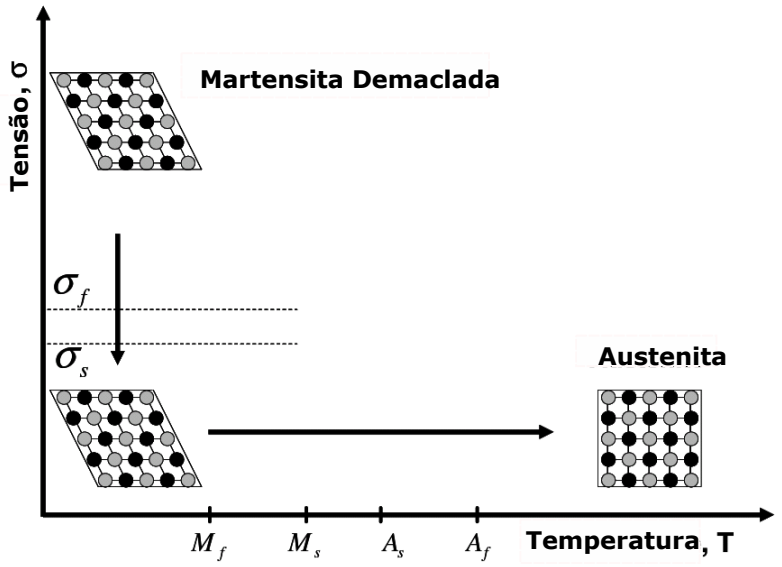


Figura III.2: Esquema do efeito de memória de forma de um SMA mostrando o descarregamento e o subsequente aquecimento sem carga (Lagoudas 2008).

A transformação de austenita para martensita é uma transformação não difusiva, que ocorre por distorção de cisalhamento da estrutura da rede (movimentação dos átomos da sua posição original). Dentro de um único cristal (e.g., em um único grão de material policristalino) a distorção de cisalhamento ocorre ao longo de um plano específico chamado plano principal, o qual forma a interface entre as fases martensita e austenita. Considerando que o plano

principal não rotaciona ou deforma durante o curso de transformação, o plano é também chamado plano invariante da rede. A transformação para martensita pode ocorrer ao longo do plano invariante da rede por dois mecanismos diferentes.

O processo de cisalhamento da estrutura da rede pode ocorrer através do deslizamento (átomos movendo em 1 ou mais espaços atômicos) e também ocorrer por geminação (átomos movendo através de uma fração de um espaço atômico). Em SMAs, geminação é o mecanismo comum de cisalhamento invariante da rede. O processo de demaclagem resulta em um deslocamento relativo dos átomos que podem por fim causar a mudança na forma macroscópica enquanto mantêm suas ligações atômicas originais, o que também permite reversibilidade para a estrutura cristalográfica original quando aquecido para austenita.

III.1 Pseudoelasticidade

O efeito pseudoelástico ocorre a altas temperaturas e está esquematicamente representado na Figura III.3 através de um diagrama tensão-deformação que caracteriza o fenômeno sob um ponto de vista macroscópico. O corpo atinge grandes deformações e, cessada a carga que as causam, cessa-se o efeito. Além disso, o processo é dissipativo sendo associado a um laço de histerese caracterizado pelas diferentes trajetórias durante a carga e a descarga (Savi, 2006).

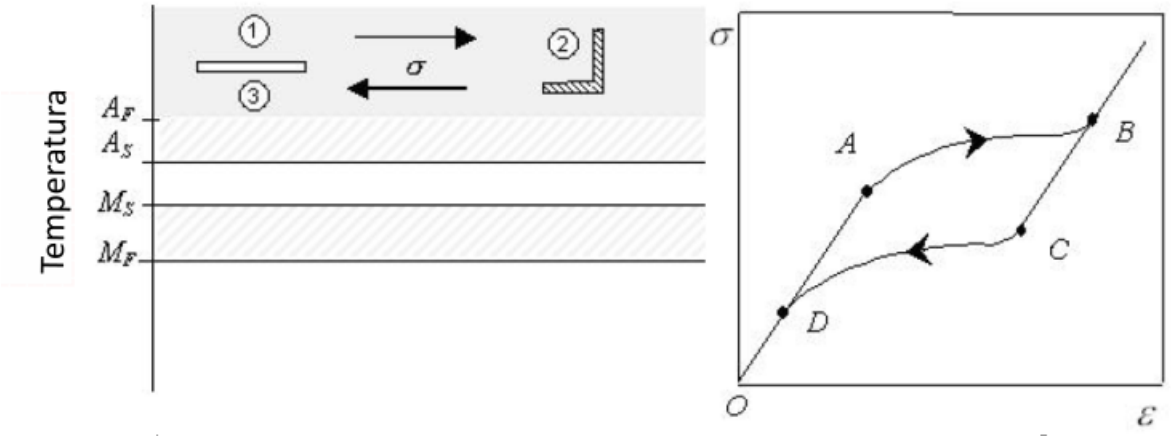


Figura III.3: Efeito pseudoelástico (Savi, 2006).

III.2 Efeito memória de forma

O efeito memória de forma é outro comportamento termomecânico observado nas SMAs (Savi, 2006). Esse fenômeno pode ser compreendido a partir de um deslocamento do laço de histerese apresentado no caso do efeito pseudoelástico, como mostrado diagrama tensão-deformação da Figura III.4. Note que, cessado o carregamento, a transformação reversa não ocorre e existe uma deformação residual. Um aumento da temperatura, promove a transformação de fase martensita-austenita, eliminando a deformação residual.

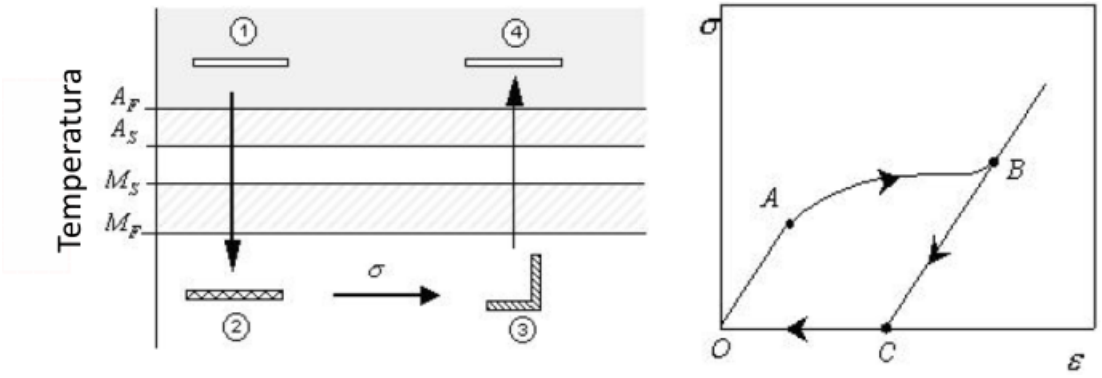


Figura III.4: Efeito memória de forma (Savi, 2006).

III.3 Sublaços internos devido a transformações incompletas de fase

A resposta histerética das SMAs é uma das características essenciais das SMAs e está relacionada a transformação de fase martensítica. Deve-se observar que o laço de histerese principal (ou externo) pode ser definido como o envelope de todos os laços de histerese menores (ou internos), geralmente denotados como sublaços, como pode ser observado na Figura III.5 (Savi e Paiva, 2005).

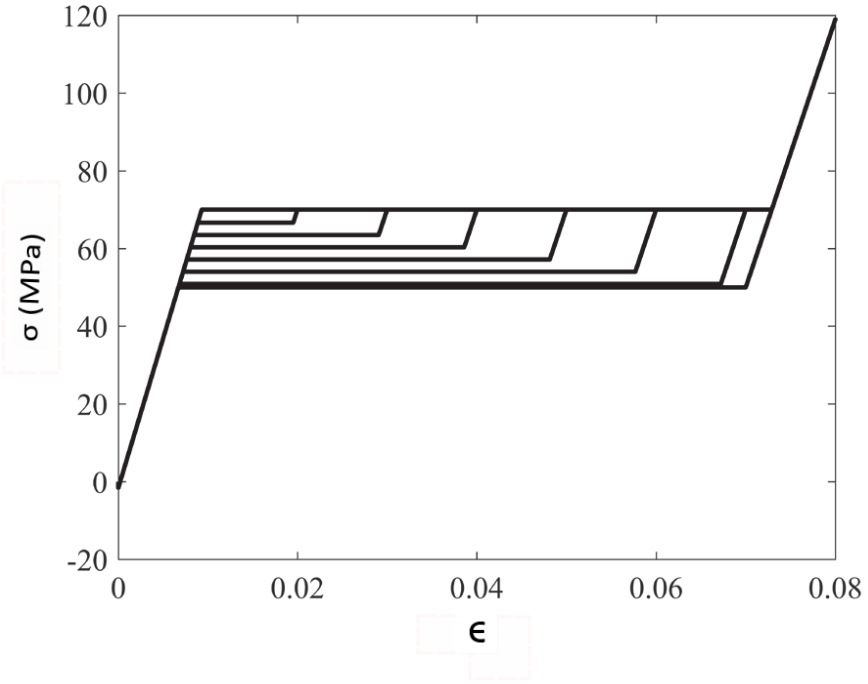


Figura III.5: Sublaços devidos a transformação de fase incompleta (Mitura e Rusinek, 2018).

III.4 Efeito TRIP

De acordo com Savi *et al* (2007), a Plasticidade Induzida por Transformação de Fase (TRIP) é definida como o fluxo plástico que surge de processos de transformação de fase de estado sólido envolvendo alterações de volume e ou forma sem sobrepor a superfície de escoamento.

Evidências experimentais indicam que a resposta de SMAs submetidas a carregamentos cíclico acumulam deformações TRIP, Figura III.6. A razão é que repetidas transformações de fase induzem distorção significativa localizada nas interfaces austenita-martensita e grão limites, especialmente durante os primeiros ciclos termomecânicos. Esta distorção conduz a atividade de deslocamento, resultando em uma deformação plástica induzida por transformação macroscópica observável, que ocorre em níveis de tensão muito mais baixos do que o limite de escoamento plástico do material. Como resultado, um procedimento de treinamento é comumente realizado em componentes SMAs para estabilizar suas respostas antes de serem usados como atuadores.

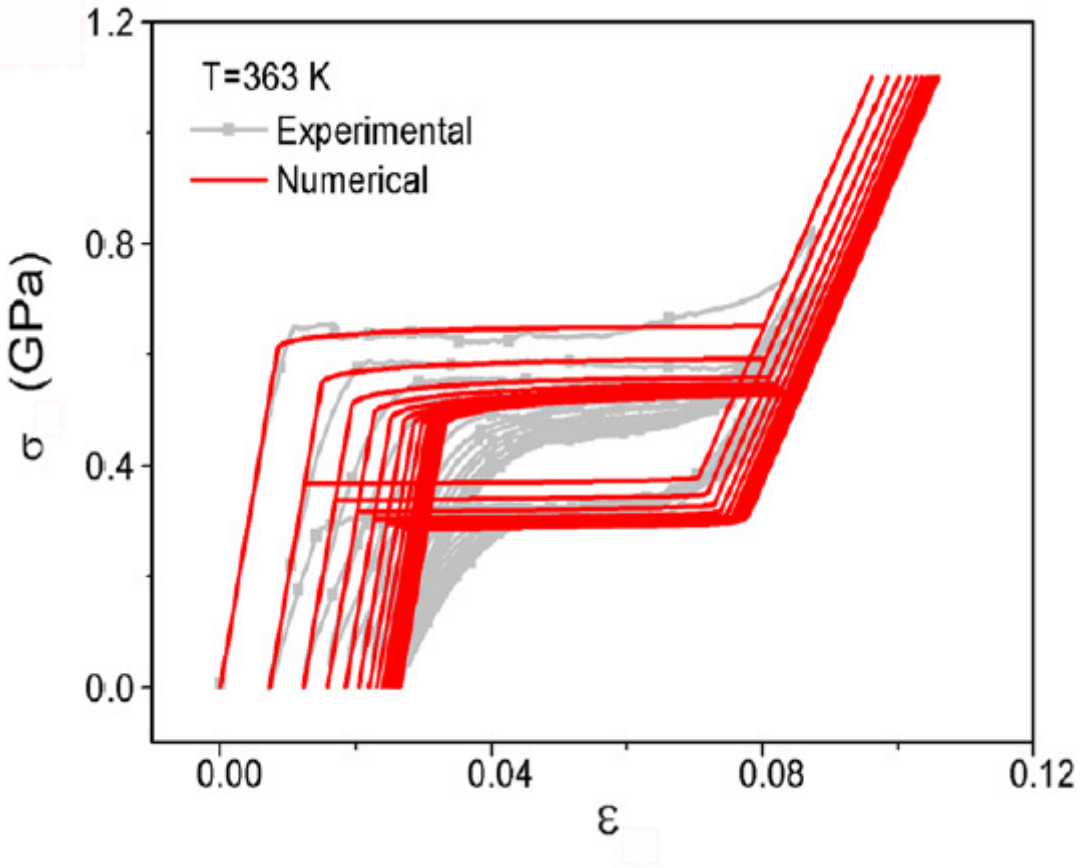


Figura III.6: Efeito TRIP (Oliveira *et al*, 2018).

III.5 Modelos constitutivos para ligas com memória de forma

Em função da complexidade do comportamento das ligas com memória de forma é importante considerar os modelos com base no comportamento termomecânico. Assim, existem várias abordagens: microscópica, macroscópica ou uma abordagem mista. As abordagens dependem das escalas de interesse para determinada aplicação. Para descrever os comportamentos das SMAs diferentes modelos foram criados, conforme discutido por Paiva e Savi (2006), Cisse *et al* (2016) e Lagoudas (2008).

Modelos com cinética de transformação de fase assumida permitem a descrição de diversos fenômenos, como a transformação de fase devido a variação de temperatura, bem como descrevem sublaços devidos a transformações de fase incompletas. O modelo proposto por Brinson (1993) considera que a deformação é dividida em deformação induzida por tensão e deformação induzida por mudança de temperatura $\xi = \xi_T + \xi_S$. Além disso, o módulo de Young é uma combinação dos módulos da fase martensítica e da fase austenítica $E(\xi) =$

$E_A + \xi(E_M - E_A)$. O modelo original considera que a cinética das transformações de fase é descrita por funções cossenoidais. Outras funções podem ser utilizadas para definir a cinética da transformação de fase. Polinômios de segundo e terceiro grau foram utilizados por Enemark *et al* (2014).

Os modelos com restrições internas proposto por Savi *et al* (2002) e Savi *et al* (2007) são capazes de capturar o comportamento termomecânico geral das SMAs, com a vantagem de descrever de forma mais flexível os diferentes fenômenos. O modelo possui abordagem no contexto tridimensional, considera o efeito TRIP e fadiga funcional, como desenvolvido no trabalho de Dornelas *et al* (2021). Além disso, o modelo com restrições internas é capaz de capturar a assimetria tensão-compressão, acoplamento com plasticidade e o efeito trip. Em função disso, o modelo requer um número elevado de parâmetros.

O modelo tridimensional apresentado por Souza *et al* (1998) descreve os efeitos pseudoelásticos e de memória de forma. Também cumpre ressaltar que o modelo mecânico é termodinamicamente consistente no contexto da inequação de Clausius-Duhen. As vantagens são que o modelo consegue reproduzir bem as transformações induzidas por tensão e possui boa compatibilidade com teste experimentais em tração pura e cisalhamento puro. Inclusive o modelo é adotado em softwares comerciais de simulação baseados no modelo de elementos finitos.

Neste trabalho, adota-se o modelo proposto por Adeodato *et al* (2022) que se baseia no modelo de Brinson (1993). A escolha desse modelo teve como base os trabalhos numérico-experimentais desenvolvidos por Pereira (2009), Enemark *et al* (2014), Enemark *et al* (2016) e Alves *et al*(2018) que mostraram uma boa compatibilidade numérico-experimental.

III.6 Modelo constitutivo

Considere o modelo constitutivo proposto por Adeodato *et al* (2022) que é baseado no modelo proposto por Brinson (1993), utilizando as seguintes variáveis: tensão (σ), deformação (ϵ), temperatura (T), e a variável interna ξ, que representa a fração volumétrica de martensítica. A equação constitutiva é definida da seguinte maneira, na forma de taxas:

$$\dot{\sigma} = E\dot{\epsilon} + \alpha\dot{\xi} + \Theta\dot{T} \tag{III.1}$$

em que E representa o módulo de elasticidade do material de SMA, $\alpha = -\epsilon_R E$, sendo ϵ_R o parâmetro de deformação máxima recuperável e Θ o coeficiente de dilatação térmica.

A cinética da transformação de fase é descrita considerando uma expressão matemática que essencialmente estabelece duas possibilidades: transformação direta de austenita-martensita $A \rightarrow M$; e reversa, transformação de martensita-austenita $M \rightarrow A$. Cada uma delas é definida por níveis críticos de tensões que são funções do espaço de temperatura, semelhantes à superfície de escoamento plástica, definindo a região de transformação de fase. É necessário identificar as tensões críticas de início e término da transformação da fase austenita-martensita, respectivamente σ_{M_s} e σ_{M_f}; e as tensões críticas de início e término da transformação da fase de martensita-austenita, respectivamente σ_{A_s} e σ_{A_f}. Observações experimentais indicam que pode ser adotada uma dependência linear da temperatura para altas temperaturas, Figura III.7 (a). No entanto, o comportamento em baixas temperaturas mostra um padrão diferente, Figura III.7 (b). A Figura III.7 apresenta as superfícies de tensão de transformação de fase crítica e sua dependência com a temperatura para uma liga de SMA típica (Adeodato *et al* 2022).

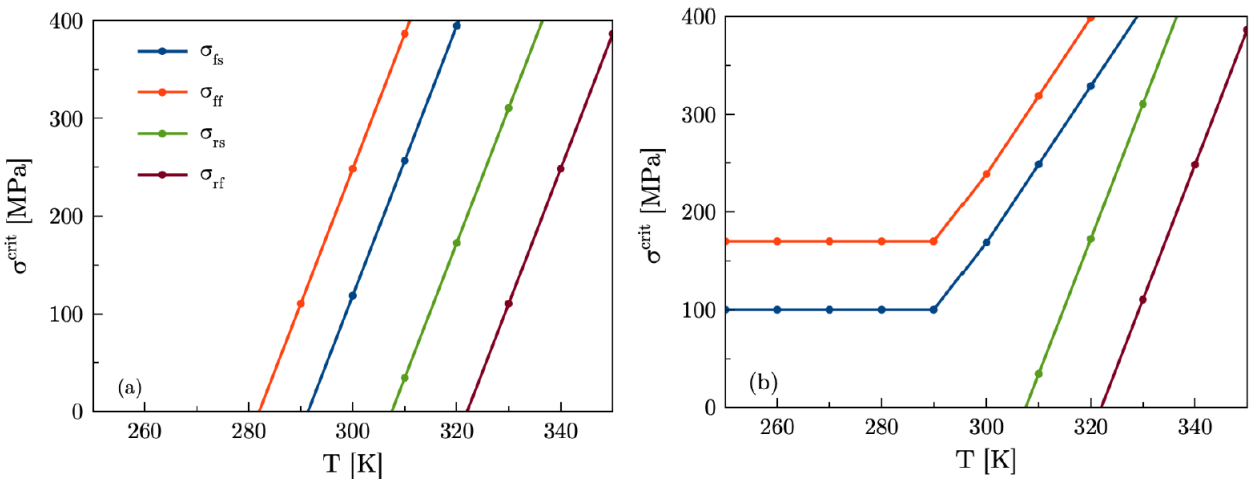


Figura III.7: Tensões críticas para a transformação ou conversão das variantes martensíticas como função da temperatura. (a) para altas temperaturas e (b) para baixas temperaturas (Adeodato *et al* 2022).

As equações de evolução para as frações volumétricas de martensita, $\xi = \xi_s + \xi_T$, em que ξ_s é a fração de martensita induzida por tensão e ξ_T é a fração de martensita induzida por temperatura, de acordo com as equações tratadas na sequência e a partir das tensões

críticas de transformação mostradas na Figura III.7. Note que as seguintes definições são consideradas: C_M e C_A são parâmetros do material calculados por meio da tangente das curvas de transformação presentes na III.7; σ_s^{cr}, σ_f^{cr} são as tensões críticas iniciais e finais de transformação; ξ_0, ξ_{s0} e ξ_{T0} são as frações volumétricas de martensítica no início da transformação.

Na conversão para martensita demaclada:
para $T > M_s$, e $\sigma_s^{cr} + C_M(T - M_s) < \sigma < \sigma_f^{cr} C_M(T - M_f)$:

$$\xi_s = \frac{1 - \xi_{s0}}{2} \cos\left\{ \frac{\pi}{\sigma_s^{cr} - \sigma_f^{cr}} \left[\sigma - \sigma_f^{cr} - C_M \left(T - M_s\right)\right] \right\} + \frac{1 + \xi_0}{2} \tag{III.2}$$

$$\xi_T = \xi_{T0} - \frac{\xi_{T0}}{1 - \xi_{s0}}(\xi_s - \xi_{s0}) \tag{III.3}$$

para $T < M_s$, e $\sigma_s^{cr} < \sigma < \sigma_f^{cr}$:

$$\xi_s = \frac{1 - \xi_{s0}}{2} \cos\left[\frac{\pi}{\sigma_s^{cr} - \sigma_f^{cr}} (\sigma - \sigma_f^{cr}) \right] + \frac{1 + \xi_{s0}}{2} \tag{III.4}$$

$$\xi_T = \xi_{T0} - \frac{\xi_{T0}}{1 - \xi_{s0}}(\xi_s - \xi_{s0}) + \Delta_{T\xi} \tag{III.5}$$

em que , se $M_f < T < M_s$ e $T < T_0$,

$$\Delta_{T\xi} = \frac{1 - \xi_{T0}}{2} \cos[a_M(T - M_f)] + 1 \tag{III.6}$$

ou, $\Delta_{T\xi} = 0$

Na conversão para austenita:
para $T > A_s$, e $C_A(T - A_f) < \sigma < C_A(T - A_s)$:

$$\xi = \frac{\xi_0}{2} \left\{ \cos\left[a_A \left(T - A_s - \frac{\sigma}{C_A} \right) \right] + 1 \right\} \tag{III.7}$$

$$\xi_s = \xi_{s0} - \frac{\xi_{s0}}{\xi_0}(\xi_0 - \xi) \tag{III.8}$$

$$\xi_T = \xi_{T0} - \frac{\xi_{T0}}{\xi_0}(\xi_0 - \xi) \tag{III.9}$$

Ademais, deve-se enfatizar que o módulo de Young é uma combinação das fases martensítica e austenítica:

$$E = E_A + \xi(E_M - E_A) \tag{III.10}$$

Adeodato *et al* (2022) propõe uma forma polinomial para a cinética de transformação de fase. Esse novo modelo permite avaliar explicitamente casos com tensão ou deformação prescritos, evitando algoritmos iterativos. Assim, retomando a Figura III.7 (b), tem-se:

$$\begin{cases} \sigma_{M_s} = \sigma_{M_s}^{crit0} + C_M(T - M_s), \sigma_{A_s} = C_A(T - A_s) \\ \sigma_{M_f} = \sigma_{M_f}^{crit0} + C_M(T - M_s), \sigma_{A_f} = C_A(T - A_f) \end{cases} \tag{III.11}$$

em que, fração volumétrica de martensita (ξ) é definido da seguinte forma:

$$\xi = \xi_0 + (1 - \xi_0) f_M(\tilde{\sigma}, \tilde{T})\ M \longrightarrow A \tag{III.12}$$

$$\xi = \xi_0 f_A(\tilde{\sigma}, \tilde{T})\ A \longrightarrow M \tag{III.13}$$

em que $0 \leq \tilde{\sigma} \leq 1$ e $0 \leq \tilde{T} \leq 1$ são tensão e temperatura normalizadas, definidas como valores de função de tensão crítica e temperatura de transformação para a transformação direta e reversa. Os valores de $\tilde{\sigma}_M$, $\tilde{\sigma}_A$, $\tilde{T}_M$ e $\tilde{T}_A$ podem ser obtidos pelas seguintes expressões, (Adeodato *et al* 2022):

Para $A \longrightarrow M$:

$$\tilde{\sigma} = \tilde{\sigma}_M = \frac{\sigma - \sigma_{Ms}}{\sigma_{Mf} - \sigma_{Ms}} \tag{III.14}$$

$$\tilde{T} = \tilde{T}_M = \frac{T - T_{Ms}}{T_{Mf} - T_{Ms}} \tag{III.15}$$

Para $M \longrightarrow A$:

$$\tilde{\sigma} = \tilde{\sigma}_A = \frac{\sigma - \sigma_{Af}}{\sigma_{As} - \sigma_{Af}} \tag{III.16}$$

$$\tilde{T} = \tilde{T}_A = \frac{T - T_{Af}}{T_{As} - T_{Af}} \tag{III.17}$$

As funções de endurecimento para a transformação direta $f_M(\tilde{\sigma}, \tilde{T})$ e para a transformação reversa $f_A(\tilde{\sigma}, \tilde{T})$ são definidos por equações polinomiais sucessivas de segunda ordem, o que resulta em:

- Para transformação de austenita para martensita:

$$\xi_s = \begin{cases} \xi_{s0} + (1 - \xi_{s0})(a_1 \overline{\sigma}_M^2) & \text{se } \overline{\sigma}_M \leq B1 \\ \xi_{s0} + (1 - \xi_{s0})(a_2 \overline{\sigma}_M^2 + b_2 \overline{\sigma}_M + c_2) & \text{se } \overline{\sigma}_M > B1 \end{cases} \tag{III.18}$$

$$\xi_t = B_{t0} - \frac{\xi_{t0}}{1 - \xi_{s0}}(\xi_s - \xi_{s0}) + \Delta \tag{III.19}$$

se $M_f < T < M_s$ e $T < T_0$ para transformação de austenita para martensita:

$$\Delta = \begin{cases} \xi_{t0} + (1 - \xi_{t0})(a_1 \overline{\mathrm{T}}_M^2) & \text{se } \overline{\mathrm{T}}_M \leq B1 \\ \xi_{t0} + (1 - \xi_{t0})(a_2 \overline{\mathrm{T}}_M^2 + b_2 \overline{\mathrm{T}}_M + c_2) & \text{se } \overline{\mathrm{T}}_M > B1 \end{cases} \tag{III.20}$$

de outra forma, $\Delta = 0$ para transformação de martensita para austenita:

$$\xi_s = \begin{cases} \xi_{s0}(a_3 \overline{\sigma}_A^2) + b_3 \overline{\sigma}_A + c_3) & \text{se } \overline{\sigma}_A \geq B2 \\ \xi_{s0}(a_4 \overline{\sigma}_A^2) & \text{se } \overline{\sigma}_A < B2 \end{cases} \tag{III.21}$$

$$\xi_s = \begin{cases} \xi_{s0}(a_3 \overline{\mathrm{T}}_A^2) + b_3 \overline{\mathrm{T}}_A + c_3) & \text{se } \overline{\mathrm{T}}_A \geq B2 \\ \xi_{s0}(a_4 \overline{\mathrm{T}}_A^2) & \text{se } \overline{\mathrm{T}}_A < B2 \end{cases} \tag{III.22}$$

Assim, tem-se dois polinômios de segunda ordem para cada uma das funções de endurecimento f_M e f_A. No intuito de simplificar a repetição das equações aqui expostas, os termos

$\tilde{\sigma}$ e $\tilde{T}$ são ambos substituídos por x para fins de exemplificação dos polinômios de segunda ordem. Dessa forma, obtêm-se o seguinte sistema de equações, considerando para cada sistema o que x pode ser $\tilde{\sigma}$ ou $\tilde{T}$:

$$f_M(x) \begin{cases} a_1x^2 + b_1x + c_1 \ 0 \leq x \leq B_M \\ a_2x^2 + b_2x + c_2 \ B_M < x \leq 1 \end{cases} \tag{III.23}$$

$$f_A(x) \begin{cases} a_3x^2 + b_3x + c_3 \ 1 \leq x \leq B_A \\ a_4x^2 + b_4x + c_4 \ B_A < x \leq 0 \end{cases} \tag{III.24}$$

Nas equações III.23 e III.24, B_M e B_A são parâmetros de controle para as transformações direta e reversa, respectivamente, definindo o início e o fim da curva polinomial. Para o caso da transformação direta essas condições são estabelecidas como:

$$\begin{cases} f_{m1}(0) \rightarrow a_1(0)^2 + b_1(0) + c_1 = 0 \\ f'_{m1}(0) \rightarrow 2a_1(0) + b_1 = 0 \\ f_{m2}(1) = 1 \\ f'_{m2}(1) = 0 \\ f_{m1}(B_M) = f_{m2}(B_M) \\ f'_{m1}(B_M) = f'_{m2}(B_M) \end{cases} \tag{III.25}$$

Tomando como base as condições de fronteira e continuidade definidas nas equações III.25, é possível obter os valores de $b_1 = 0$ e $c_1 = 0$ para transformação direta e comparando com o sistema do tipo matriz $[A]\{x\} = \{b\}$, tem-se:

$$\begin{bmatrix} 0 & 1 & 1 & 1 \\ 0 & 2 & 1 & 0 \\ {B_M}^2 & -{B_M}^2 & B_M & -1 \\ 2B_M & -2B_M & -1 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ b_2 \\ c_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \tag{III.26}$$

Assim, invertendo a matriz $[A]$ é possível calcular os valores dos coeficientes como: $a_1 = \frac{1}{B_M}$, $a_2 = \frac{1}{B_M - 1}$, $b_2 = \frac{-2}{B_M - 1}$ e $c_2 = \frac{B_M}{B_M - 1}$.

Tendo como base a equação III.24, que trata da transformação reversa, pode-se substituir as condições polinomiais de fronteira e continuidade:

$$\begin{cases} f_{a1}(1) = a_3(1)^2 + b_3(1) + C_3 = 1 \\ f'_{a1}(1) = 2a_3(1) + b_3 = 0 \\ f_{a2}(0) = a_4(0)^2 + b_4(0) + c_4 = 0 \\ f'_{a2}(0) = 2a_4(0) + b_4 = 0 \\ f_{a1}(B_A) = f_{a2}(B_A) \\ f'_{a1}(B_A) = f'_{a2}(B_A) \end{cases} \tag{III.27}$$

Tomando como base as condições de fronteira e continuidade definidas nas equações III.27, é possível obter os valores de $b_4 = 0$ e $c_4 = 0$:

$$\begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 0 \\ 2 & 1 & 0 & 0 \\ {B_A}^2 & {B_A}^2 & 1 & -B_A^2 \\ 2B_A & 1 & 0 & -2B_A^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a_3 \\ b_3 \\ c_3 \\ a_4 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \tag{III.28}$$

Assim, invertendo a matriz $[A]$ é possível calcular os valores dos coeficientes como: $a_3 = \frac{1}{B_A - 1}$, $b_3 = \frac{-2}{B_A - 1}$, $c_3 = \frac{B_A}{B_A - 1}$ e $a_4 = \frac{1}{B_A}$.

Por fim, uma vez definidos os termos a_1, a_2, a_3, a_4, b_2, b_3, c_2 e c_3, é possível substituir os valores de ξ presentes nas equações III.12 e III.13 na equação III.1 para as transformações direta e reversa, respectivamente. Após as substituição realizadas, é possível separar os termos da equação em coeficientes a, b e c e igualar a zero, restando como solução a aplicação da solução de Baskara.

Capítulo IV Atuadores com Memória de Forma

Este trabalho analisa algumas características principais de um atuador do tipo peso morto, representado esquematicamente na Figura IV.1, em que o elemento de SMA pode ser do tipo fio ou do tipo mola. Dentre as características analisadas, destacam-se: faixa de frequência de operação, curso de atuação, força de atuação e potência requerida. O estudo utiliza o modelo constitutivo proposto por Adeodato *et al* (2022) para descrever o comportamento termomecânico das SMAs e a equação da energia para tratar a transferência de calor.

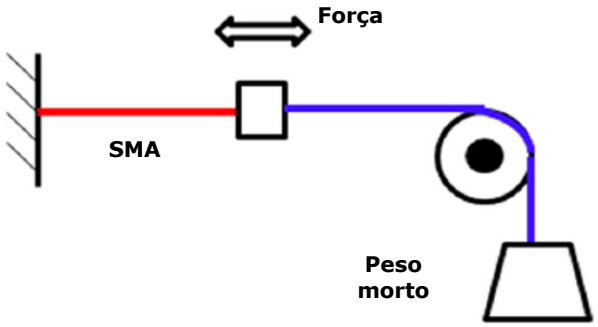


Figura IV.1: Representação esquemática de um atuador linear do tipo peso morto atuado por um elemento de SMA

IV.1 Modelagem de Atuadores com Memória de Forma

São considerados dois tipos de atuadores de SMA: fio e mola helicoidal. Os sistemas analisados possuem o acoplamento de três fenômenos distintos: o térmico, o mecânico e o de transformação de fase.

IV.2 Problema Térmico

Ao se abordar o problema térmico é necessário considerar os fenômenos de troca de calor presentes ao se analisar o comportamento dos elementos de SMA. Se a superfície de um corpo sólido é alterada repentinamente, a temperatura dentro do corpo começa a mudar com o tempo, até estabelecer o estado permanente de equilíbrio. A análise da transferência de calor é chamada de análise de parâmetros concentrados e a temperatura é uma função apenas do tempo (Ozisik 1985).

Neste trabalho, as seguintes simplificações no problema térmico foram adotadas:

- O fenômeno de aquecimento se dá por efeito Joule com a aplicação de corrente elétrica aos elementos de SMA;
- A temperatura é homogênea no elemento, não se considerando o processo de condução;
- A troca de calor se dá por convecção com o meio que envolve o fio ou a mola de SMA.

Uma vez que o diâmetro do elemento é pequeno, despreza-se a variação de temperatura ao longo do raio. Com relação à variação de temperatura ao longo do comprimento, assumem-se condições homogêneas. Desta forma, a partir da geometria do elemento de SMA, considera-se que o corpo possui uma temperatura aproximadamente uniforme durante o processo de troca de calor.

A partir das premissas adotadas, considera-se que o fio de SMA possui o volume $V = (\pi(\frac{d}{2})^2)l$, em que d é o diâmetro do fio de SMA e l é o comprimento; a área total da superfície é $A = (2\pi(\frac{d}{2}))l$, o calor específico é c e o corpo está a uma temperatura inicial uniforme, T_0.

Para o elemento do tipo mola, faz-se uma analogia considerando a geometria de um cilindro oco, que apresenta uma área de convecção equivalente, Figura IV.2, durante o processo de resfriamento. Além disso, cumpre destacar que o comprimento do fio é mantido igual para o caso do fio e da mola. Assim, considera-se que a mola de SMA possui um volume equivalente, $V = \pi((\frac{D}{2})^2 - (\frac{D-d}{2})^2)dN$, em que D é o raio da mola de SMA, N é o número de espiras de corpo. A área total da superfície é $A = 2(\pi D)dN$, considerando a área interna e externa da mola. Com esse modelo é esperado que a transferência de calor seja mais rápida, pois a

área em contato com a superfície de convecção é menor, uma vez que as espiras estão em contato entre si, diminuindo a área de convecção dessa superfície de contato das espiras da mola com o ar.

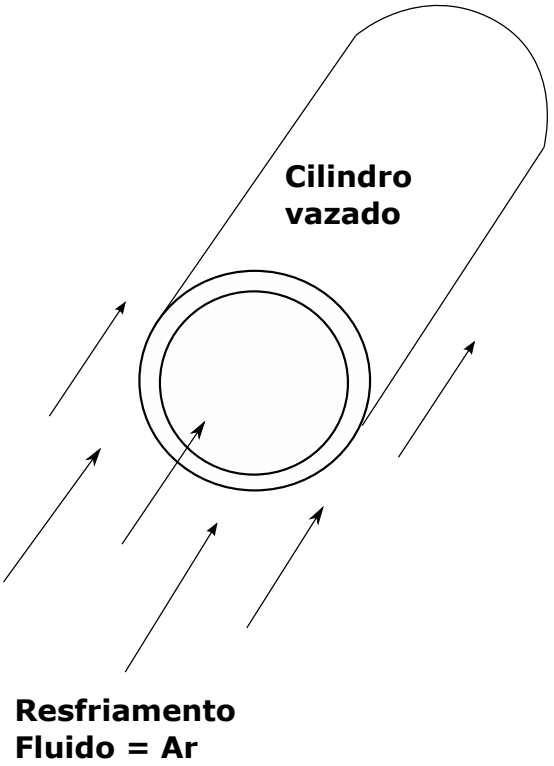


Figura IV.2: Esquema de de simplificação da convecção sobre o elemento de mola.

O elemento de SMA, sendo fio ou mola, está imerso pelo ar que o circunda no tempo $t = 0$, sendo que o ar se mantém à temperatura uniforme T_∞. A transferência de calor entre o fio, a mola e o ar se dá por convecção, sendo h o coeficiente de convecção com o ar. Assume-se que a distribuição de temperatura dentro do fio e da mola a qualquer instante é suficientemente uniforme e sendo assim a temperatura do fio pode ser considerada como uma função do tempo somente, ou seja, $T = T(t)$. No caso da mola, considera-se também que a temperatura no interior da mola é igual à temperatura ambiente, conforme exposto na Figura IV.2. Dessa forma, a equação de energia para a transferência de calor no fio e da mola pode ser escrita como se segue, assumindo que exista uma fonte de geração de calor:

$$\rho c V \dot{T} = \rho V \Xi - h A_s (T - T_\infty) \tag{IV.1}$$

onde Ξ é a geração de calor por unidade de volume, A_s é a área da superfície de convecção, T é a temperatura do corpo e T_∞ a temperatura do ar.

Para estabelecer a relação entre a transferência convectiva de calor na superfície do sólido e a condutância específica do sólido, utiliza-se o número de Biot que é um parâmetro adimensional que permite assumir o modelo de parâmetros concentrados. O número de Biot pode ser calculado por meio da seguinte equação (Ozisik 1985):

$$Bi = \frac{hV}{kA} < 0,1 \tag{IV.2}$$

em que h é o coeficiente de transferência de calor por convecção, k é a condutividade térmica do corpo, V é o volume do corpo e A é a área da superfície.

Para sólidos que possuem a forma de uma placa, um cilíndro longo, e uma esfera oca, a distribuição de temperatura transiente dentro do sólido em qualquer instante pode ser considerada uniforme, com um erro menor que 5% (Ozisik 1985). Essas formas em especial têm em comum o fato de uma das dimensões ser muitas ordens de grandeza inferior às outras dimensões, por exemplo, no caso da placa e da esfera oca a espessura é muito inferior às outras dimensões e no caso do cilíndro longo, o diâmetro é muito inferior às outras dimensões. Segundo Ozisik (1985), para adotar a hipótese de parâmetros concentrados o número de Biot precisa ser inferior a $0,1$. Além disso, conforme proposto no trabalho de Neto (2010) para o cálculo do número de Biot considera-se os valores de coeficente de convecção natural com o ar de 20 W/m^2 K e de convecção forçada com o ar de 100 W/m^2 K. Assim, para a situação de convecção natural o número de Biot é de $1,069 \times 10^{-7}$, e para a situação de convecção forçada, o número de Biot é de $5,347 \times 10^{-7}$, ou seja, todos valores inferiores a $0,1$, o que torna a hipótese de parâmetros concentrados aplicável nesse caso.

O aquecimento é promovido pelo efeito Joule e portanto, a fonte de calor é decorrente da corrente elétrica aplicada ao fio. A potência resultante é equivalente a potência consumida pelo sistema, sendo calculada como:

$$Pot = Ri^2 \tag{IV.3}$$

em que R é a resistência elétrica do fio e I a corrente elétrica

IV.3 Problema Mecânico

Para o problema mecânico assume-se uma análise quase-estática e o equacionamento é baseado no equilíbrio de forças. Cumpre observar que a solução do problema mecânico é proposta levando em consideração os valores de temperatura calculados de acordo com o modelo de massa concentrada tendo como premissas as hipóteses adotadas na subseção do problema térmico e no tipo de carregamento, força ou deslocamento prescrito. No presente trabalho, por se tratar de um sistema de peso morto, adota-se um carregamento de tensão prescrita.

Para o tipo peso morto, o atuador de SMA está submetido a carga e tensão constantes. A carga promove a reorientação de fase de martensita maclada para não-maclada. Ao ser aquecido, o elemento de SMA sofre transformação de fase para austenita, recuperando a sua forma original e movendo o atuador. Durante o resfriamento, ocorre a transformação de fase de austenita para martensita e o atuador de SMA sofre deformação de modo a recuperar a sua configuração deformada associada à temperatura inicial.

A Figura IV.3 apresenta um diagrama de corpo livre para o atuador do tipo peso morto.

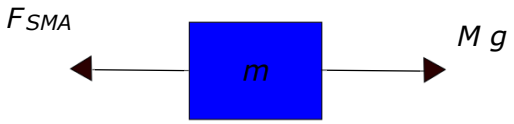


Figura IV.3: Diagrama de corpo livre do atuador associado à configuração de peso morto.

O sistema de atuação presente na Figura IV.3 pode ser descrito pela seguinte equação de equilíbrio:

$$F_{SMA} = Mg \tag{IV.4}$$

onde M é a massa do peso morto e g é a aceleração da gravidade. F_{SMA} é a força do elemento de SMA que é calculado a partir da equação constitutiva de acordo com o tipo de atuador.

Para atuadores do tipo fio, considerando que a equação constitutiva é do tipo $\dot{\sigma} = E\dot{\epsilon} + \alpha^N\dot{\xi}$, a força é dada por $F_{SMA} = \sigma A$, onde A é a área da seção transversal. Com isso, sabendo

que $\epsilon = \frac{u}{L}$ onde L é o comprimento do fio, chega-se à seguinte relação força-deslocamento:

$$\dot{F}_{SMA} = \overline{E}\dot{u} + \overline{\alpha}^N \dot{\xi} \tag{IV.5}$$

em que $\overline{E} = \frac{EA}{L}$ e $\overline{\alpha}^N = \alpha^N A$, sendo α^N o parâmetro de transformação de fase.

Para atuadores do tipo mola helicoidal, utiliza-se uma equação constitutiva para o cisalhamento, similar a equação para tensão normal:

$$\dot{\tau} = G\dot{\gamma} - \alpha^S \dot{\xi} \tag{IV.6}$$

em que τ é a tensão cisalhante, γ é a deformação cisalhante, G é o módulo de cisalhamento e α_S é um parâmetro de transformação de fase.

As tensões críticas são calculadas com base nas tensões de cisalhamento críticas de transformação de fase, calculada por meio da tensão equivalente baseada na teoria de energia de distorção máxima (von Mises):

$$\tau_e = \frac{\sigma_e}{\sqrt{3}} \tag{IV.7}$$

em que τ_e é a tensão de cisalhamento equivalente crítica calculada e σ_e é a tensão normal crítica de transformação de fase do elemento de fio.

O módulo de cisalhamento é calculada da seguinte forma (Budynas e Nisbeth 2016):

$$G = \frac{E}{2(1+\mu)} \tag{IV.8}$$

em que μ é o coeficiente de Poisson.

A relação força-deslocamento é obtida considerando uma mola helicoidal de diâmetro médio da espira D e diâmetro do fio d. A mola é carregada axialmente, apresentando uma combinação de esforços de torção (Γ) e cortante (V) (Figura IV.4).

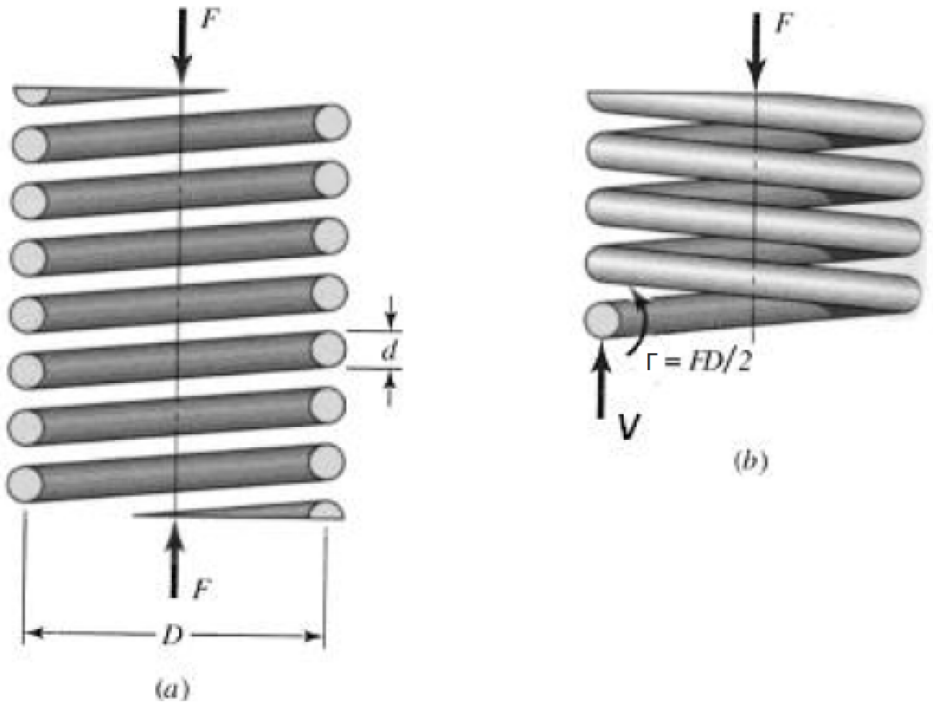


Figura IV.4: Mola helicoidal, carregamento externo e seus esforços internos (Pereira 2009).

Uma forma de caracterizar uma mola é através do seu índice, estabelecido pela relação do diâmetro médio da mola,D, pelo diâmetro do fio, d (Budynas e Nisbeth 2016):

$$C = \frac{D}{d} \tag{IV.9}$$

Note que um fio pode ser considerado um caso limite de uma mola com o índice tendendo a zero. Adicionalmente, para a caracterização da mola, é usual definir o seu comprimento livre calculado pela seguinte relação (Budynas e Nisbeth 2016):

$$L_0 = (2C - 1 + N)d \tag{IV.10}$$

em que N é o número de espiras de corpo.

Quando operando em regime linear-elástico, a mola apresenta uma distribuição linear de tensão de cisalhamento ao longo da seção do fio. As molas helicoidais de SMA são projetadas para desenvolver transformação de fase durante a operação e apresentam uma distribuição

de tensão de cisalhamento não-linear ao longo da seção de fio. Entretanto, de acordo com Aguiar *et al* (2010), uma hipótese simplificadora para modelar esse fenômeno consiste em assumir que a transformação de fase é homogênea ao longo da seção transversal do fio, (FiguraIV.5), em que r é a coordenada radial ao longo da seção transversal do fio.

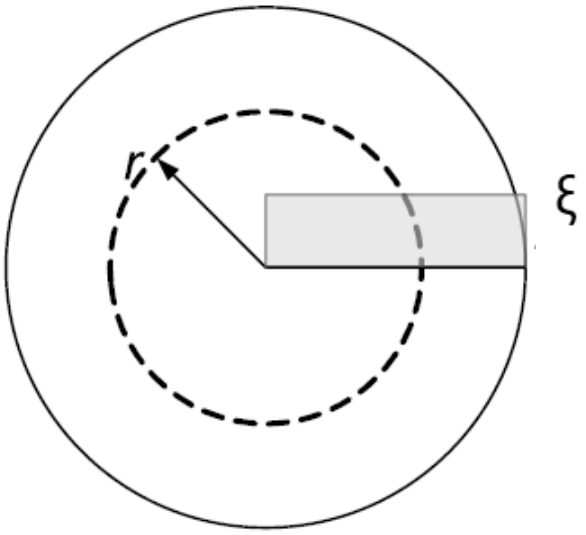


Figura IV.5: Distribuição de transformação de fase na mola de SMA baseada na hipótese de tensão de cisalhamento homogênea e distribuições de transformação de fase (Aguiar *et al* 2010).

Assim, a torção no eixo circular da mola submetido a um torque Γ é igual à soma das contribuições dos momentos promovidos pelas forças posicionadas a uma distância r do centróide, em que a tensão de cisalhamento existente em uma área dA da referida seção promove forças de cisalhamento perpendiculares ao eixo, conforme a seguinte equação:

$$dF_{SMA} = \tau dA \tag{IV.11}$$

Dessa forma, a equação de equilíbrio de momento na direção axial pode ser representada pela seguinte equação:

$$\Gamma = \int_A r\tau dA \tag{IV.12}$$

Com base na equação (IV.12) é possível correlacionar a força axial aplicada e o torque através de:

$$\Gamma = \frac{F_{SMA}D}{2} \tag{IV.13}$$

Substituindo (IV.13) em (IV.12)tem-se uma relação entre a força axial aplicada e a distribuição da tensão de cisalhamento na seção da mola, da seguinte forma:

$$F_{SMA} = \frac{4\pi}{D}\int_0^{d/2} \tau r^2 dr \tag{IV.14}$$

Para uma seção de eixo de comprimento dx, a deformação de cisalhamento apresenta uma distribuição linear com o raio pode ser escrita como:

$$\gamma = r\frac{d\phi}{dx} \tag{IV.15}$$

em que $\frac{d\phi}{dx}$ representa a relação entre o ângulo de torção e o comprimento do trecho analisado e r é a distânica ao centróide do eixo. Assumindo que a deformação de cisalhamento γ tem uma distribuição linear ao longo da seção transversal do fio, tem-se a seguinte relação cinemática:

$$\gamma(r) = \frac{r}{d/2}\gamma_{max} \tag{IV.16}$$

Observe que a deformação varia de zero, no centro, a um valor máximo, γ_{max}, na superfície do fio, dado por:

$$\gamma_{max} = \frac{d}{\pi D^2 N}u \tag{IV.17}$$

Com isso, usando a equação constitutiva na integral que define o equilíbrio através do torque, e assumindo uma distribuição homogênea de tranformação de fase, chega-se à relação força deslocamento para o atuador de SMA do tipo mola:

$$\dot{F}_{SMA} = \overline{G}\dot{u} + \overline{\alpha}^S\dot{\xi} \tag{IV.18}$$

em que $\overline{G} = \frac{d^4}{8D^3N}G$ e $\overline{\alpha}^S = \frac{\pi d^3}{6D}\alpha^s$.

IV.4 Problema de Transformação de Fase

As transformações de fase são descritas através do modelo constitutivo proposto por Adeodato *et al* (2022), apresentado no capítulo anterior.

IV.5 Procedimento Numérico

Tomando como base os problemas mecânico, térmico e de transformação de fase, pode-se simular condições operacionais que comparem o comportamento de atuadores de SMA do tipo mola e fio. Dessa forma, tendo os dados do fio, é possível simular o comportamento do sistema mecânico a partir dos seguintes passos:

1 . Base de dados: E_A, E_M, ϵ_{res}, σ_s^{cr}, σ_f^{cr}, M_s, M_f, A_s, A_f.

Os valores usados no modelo numérico tiveram como base os dados experimentais do trabalho de Moraes (2019), para temperatura, coeficientes de tensão crítica, deformação e são definidos na base de dados da rotina numérica.

2. Ciclo térmico e ciclo de carregamento mecânico.

Para realizar a simulação do comportamento térmico do sistema, a eq. (IV.1) deve ser discretizada no tempo, definindo um intervalo de tempo Δt, de uma forma incremental. Pelo método de Euler, tem-se:

$$T_{t+\Delta t} = T_t + \Delta T \tag{IV.19}$$

$$\Delta T = \frac{\Delta t}{c\rho V}[R(I_{t+\Delta t})^2 - Ah(T_t - T_\infty)] \tag{IV.20}$$

A aplicação da corrente é feita durante um intervalo de tempo associado à etapa de recuperação do deslocamento induzido no fio através do esforço mecânico.

Para o caso do carregamento mecânico são utilizados valores de tensão prescrita.

$$F_{SMA} = mg \tag{IV.21}$$

Considerando o caso do elemento de SMA sendo um fio:

$$\sigma = \frac{F_{SMA}}{A} \tag{IV.22}$$

$$\sigma_{t+dt} = \sigma_t + \Delta\sigma \tag{IV.23}$$

Considerando o elemento de SMA sendo uma mola, é preciso considerar que o estado de tensão em uma mola axial carregada por força axial é puramente cisalhante para pequenos deslocamentos. Apesar do modelo da Brinson (1993) ser originalmente proposto para descrever comportamento de tensão-compressão, as SMAs têm qualitativamente características similares em cisalhamento, e dessa forma, o modelo pode ser empregado para esse propósito (Enemark *et al* 2014). Para o carregamento mecânico são utilizados valores de tensão cisalhante prescrita τ_{t+dt} e as equações IV.21 e IV.30, são aplicadas de maneira incremental na equação IV.25.

$$\tau = \frac{8F_{SMA}D}{\pi d^3} + \frac{4F_{SMA}}{\pi d^2} \tag{IV.24}$$

$$\tau_{t+dt} = \tau_t + \Delta\tau \tag{IV.25}$$

3. Simulação do problema constitutivo

De acordo com Adeodato *et al* (2022), o modelo polinomial tem a vantagem de apresentar uma solução analítica para simulações com tensão prescrita, uma vez que uma equação de forma fechada pode ser estabelecida, evitando um algoritmo iterativo para estimar o valor da deformação a partir da tensão. Os outros modelos com cinética de transformação de fase assumida empregam o modelo preditor-corretor em que um estado de tentativa é definido a partir dos valores de tensão.

No presente algoritmo polinomial, essencialmente, avaliam-se as tensões críticas de transformação e a taxa do carregamento para definir o tipo de transformação de fase (direta ou reversa).

Para o caso da transformação de fase são utilizados os valores das frações de martensita conforme a seguinte equação:

$$\xi_{t+dt} = \xi_t + \Delta\xi \tag{IV.26}$$

O processo de cálculo da tensão com o incremento de tempo de Δt, obtido através de uma análise de convergência, é realizado. Caso o corpo esteja em uma região elástica, o resultado de tensão e deformação é elástico linear. Entretanto, caso ocorra transformação de fase, a solução de Baskara é utilizada para avaliar a evolução da fração volumétrica da martensita.

Na sequência é apresentado as linhas gerais do algoritmo tendo como base o modelo de tensão prescrita.

- Base de dados em que $x \in \mathbb{R} : \{\epsilon_n, E_n, \alpha_n\}$
- Dada uma tensão em $x \in \mathrm{P} : \sigma_{n+1} = \sigma_n + \Delta\sigma_n$
- Calcule a tensão de teste elástica e teste para transformação de fase:

$$\sigma_{n+1}^{teste} = \sigma_n + E_n[\epsilon_{n+1} - \epsilon_n] \tag{IV.27}$$

$$\xi_{n+1}^{teste} = \begin{cases} \xi_0 + (1 - \xi_0) f_{m(n+1)}^{teste} & \text{direta;} \\ \xi_0 f_{a(n+1)}^{teste} & \text{reversa.} \end{cases}$$

$$\epsilon_{n+1}^{teste} = \frac{1}{E}\,\sigma_{n+1}^{teste} + \alpha\xi_{n+1}^{teste}$$

- IF

  $\sigma_{n+1}^{teste} - \sigma_{n+1} \leq k$ então

  Passo elástico EXIT

- ELSE

  Passo de transformação de fase:

$$\sigma_{n+1} = \text{Solução polinomial} \tag{IV.28}$$

$$\xi_{n+1}^{teste} = \begin{cases} \xi_0 + (1-\xi_0) f_{m(n+1)} & \text{direta;} \\ \xi_0 f_{a(n+1)} & \text{reversa.} \end{cases}$$

$$E_{n+1}^{teste} = E_A + \xi_{n+1}(E_M - E_A)$$

- END IF

4. Cálculo da força na saída do atuador

A simulação numérica considera inicialmente o carregamento mecânico e posteriormente o carregamento térmico. Considera-se a tensão prescrita aplicada de maneira incremental.

Para um elemento do tipo fio:

$$F_{SMA} = \frac{EA}{L} u + \alpha^N A \xi \tag{IV.29}$$

Para um elemento do tipo mola:

$$F_{SMA} = \frac{d^4}{8D^3 N} G u + \frac{\pi d^3}{6D} \alpha^S \xi \tag{IV.30}$$

Capítulo V Resultados

Este capítulo apresenta resultados de simulações numéricas baseados no modelo desenvolvido nos últimos capítulos. Inicialmente, faz-se uma calibração experimental baseada no trabalho de Moraes (2019). Em seguida, desenvolve-se um estudo comparativo tratando atuadores do tipo fio e do tipo mola, considerando diferentes condições.

V.1 Calibração do modelo

Para validação do modelo numérico, realiza-se uma calibração do modelo com base no trabalho experimental de Moraes (2019) que utiliza um fio de Nitinol com $0,381$ mm de diâmetro. Os ajustes foram feitos a partir de curvas tensão-deformação e a história temporal da temperatura foi utilizada para calibrar a corrente elétrica necessária para o aquecimento. A resistividade elétrica adotada é $900\mu\Omega$mm, que corresponde a média entre os valores de $800\mu\Omega$mm para a martensita e $1000\mu\Omega$mm para a austenita. Com relação às transformações de fase, identifica-se que a temperatura de início da transformação austenítica ocorre em $66,70^o$C e é finalizada em $84,53^o$C. Enquanto a transformação martensítica ocorre entre $73,3^o$C e 19^oC. Além disso, o patamar de transformação de fase se inicia por volta de 73 MPa e termina em torno de 82 MPa. Os dados experimentais estão resumidos na Tabela V.1.

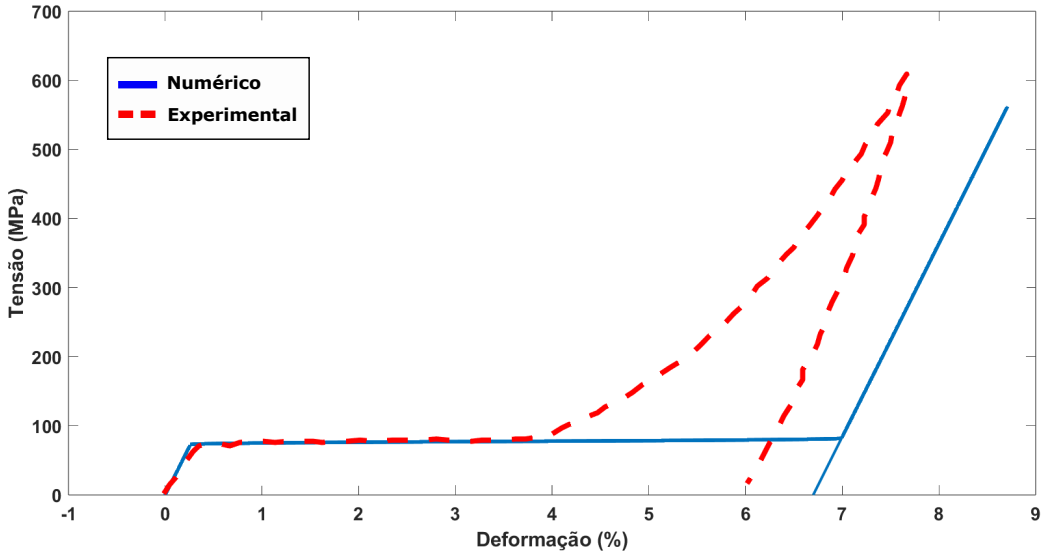
Tabela V.1: Constantes do fio de flexinol $0,381$ mm (Moraes 2019).

Material	Liga de Flexinol 375
Módulo de elasticidade da martensita (E_M)	28 GPa
Módulo de elasticidade da austenita (E_A)	75 GPa
Temperatura de início da transformação martensítica (M_s)	$73,3^o$ C
Temperatura final da transformação martensítica (M_f)	19^o C
Temperatura de início da transformação austenítica (A_s)	$66,70^o$ C
Temperatura final da transformação austenítica (A_f)	$84,53^o$ C
Massa específica (ρ)	6400 kg/m ^{3}
Calor específico (c)	322,168 J/kgK
Resistência elétrica (R)	1,59 Ω
Deformação residual (ϵ_R)	0,067

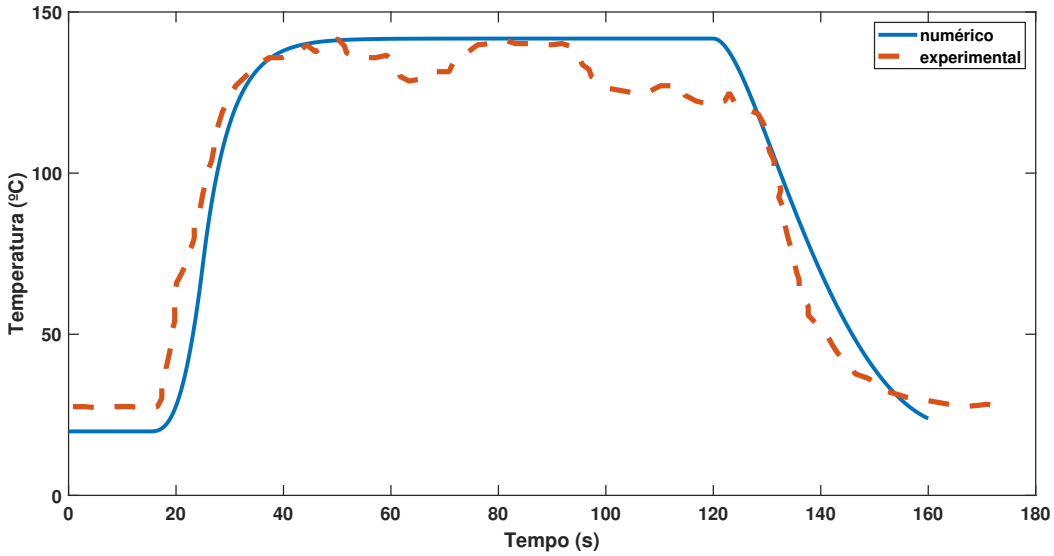
Além dos dados específicos do fio de SMA, os parâmetros presentes no trabalho de Moraes (2019) foram utilizados, conforme apresentado na Tabela V.2. Com base nos dados experimentais, busca-se fazer um ajuste do modelo constitutivo. A Figura V.1(a) apresenta um ajuste numérico-experimental realizado para um ensaio de tração típico e a Figura V.1(b) apresenta um ajuste numérico experimental de variação de corrente no tempo. Observa-se uma boa concordância tanto da curva tensão-deformação quanto da evolução da corrente em função do tempo.

Tabela V.2: Parâmetros utilizados na calibração do modelo númerico.

Diâmetro do fio (mm)	Resistividade elétrica ($\mu\Omega$mm)	Corrente (A)	Coeficiente de convecção (W/m^{2}K)
0,381	900	1,5	25



(a)

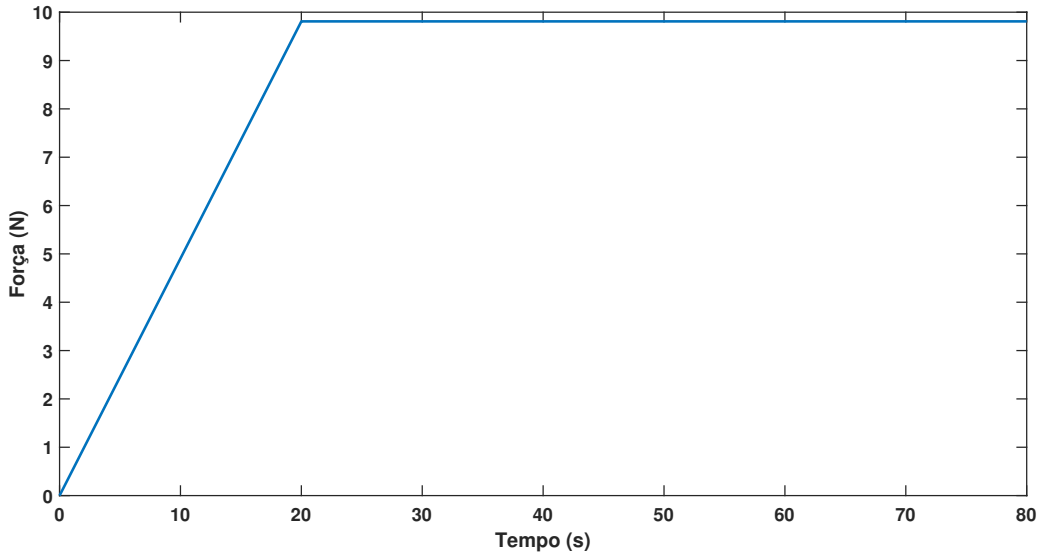


(b)

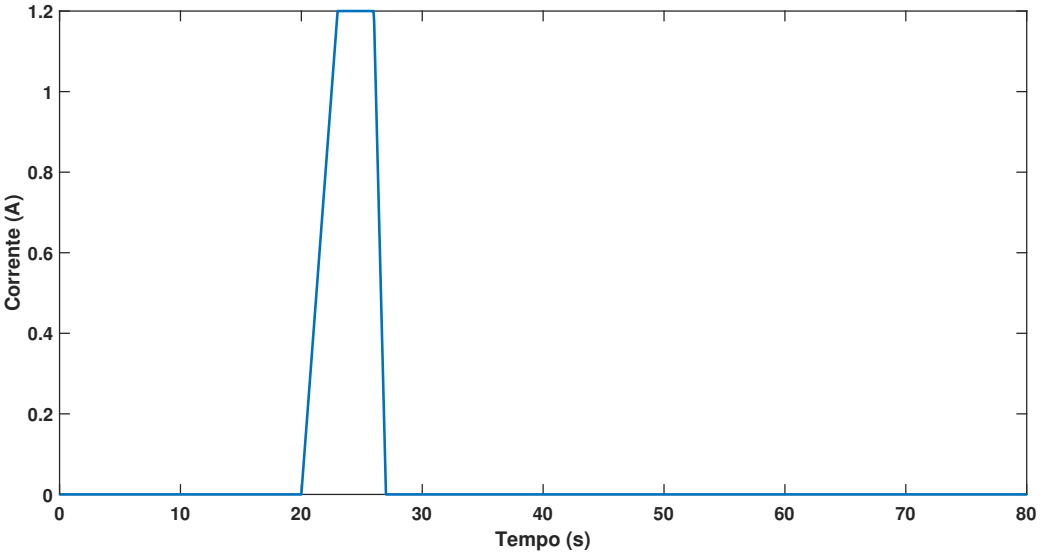
Figura V.1: Calibração do modelo numérico experimental: (a) Curva da tensão - deformação do fio de SMA. (b) Variação da temperatura em função do tempo.

A partir do ajuste, passa-se a utilizar os parâmetros para realizar outras simulações. Considera-se que a força e a corrente elétrica são prescritas para realizar as simulações numéricas, conforme mostrado na Figura V.2. Note que considera-se a prescrição de uma força externa aplicada de forma linear até um valor constante para representar o peso morto. Com relação a corrente elétrica, considera-se que até 20s não existe corrente aplicada. Em seguida, de 20 s a 21 s, é aplicada uma corrente elétrica de $1,2$ A, mantendo-se constante até 26 s. Depois, retira-se a corrente, que é zerada em 27 s. A Figura V.3 mostra a história temporal

da temperatura assumindo um resfriamento por convecção natural. Note que o elemento de SMA atinge a temperatura de 92 ^{o}C, superior à temperatura final de transformação austenítica de $A_f = 84,5\ ^o$C presente na Tabela V.1, o que permite a transformação total da fase martensitica em fase austenítica. Deve-se observar que os ciclos térmicos e elétricos possuem relação explicada pelo efeito Joule.



(a)



(b)

Figura V.2: Resultados exemplificados considerando o elemento de SMA do tipo fio sob a ação de convecção natural: (a) Ciclo de carregamento mecânico do tempo em função da força.(b) Ciclo de variação de corrente elétrica.

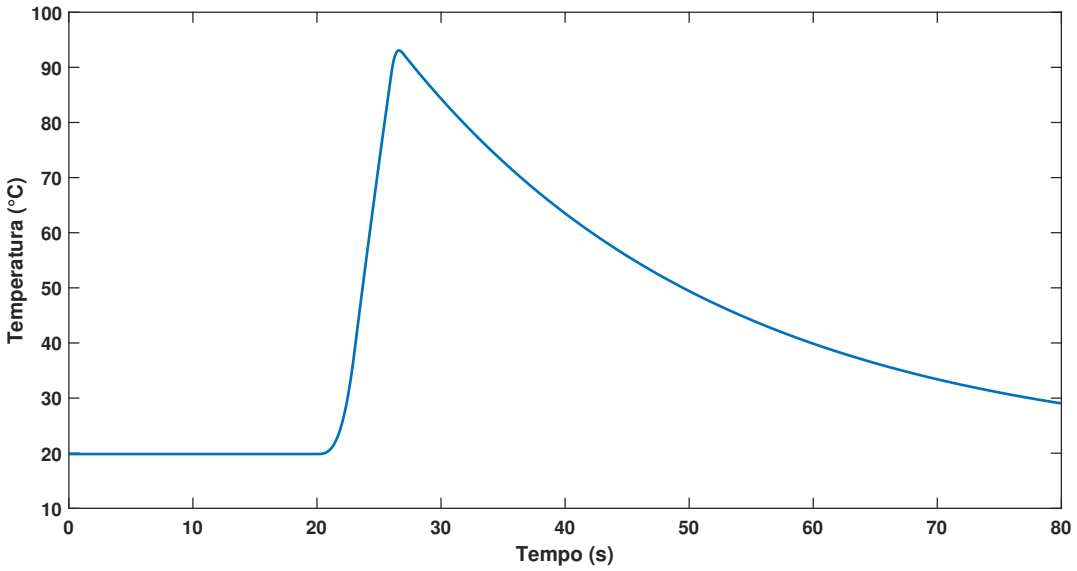


Figura V.3: Calibração do modelo - variação da temperatura em função do tempo.

V.2 Atuadores de SMA

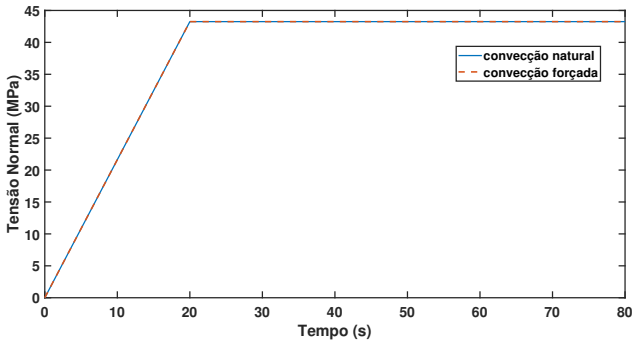
Esta seção apresenta resultados numéricos obtidos para o caso do atuador do tipo peso morto considerando dois tipos de elementos de SMA: fio e mola helicoidal. Em um primeiro momento são feitas simulações para diferentes condições de temperatura e tensão a fim de avaliar o comportamento de cada tipo de atuador submetido a diferentes condições. Em seguida algumas características entre os atuadores são comparadas a fim de que seja possível entender as melhores aplicações para cada tipo de atuador. Desta forma, é possível estabelecer uma avaliação quantitativa e comparativa entre atuadores de SMA com diferentes configurações.

É importante destacar que para analisar a transformação completa foi adotado um valor de temperatura igual ou até 10% superior à temperatura de final de austenítica que é de $84,53^o$ C, conforme Tabela V.1.

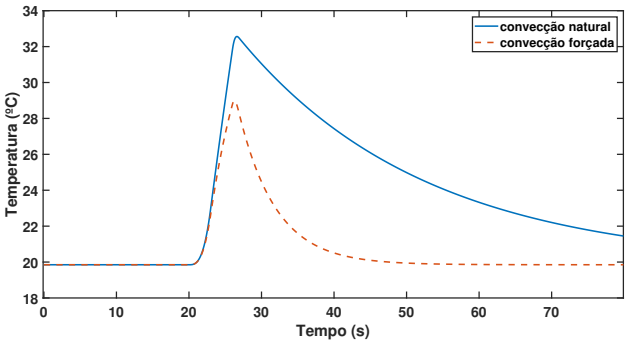
V.2.1 Atuadores de SMA do tipo fio

Para o atuador de SMA tipo fio desenvolve-se uma análise paramétrica a partir da aplicação de diferentes valores de corrente elétrica e massa do peso morto. Consideram-se duas situações de convecção distintas: natural e forçada. Para o caso da convecção natural, adota-se o coeficiente de convecção de 20 W/m^{2}K e para o caso da convecção forçada, 100 W/m^{2}K. Esses são valores típicos da literatura para o caso de convecção em ar (Bergman et al 2011; Ozisik 1985). Resultados comparativos com esses coeficientes de convecção podem ser encontrados no trabalho de Pereira (2009).

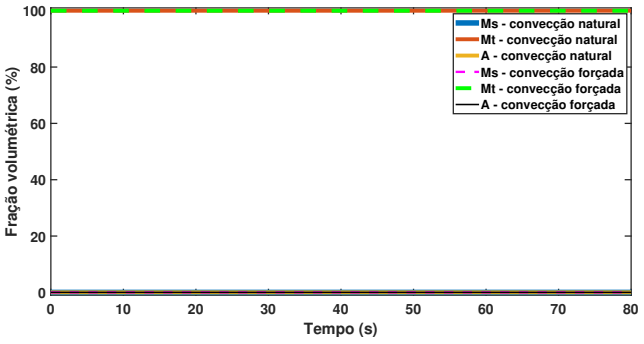
Inicialmente considere um peso morto de $0,5$kg e uma corrente $0,5$A. A Figura V.4(a) mostra o carregamento de tensão, a Figura V.4(b) mostra a temperatura considerando a convecção natural, com uma temperatura máxima de $32,55$ ^{o}C, e forçada, com uma temperatura de $28,96$ ^{o}C. A fração volumétrica mostra que não há transformação de fase, Figura V.4(c). A Figura V.4(d) mostra a deformação, indicando que não há recuperação da deformação residual por meio de aquecimento, uma vez que a temperatura não é suficiente para ocasionar transformação. A Figura V.4(e) mostra a carga associada.



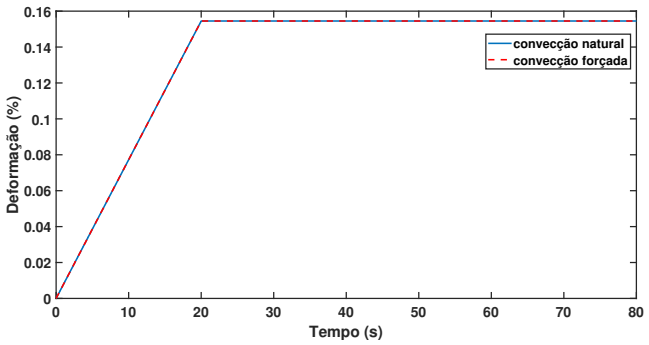
(a)



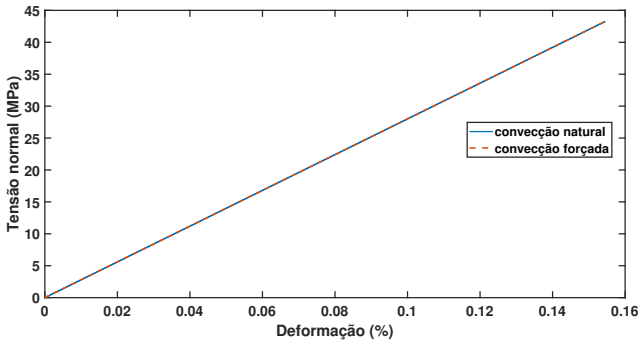
(b)



(c)



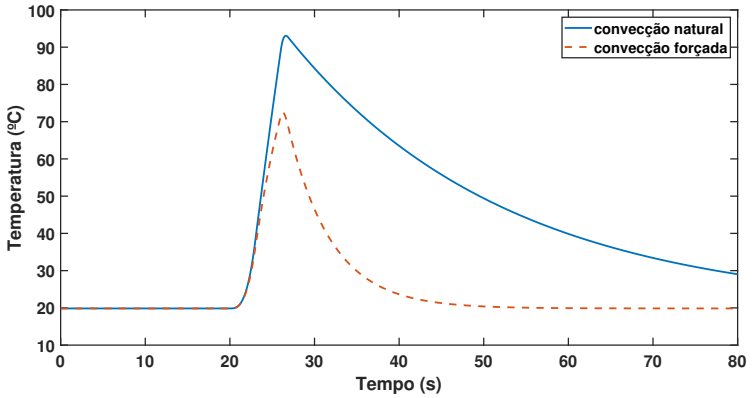
(d)



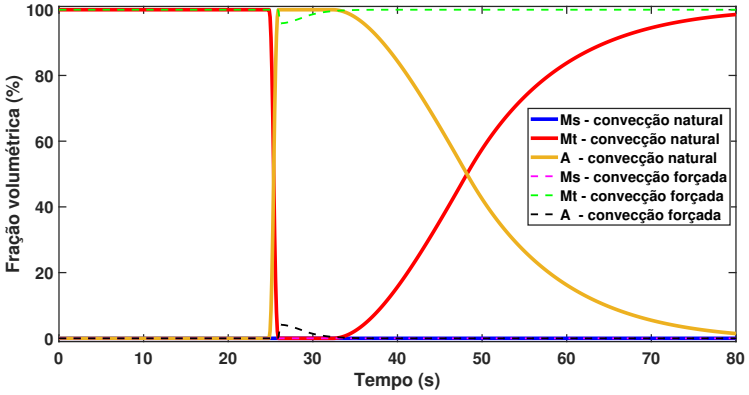
(e)

Figura V.4: Resultados considerando o elemento de SMA do tipo fio com massa de 0,5kg e 0,5A: (a) Variação da tensão no tempo. (b) Variação da temperatura no tempo. (c) Variação das frações de martensita e austenita no tempo. (d) Variação da deformação em relação ao tempo. (e) Variação da tensão em função da deformação.

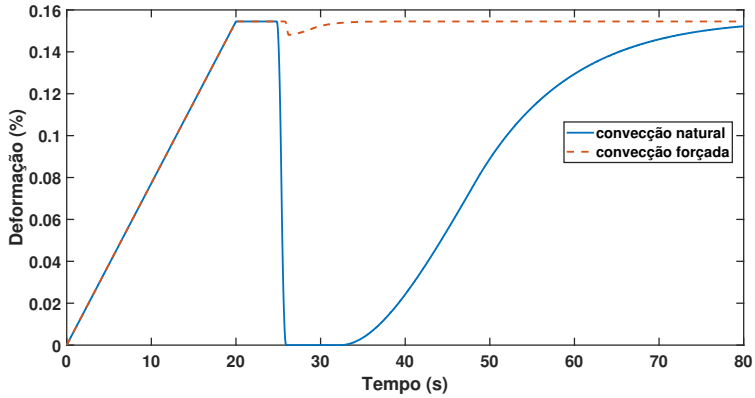
Ainda com uma massa de $0,5$kg, a corrente elétrica foi aumentada para $1,2$A. A Figura V.5 mostra os resultados da simulação que permitem identificar que as transformações de fase são induzidas por essa corrente elétrica. Note que a convecção natural está associada a uma transformação completa de martensita para austenita, enquanto a convecção forçada apresenta uma transformação incompleta, Figura V.5(b). Por fim, com a corrente de $1,2$ A e uma convecção forçada é possível atingir um ciclo de aquecimento e resfriamento de 39s, tempo necessário para temperatura atingir um valor igual ou até 10%, enquanto que com o coeficiente de convecção natural, o ciclo é de aproximadamente $173,1$s, Figura V.5(a). Observa-se também que a transformação de fase induz a eliminação da deformação residual.



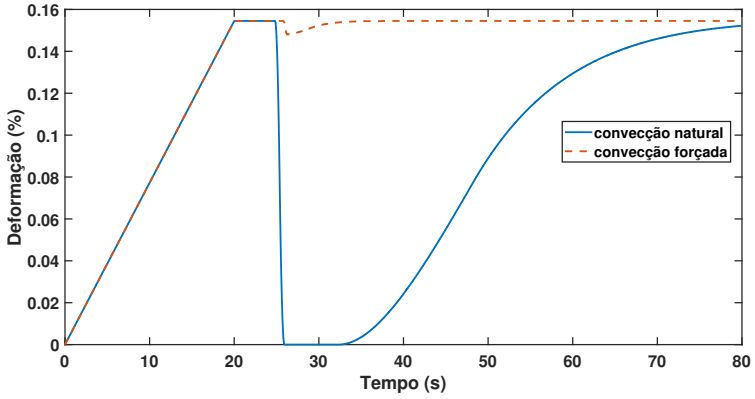
(a)



(b)



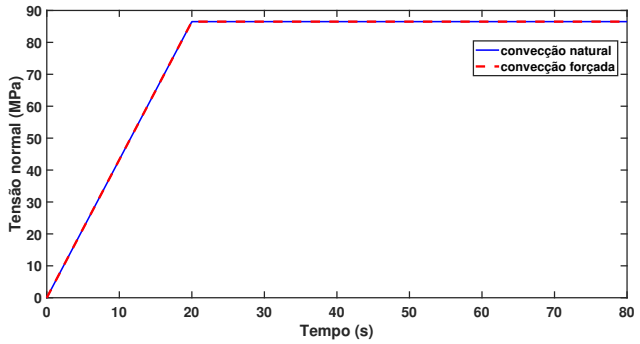
(c)



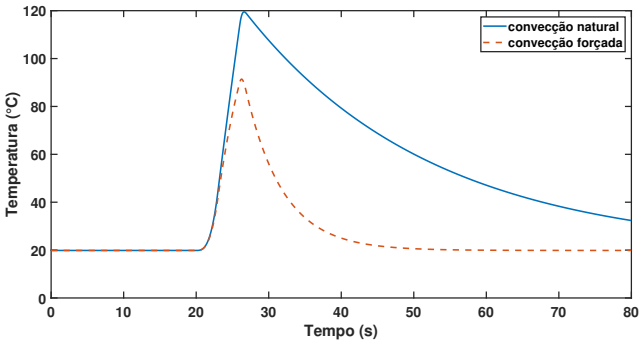
(d)

Figura V.5: Resultados considerando o elemento de SMA do tipo fio com massa de 0,5kg e 1,2A: (a) Variação da temperatura no tempo. (b) Variação das frações de martensita e austenita no tempo. (c) Variação da deformação em relação ao tempo.(d) Variação da tensão em função da deformação.

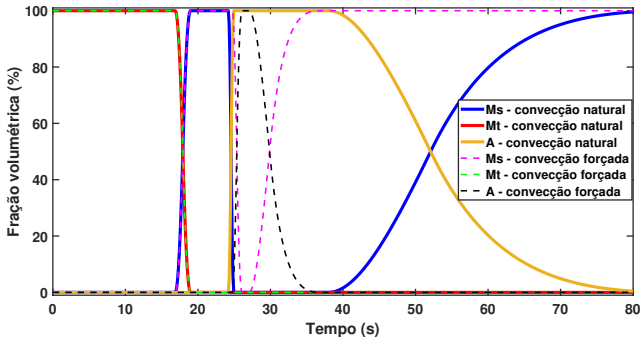
Considere agora um peso morto de massa 1kg e uma corrente de $1,4$ A. A Figura V.6 apresenta os resultados da simulação. Note que a tensão é superior a tensão crítica de reorientação de martensita que se inicia em 73 MPa e finaliza em 82 MPa. Uma transformação completa de austenita para martensita não-maclada, Figura V.6(c), pode ser observada. Na Figura V.6(c) e Figura V.6(d) é possível perceber que por meio do resfriamento por convecção natural e forçada acontece uma transformação total da martensita demaclada em austenita e é possível perceber que as frações volumétricas de martensita demaclada variam de 0% a 100% entre 0 s e 20 s, que é o período em que é inserido progressivamente o carregamento mecânico de 1 kg. Além disso, como esperado, uma vez que, a corrente foi alterada, a temperatura de ciclo de aquecimento e resfriamento também sofreu alteração. O coeficiente de convecção natural de 20 W/m^{2}K permite que a corrente promova um aumento de temperatura, $119,4$ ^{o}C, ou seja, acima da temperatura final da austenita, em comparação com a temperatura, $91,38$ ^{o}C atingida quando o corpo está submetido a um processo de convecção forçada com um coeficiente de convecção de 100 W/m^{2}K, temperatura também superior a temperatura final de transformação austenítica. Por fim, com a corrente de $1,4$ A e uma convecção forçada é possível atingir um ciclo de aquecimento e resfriamento de $40,75$ s, tempo necessário para temperatura atingir um valor igual ou até 10% superior a temperatura de transformação, enquanto com o coeficiente de convecção natural o ciclo é de $199,80$ s, Figura V.6(b).



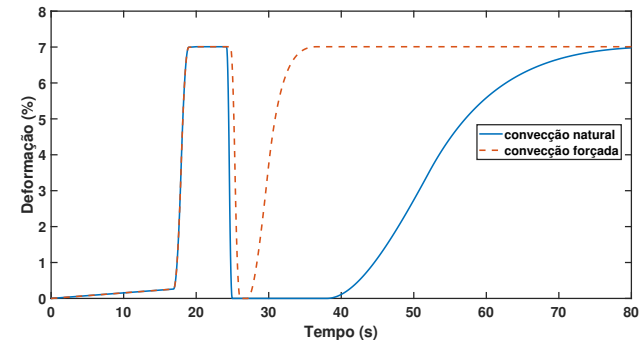
(a)



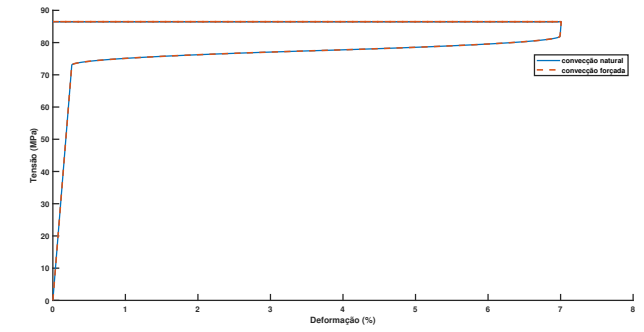
(b)



(c)



(d)



(e)

Figura V.6: Resultados considerando o elemento de SMA do tipo fio com massa de 1kg e 1,4A: (a) Variação da tensão no tempo. (b) Variação da temperatura no tempo. (c) Variação das frações de martensita e austenita no tempo. (d) Variação da deformação em relação ao tempo. (e) Variação da tensão em função da deformação.

O comportamento do atuador é ilustrado na Figura V.7 através de uma representação tridimensional no espaço força, deslocamento e temperatura.

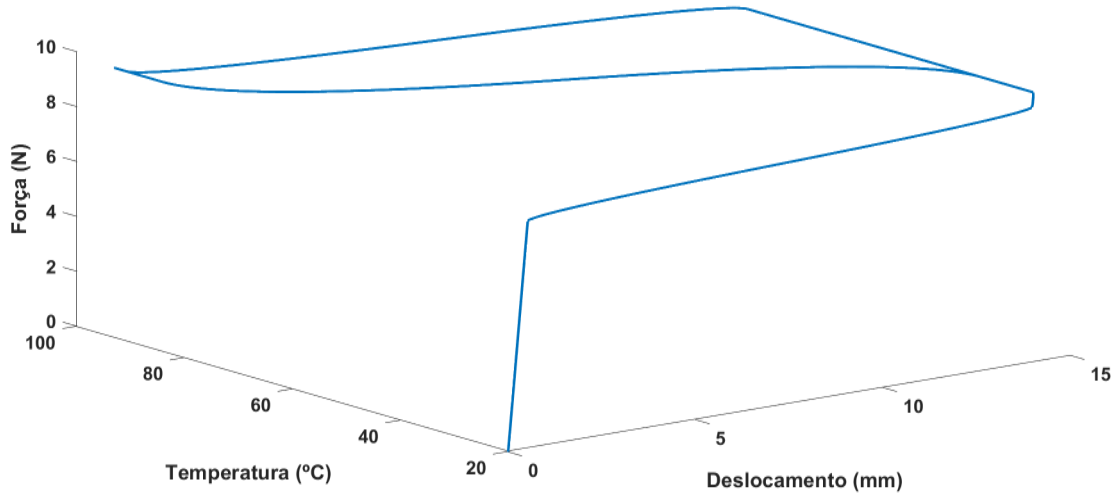


Figura V.7: Comportamento do atuador em função da força, do deslocamento e da temperatura para uma massa de 1 kg e uma corrente de $1,4$ A.

Considerando a potência requerida pelo sistema, tal potência é proporcional a resistência, que é um parâmetro do material, e a variação de corrente. Dessa forma, é possível correlacionar os dados quando o sistema está sob ação de convecção natural e forçada, conforme Tabela V.3. Note que a potência requerida com convecção forçada é aproximadamente $1,36$ vezes superior ao caso da convecção natural, o que significa que é necessário mais energia para compensar o maior troca de calor com o meio.

Tabela V.3: Correlação das Potências para diferentes tipos de convecção - elemento de SMA do tipo fio.

Convecção	Corrente (A)	Pot (W)
Natural	1,2	2,29
Forçada	1,4	3,11

Avaliando a variação de massa e corrente elétrica é possível inferir características relevantes do atuador de SMA do tipo fio, como por exemplo, a relação entre o coeficiente de convecção natural e forçado, a temperatura máxima requerida e o tempo de ciclo, além da massa necessária para promover a reorientação de martensita maclada para martensita demaclada e a corrente necessária para promover a transformação de fase martensita para austenita.

Dessa forma, para um coeficiente de convecção natural é possível chegar a temperatura de transformação com correntes menores de entrada no sistema. Em contrapartida, o tempo de ciclo é superior ao tempo de ciclo de um sistema com convecção forçada, aproximadamente 5 vezes superior, o que gera uma frequência de atuação inferior. Tal resultado se baseia no fato de que para o sistema submetido a convecção forçada, o tempo de ciclo permanece praticamente igual mesmo alterando substancialmente a corrente, por exemplo, de $0,5$A para $1,4$A, enquanto que para o sistema submetido a convecção natural os tempos de ciclos são alterados substancialmente, e consequentemente também a frequência de atuação.

V.2.2 Atuadores de SMA do tipo mola

Para simular o comportamento de um atuador do tipo mola helicoidal, as tensões críticas de transformação de fase obtidas experimentalmente são transformadas em tensões de cisalhamento críticas equivalentes por meio da eq. IV.7.

Com base nos cálculos da equação IV.8 é possível obter o módulo de cisalhamento da martensita de e o módulo de cisalhamento da austenita. Dessa forma, para as simulações considerando o elemento de SMA do tipo mola, os parâmetros conisderados podem ser encontrados na Tabela V.4.

Tabela V.4: Parâmetros utilizados na calibração do modelo númerico para o elemento de SMA do tipo mola.

Módulo de Poisson	G_M - Módulo de Cisalhamento - fase martensítica (GPa)	G_A - Módulo de Cisalhamento - fase austenítica (GPa)	τ_s^{crit} Tensão crítica inicial de cisalhamento (MPa)	τ_f^{crit} Tensão crítica final de cisalhamento (MPa)
0,33	10,53	28,20	42,15	47,34

De acordo com Shigley e Mischke (2005), usualmente os índices de molas helicoidais variam entre 6 e 12. Além disso, segundo Savi *et al* (2015), valores mais próximos de 6 estão relacionados a molas com baixas não-linearidades geométricas (W-Spring), molas helicoidais com valores mais próximos de 8 são molas com média não linearidade geométrica (M-Spring) e molas helicoidais com valores mais próximos de 12 são molas com alta não linearidade geométrica (S-Spring). Assim, quanto maior o índice, maior a não linearidade geométrica, enquanto o fio seria um caso limite com índice tendendo a zero.

Dessa forma, as simulações realizadas para um atuador do tipo fio são realizadas para o atuador do tipo mola considerando algumas correlações entre os dados das molas, conforme apresentado Tabela V.5.

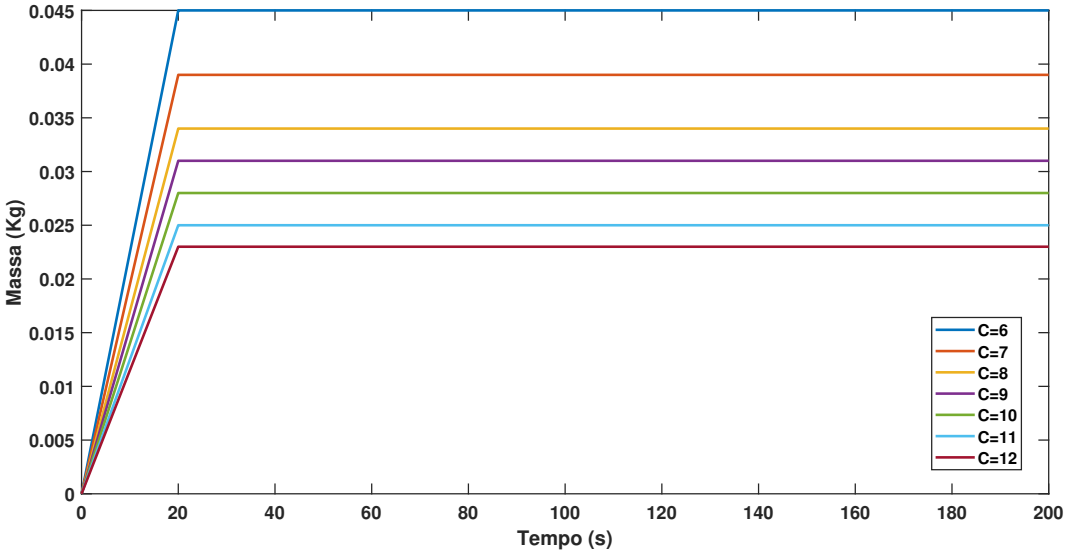
Tabela V.5: Correlação dos dados das molas considerando diferentes índices da mola.

C	D(mm)	Número de espiras totais	Número de espiras de corpo	Comprimento livre (mm)
6	2,286	27,85	25,85	14,04
7	2,667	23,87	21,87	13,29
8	3,048	20,89	18,89	12,91
9	3,429	18,57	16,57	12,79
10	3,810	16,71	14,71	12,84
11	4,191	15,19	13,19	13,03
12	4,572	13,92	11,92	13,30

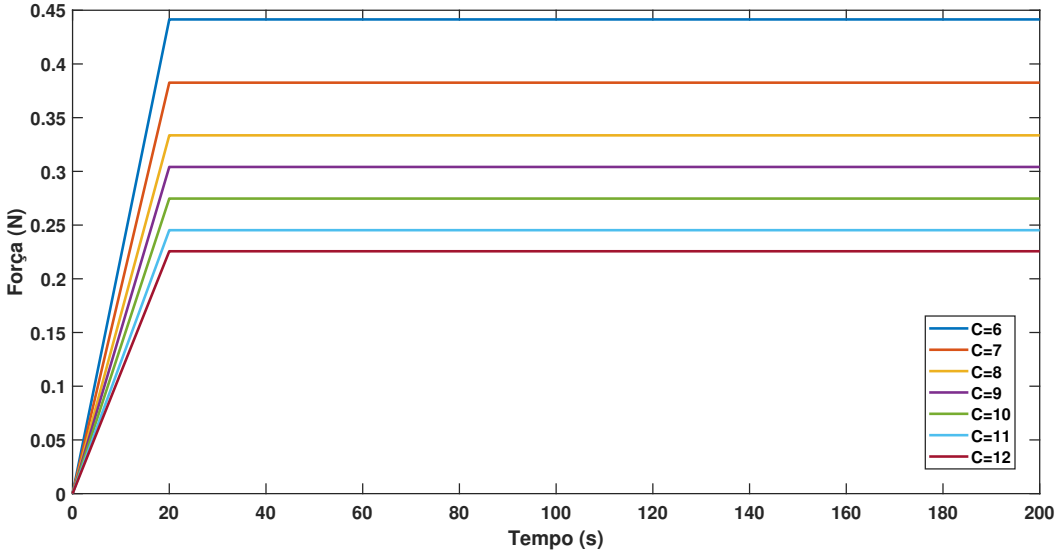
Como consideram-se molas com diferentes índices, a massa mínima necessária para promover a reorientação completa da martensita varia de acordo como os valores relacionados na Tabela V.6. É possível observar que as massas dos pesos mortos variam de 45g, para o caso de uma mola com índice $C = 6$, até 23g, para o uma mola com índice $C = 12$, Figura V.8(a). Tal variação está relacionada a alteração na rigidez da mola que o número de espiras e o diâmetro da mola ocasionam. Com a variação da massa, a força necessária para atingir a tensão de cisalhamento que ocasiona a transformação completa de martensita demaclada para austenita também varia, V.8(b).

Tabela V.6: Correlação das massas mínimas do peso morto para diferentes índices da mola.

C	6	7	8	9	10	11	12
Massa do peso morto (g)	45	39	34	31	28	25	23



(a)

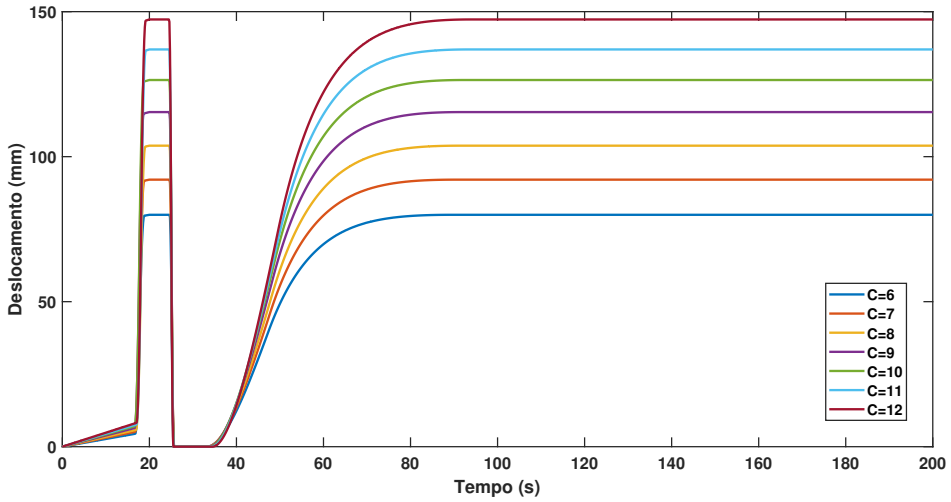


(b)

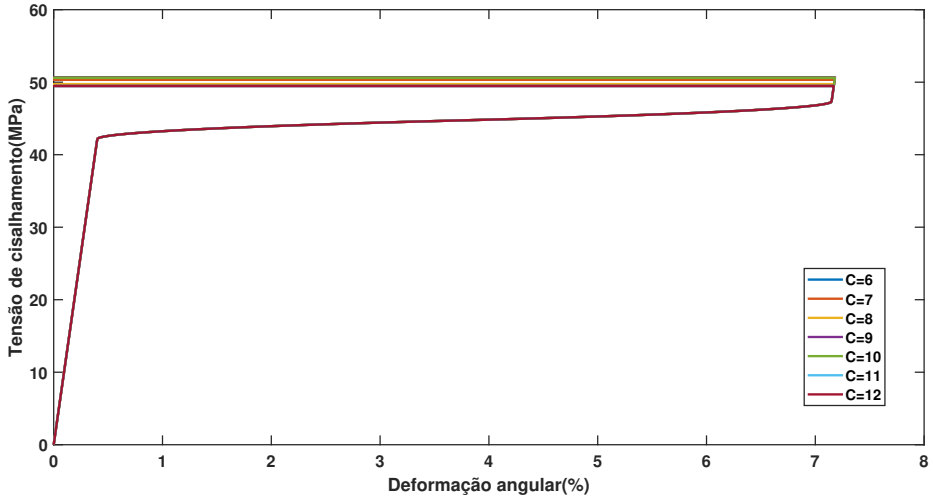
Figura V.8: Resultados considerando diferentes índices de mola: (a) Variação da massa necessária para promover a reorientação completa da martensita maclada para martensita demaclada para os diferentes índices da mola. (b) Variação da força para o caso de diferentes índices de mola.

Além disso, pode-se observar os diferentes deslocamentos alcançados pelas molas de acordo com os diferentes índices. Quanto maior o número de espiras mais rígida é a mola e menor o deslocamento, como pode ser observado na Figura V.9(a). Como a tensão de cisalhamento mínima necessária para tranformação se mantêm constante, a deformação cisalhante também se mantém constante para cada elemento de mola, Figura V.9(b). Em contrapartida, a força varia de acordo com as massas necessárias para promover a tensão de cisalhamento mínima

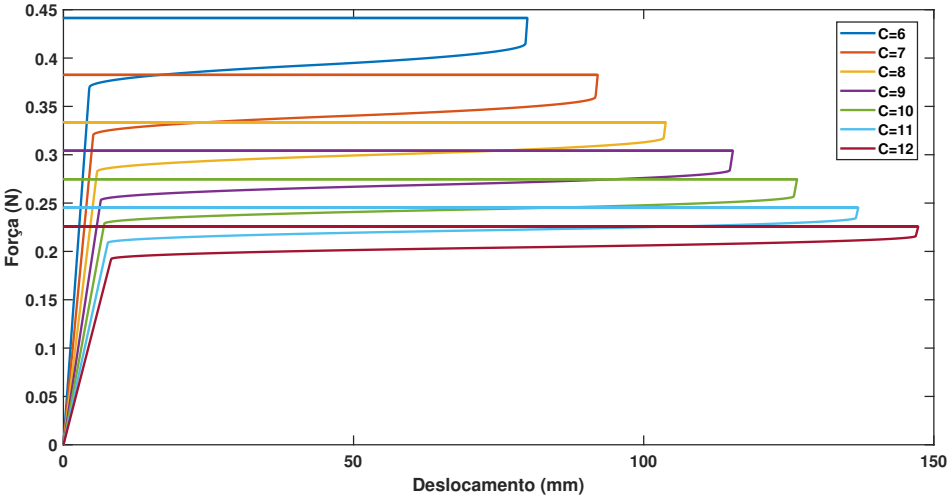
para a reorientação, considerando os diferentes índices das molas, V.9(c).



(a)



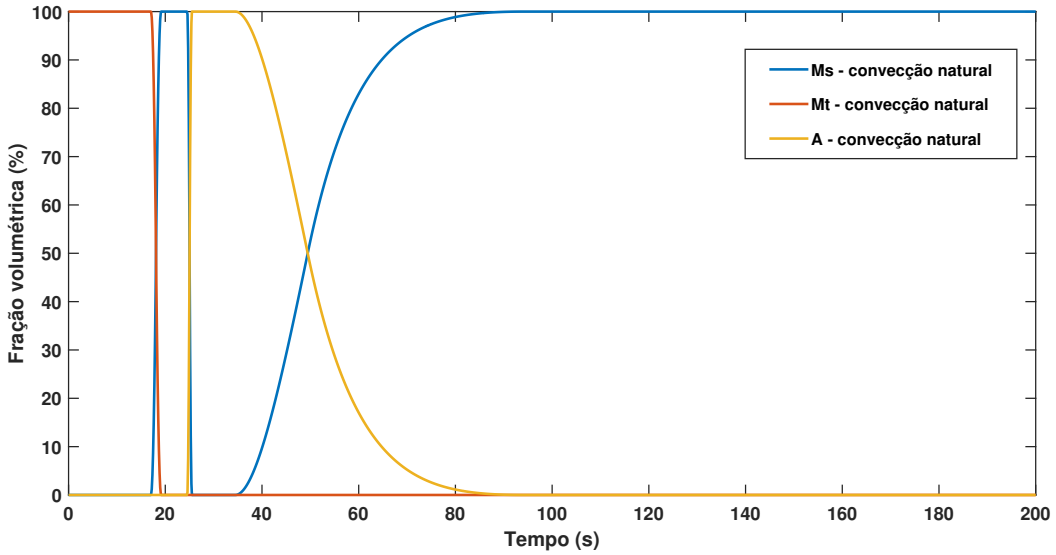
(b)



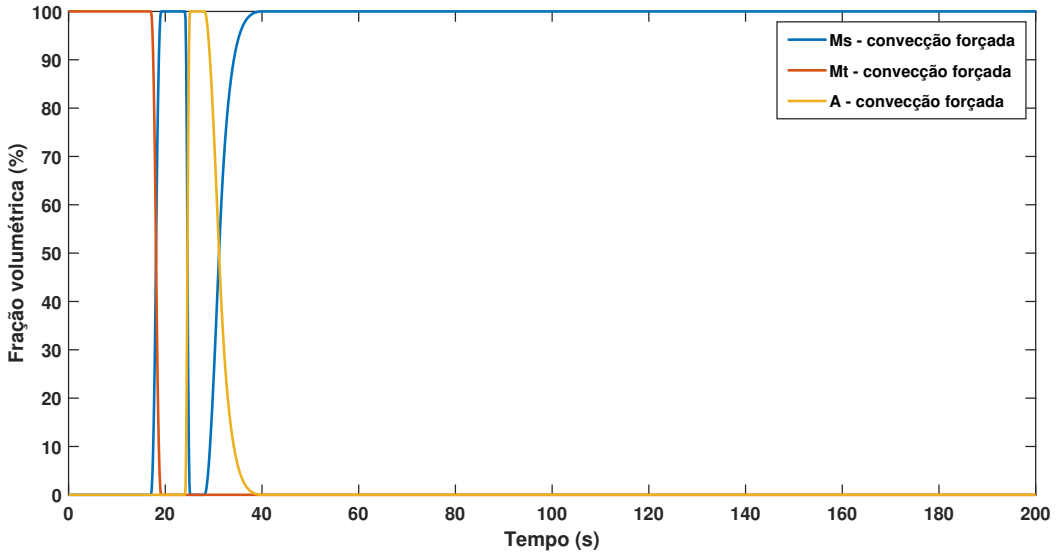
(c)

Figura V.9: Resultados considerando diferentes índices de mola: (a) Variação do curso(deslocamento) em função do tempo. (b)Variação da tensão de cisalhamento em função da deformação angular do elemento de mola. (c)Variação da força em função do curso(deslocamento).

A comparação entre a convecção natural e forçada, considerando índices de $C = 6$ até $C = 12$, mostra uma variação das frações volumétricas de martensita em função do tempo de ciclo, Figura V.10(a) e Figura V.10(b). É possível perceber que a natureza da convecção modifica os tempos de reorientação e transformação do elementos de SMA.



(a)



(b)

Figura V.10: Variação do tempo em função das frações volumétricas de martensitas e austenita: (a) Convecção natural. (b)Convecção forçada.

Para o caso de convecção forçada é possível perceber a alteração na corrente necessária para aquecer o elemento de SMA a uma temperatura igual ou até 15% superior a temperatura de transformação, Figuras V.11, V.12. Com isso, é possível obter a potência requerida para

o funcionamento do sistema, resultados apresentados na Tabela V.7. Note que a potência requerida com convecção forçada é aproximadamente $1,42$ vezes superior ao caso da convecção natural.

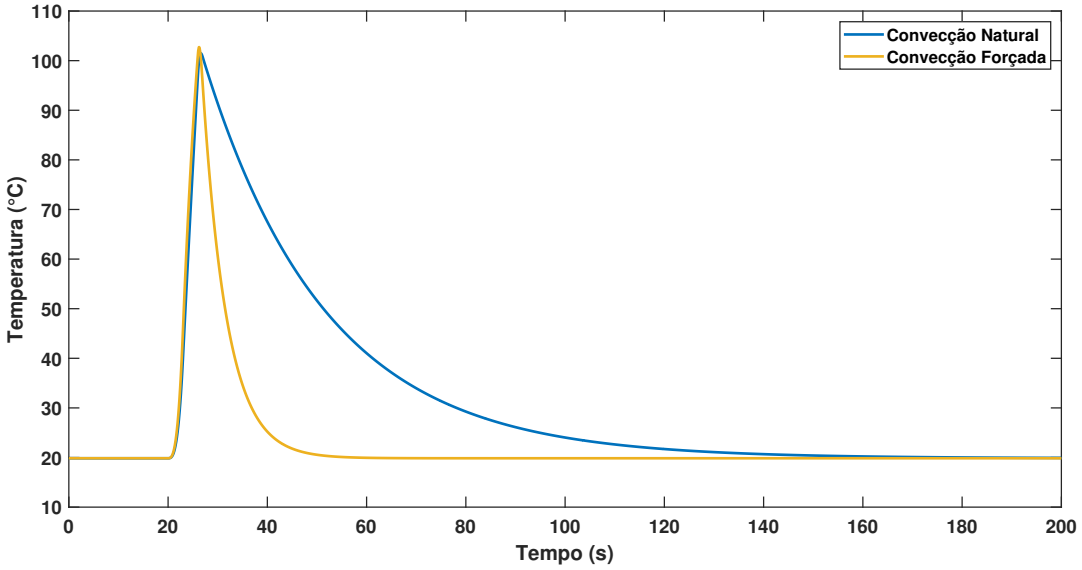


Figura V.11: Variação temperatura em função do tempo para a mola submetida a convecção natural e convecção forçada..

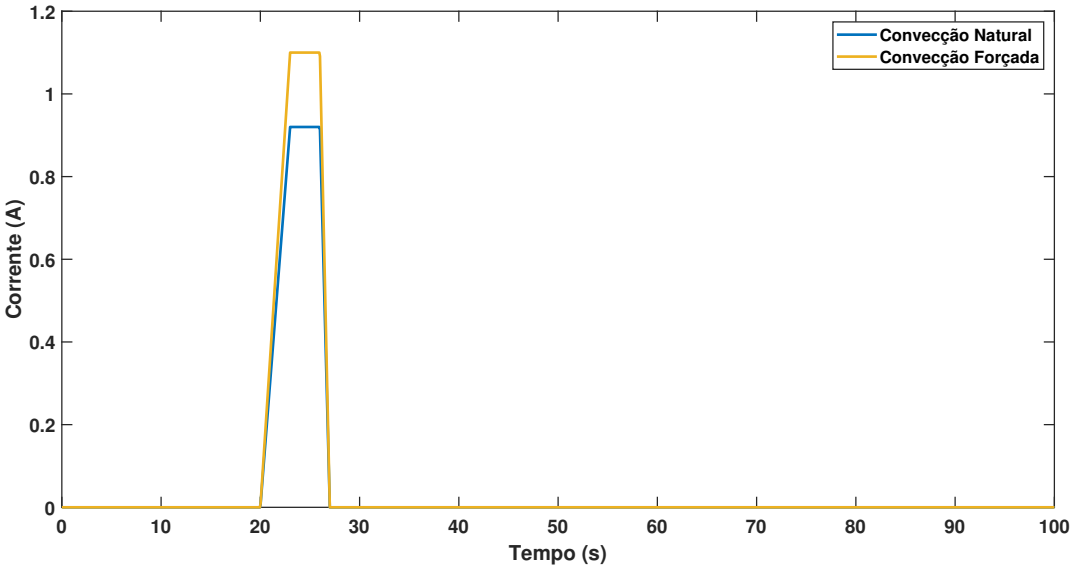


Figura V.12: Variação da corrente em função do tempo para a mola submetida a convecção natural e convecção forçada.

Tabela V.7: Correlação das Potências para diferentes tipos de convecção.

Convecção	Corrente (A)	Pot (W)
Natural	0,92	1,35
Forçada	1,10	1,92

V.3 Comparação dos atuadores

A partir dos resultados das seções anteriores, é possível comparar as caraterísticas dos diferentes tipos de atuadores, fio e mola. O atuador do tipo fio é capaz de desenvolver uma força superior ao atuador do tipo mola de SMA, enquanto o atuador do tipo mola é capaz de alcançar um deslocamento muito superior ao atuador do tipo fio de SMA. A seguir, apresenta-se uma análise quantitativa dessas diferenças de performance.

Para o caso do elemento do tipo fio, é necessário pelo menos uma massa de 1kg para obter reorientação completa e uma corrente de $1,2$A promove a transformação completa para o caso da convecção natural, enquanto uma corrente de pelo menos $1,4$A é necessária para o caso da convecção forçada. Por sua vez, o atuador do tipo mola tem a necessidade de uma massa de 45g para um índice de mola de $C = 6$ e uma massa de pelo menos 23g para um índice de mola de $C = 12$ para obter reorientação completa; uma corrente de $0,92$A é necessária para uma transformação completa para o caso da convecção natural enquanto uma corrente de pelo menos $1,1$A é necessária para o caso da convecção forçada. Além disso, como apresentado na seção V.2.1, os ciclos de tempo são afetados de acordo com diferentes tipos de convecções. Para o caso do sistema do tipo fio submetido a convecção natural, o tempo de ciclo é de $173,1$s e o tempo de ciclo submetido a convecção forçada é de $40,75$s, ou seja, aproximadamente 4 vezes mais rápido. Para o caso do sistema do tipo mola, o tempo de ciclo necessário para o sistema retornar a temperatura inicial é de $170,4$s no caso da convecção natural e de de $55,11$s com a convecção forçada, aproximadamente 3 vezes mais rápido (ver Figura V.11). Essas informações permitem definir as frequências de atuação.

Desta forma, a frequência de atuação para um sistema do tipo fio submetido a convecção natural é de $5,8$mHz ($T = 173,1s$) e a frequência de atuação do sistema submetido a convecção forçada é de $24,5$mHz ($T = 40,75s$), ou seja, a frequência de atuação no sistema

com convecção forçada é $4,22$ vezes superior a frequência de atuação do sistema submetido a convecção natural. Já para o sistema do tipo mola submetido a convecção natural é de $5,9$mHz ($T = 170,4s$) e a frequência de atuação do sistema submetido a convecção forçada é de 18mHz ($T = 55,1s$), ou seja, a frequência de atuação no sistema com convecção forçada é 3 vezes superior a frequência de atuação do sistema submetido a convecção natural.

Ao analisar o deslocamento em função do tempo, Figura V.13 e Tabela V.8, como esperado, os deslocamentos alcançados no atuador do tipo mola são bastante superiores aos deslocamentos alcançados no sistema do tipo fio. Os valores dos deslocamentos variam em função do índice da mola e, dessa forma, é possível definir um parâmetro β_u que representa a razão entre o deslocamento máximo (curso) desenvolvido por um elemento de mola e por um elemento de fio. β_u varia entre $5,58$ a $10,29$, sendo o valor máximo observado para o maior valor de C ($C = 12$).

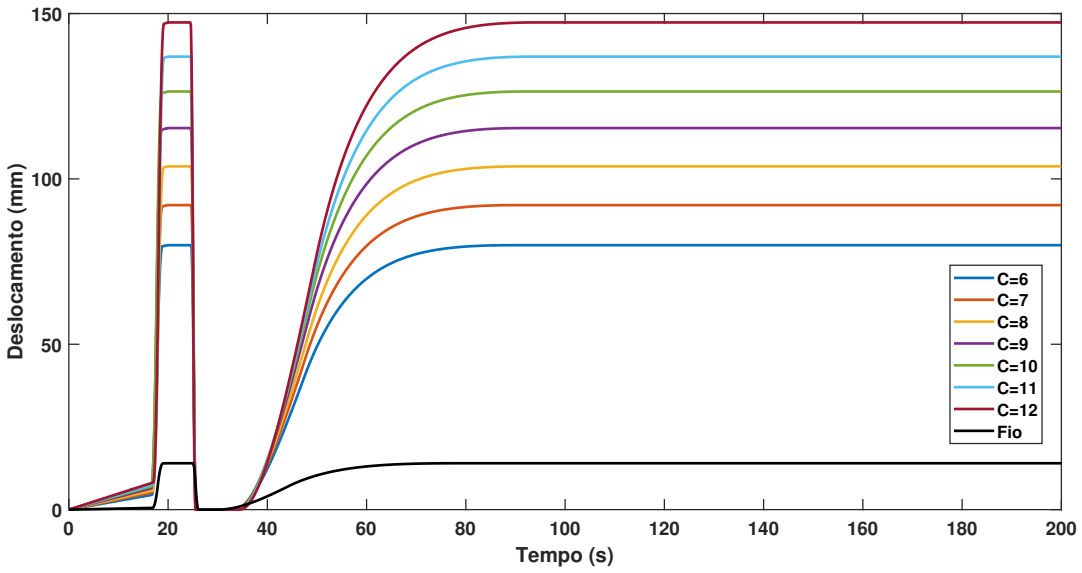


Figura V.13: Variação do deslocamento no tempo para o caso do fio e mola.

Tabela V.8: Parâmetro β_u - razão entre o deslocamento máximo (curso) desenvolvido por um elemento de mola e por um elemento de fio, considerando diferentes índices de mola.

Tipo de Atuador	fio	mola C=6	mola C=7	mola C=8	mola C=9	mola C=10	mola C=11	mola C=12
Desl. (mm)	14,32	79,95	92,07	103,80	115,40	126,40	137,00	147,30
β_u	1	5,58	6,42	7,25	8,06	8,83	9,57	10,29

Ao analisar a força em função do tempo, Figura V.14 e Tabela V.9, como esperado, a força desenvolvida pelo atuador do tipo fio é bastante superior às forças desenvolvidas no sistema do tipo mola. Os valores das forças variam em função do índice da mola e, dessa forma, é possível definir um parâmetro (β_F) que representa a razão entre a força máxima desenvolvida por um elemento de mola e por um elemento de fio. β_F varia de valores entre $22,30$ a $42,65$ vezes superiores da força do fio em relação a mola com diferentes índices.

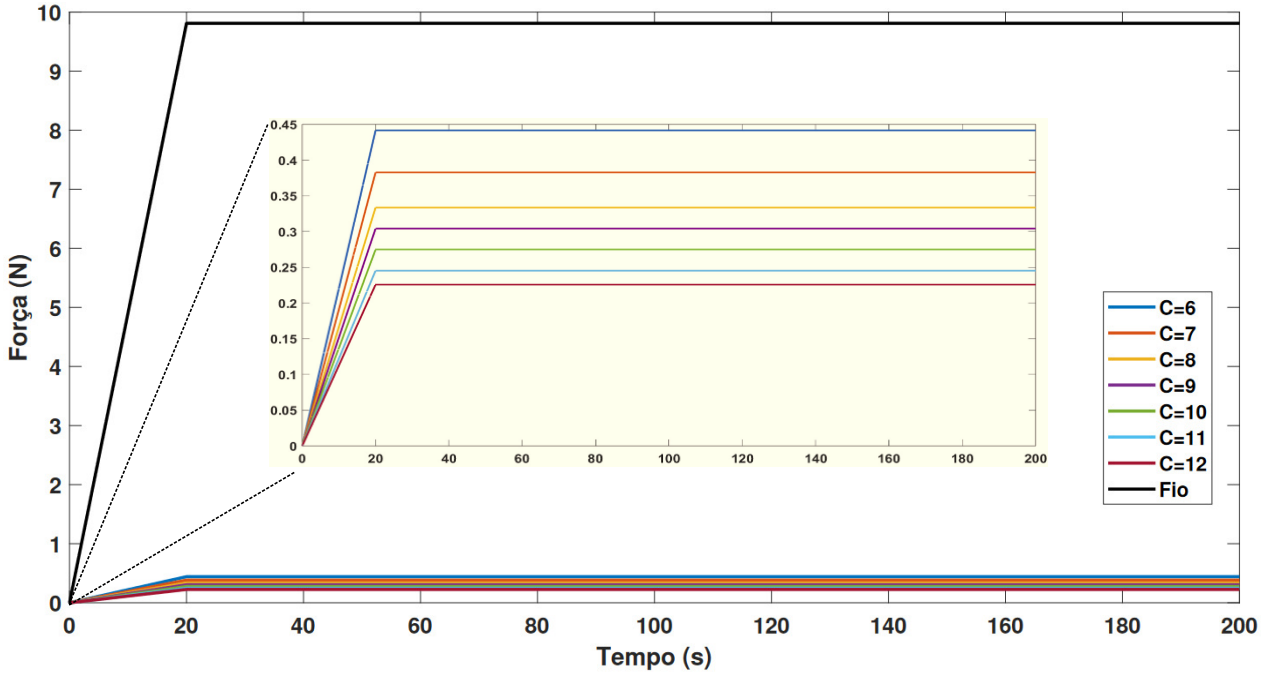


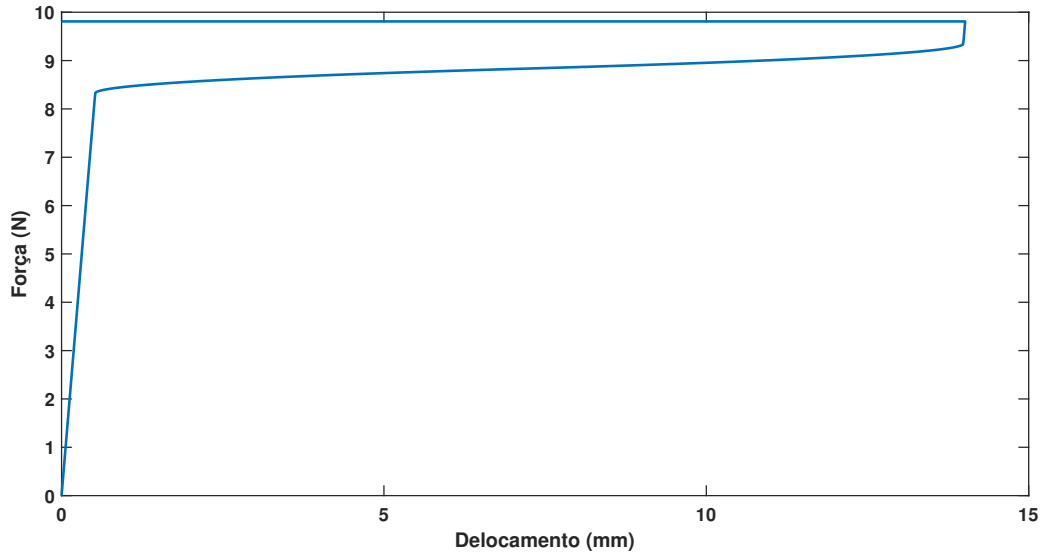
Figura V.14: Variação da força no tempo para o caso do fio e da mola.

Tabela V.9: Parâmetro β_F - razão entre a força máxima desenvolvida por um elemento de mola e por um elemento de fio, considerando diferentes índices de mola.

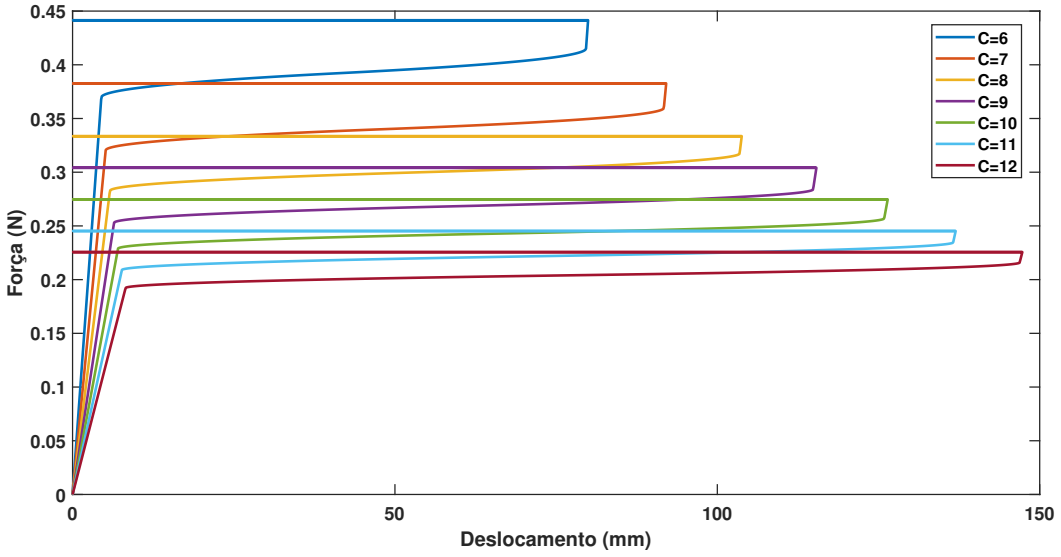
Tipo de Atuador	fio (N)	mola C=6 (N)	mola C=7 (N)	mola C=8 (N)	mola C=9 (N)	mola C=10 (N)	mola C=11 (N)	mola C=12 (N)
força	9,81	0,44	0,38	0,33	0,30	0,27	0,25	0,23
β_F	1	0,045	0,039	0,034	0,031	0,028	0,025	0,023

Além disso, também é possível perceber na Figura V.15 a diferença de patamar entre o laço de histerese para a transformação no elemento de fio em comparação com a altura

dos laços de histerese dos elementos do tipo mola, uma vez que a força desenvolvida pelo atuador do tipo fio é muito superior à força desenvolvida pelos atuadores do tipo mola. Em contrapartida, a largura do laço de histerese para o caso dos elementos de mola são muito superiores à largura do laço de histerese do elemento do tipo fio, uma vez que os cursos(deslocamentos) lineares alcançadas pelo sistema do tipo mola são bastante superiores aos cursos(deslocamentos) lineares alcançadas pelo sistema do tipo fio.



(a)



(b)

Figura V.15: Variação do deslocamento em função da força: (a) Fio. (b)Mola.

Como pontuado anteriormente, para efeito de simplificação na análise da evolução da temperatura no fio da mola, foi utilizado o modelo transiente de parâmetros concentrados, para

esse modelo foi considerado a mola como um cilindro oco. Dessa forma, o processo de troca de calor por convecção ocorre em 2 superfícies: a superfície externa e a interna do cilindro. No entanto, o fluido confinado na região interna à mola pode sofrer um aumento de temperatura causado pelo aquecimento do fio.

Tomando como base essa questão, duas hipóteses podem ser consideradas:

- Hipótese 1 : a temperatura do fluido nas regiões externa e interna do cilindro é igual à temperatura ambiente;
- Hipótese 2: a temperatura do fluido na região externa é igual à temperatura ambiente e na região interna é igual à temperatura do próprio fio (nesse caso, não ocorre troca de calor por convecção nessa região).

Para as hipóteses 1 e 2, considera-se que o corpo pode estar submetido à convecção natural e convecção forçada, com isso tem-se os resultados presente na Figura V.16 e Figura V.17.

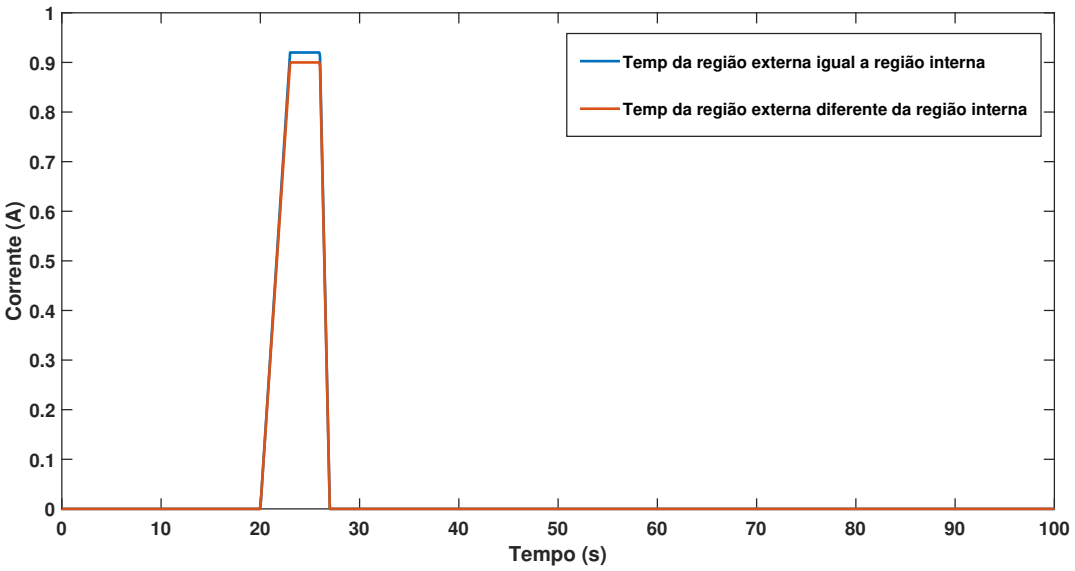


Figura V.16: Variação da corrente para os casos da hipótese 1 e hipótese 2, quando o corpo está submetido a convecção natural.

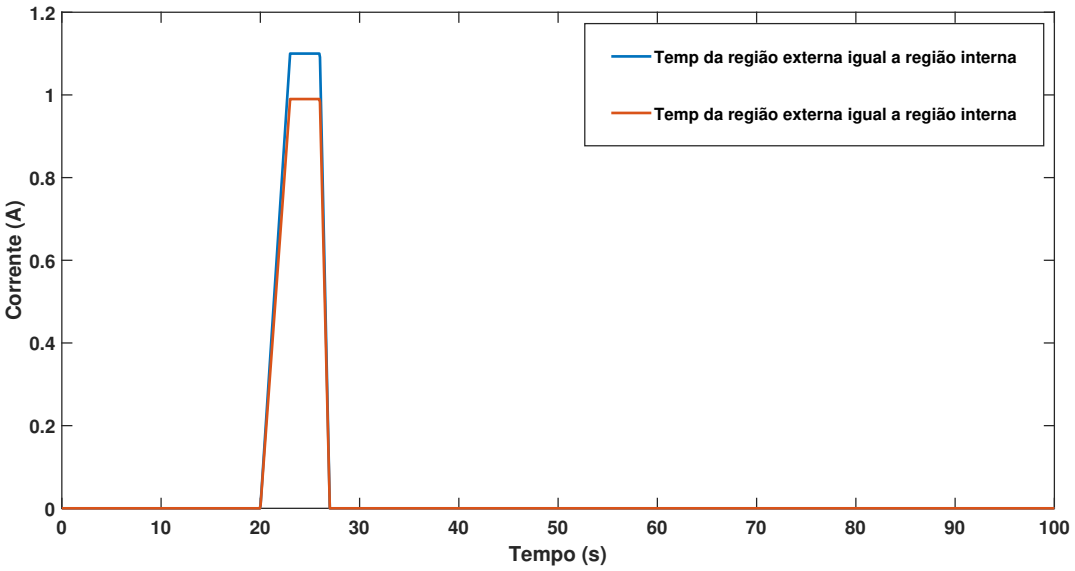


Figura V.17: Variação da temperatura para os casos da hipótese 1 e hipótese 2, quando o corpo está submetido a convecção forçada.

Assim, a título de comparação é possível observar na Figura V.16, para o caso de convecção natural, que a diferença entre as duas hipóteses é de aproximadamente $2,1\%$ no valor de corrente necessária para promover o devido aquecimento de transformação. Já para o caso de convecção forçada, a diferença entre as duas hipóteses é de aproximadamente 10% no valor de corrente necessária para promover o devido aquecimento de transformação.

Para o caso real, espera-se uma situação intermediária. Tal situação pode ser obtida experimentalmente, por meio do cálculo do coeficiente de convecção experimental para o caso da mola. O modelo adotado neste trabalho considera a hipótese 1, uma vez que quando a mola está deformada existe uma folga entre as espiras e ocorre o insuflamento de ar para dentro da região interna da mola. Dessa forma, o modelo adotado busca se aproximar da situação real que se observa em uma mola submetida a resfriamento por convecção.

Capítulo VI Conclusões

Este trabalho apresenta uma comparação sistemática entre atuadores de memória de forma com diferentes geometrias, do tipo fio e do tipo mola, submetidos às mesmas condições de atuação. Tal análise permitiu comparar deslocamento, frequência, força e potência requerida para atuação de maneira quantitativa. Diferentes formas de troca de calor, caracterizadas por convecção natural ou forçada, também foram investigadas.

O trabalho empregou um modelo constitutivo com cinética polinomial de transformação de fase, baseado no trabalho de Adeodato *et al* (2022), tratando o caso de atuadores de fios e molas submetidos a ação de um peso morto. O modelo foi calibrado a partir dos resultados experimentais de Moraes (2019).

O comportamento de molas helicoidais com diferentes índices de mola (C) comparado com o de um fio, um caso limite de uma mola quando C tende a zero. Uma análise paramétrica foi realizada a partir da definição de dois parâmetros β_u que estabelece a razão entre o deslocamento máximo desenvolvido pela mola e pelo fio e β_F, que representa a razão entre a força do fio e da mola.

Assim, para os casos analisados, um atuador para o qual se deseja priorizar a velocidade e o curso, indica-se um atuador do tipo mola submetido a convecção forçada, que consegue desenvolver cursos até $10,29$ vezes maiores que os atuadores do tipo fio. Da mesma forma, a frequência de atuação é até $4,22$ vezes superiore a atuadores submetidos a resfriamento por convecção natural. Em contrapartida, caso se necessite atuadores que possam desenvolver maiores forças de atuação são indicados atuadores do tipo fio, os quais podem desenvolver forças de até $42,65$ vezes superiores às forças desenvolvidas por atuadores do tipo mola. Em relação à potência requerida para atuação, atuadores submetidos a convecção natural não precisam de sistemas de arrefecimento forçado e podem entregar a mesma força ou curso de atuadores submetidos a convecção forçada, porém com uma frequência de atuação menor.

Como sugestão para trabalhos futuros indica-se:

- Desenvolvimento de testes experimentais para calibrar os resultados numéricos obtidos e aperfeiçoar a modelagem proposta;
- Obtenção do coeficente de convecção experimental para ser aplicado nas simulações; e
- Criação de programa computacional para auxiliar o projeto de atuadores que permita avaliar o seu desempenho em função de parâmetros geométrico do fio e da mola, propriedades do material e condições de operação, de modo a fornecer informações sobre o dimensionamento dos atuadores a serem empregados para determinadas aplicações.

Referências

[1] A. Adeodato, L. L. Vignoli, A. Paiva, L. L. Monteiro, P. M. Pacheco, and M. A. Savi. A shape memory alloy constitutive model with polynomial phase transformation kinetics. *Shape Memory and Superelasticity*, pages 1–18, 2022.

[2] R. A. Aguiar, M. A. Savi, and P. M. Pacheco. Experimental and numerical investigations of shape memory alloy helical springs. *Smart Materials and Structures*, 19(2):025008, 2010.

[3] M. T. S. Alves, V. Steffen Jr, M. Castro dos Santos, M. A. Savi, S. Enemark, and I. F. Santos. Vibration control of a flexible rotor suspended by shape memory alloy wires. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 29(11):2309–2323, 2018.

[4] T. L. Bergman, A. S. Lavine, F. P. Incropera, and D. P. DeWitt. *Introduction to heat transfer*. John Wiley & Sons, 2011.

[5] L. C. Brinson. One-dimensional constitutive behavior of shape memory alloys: thermomechanical derivation with non-constant material functions and redefined martensite internal variable. *Journal of intelligent material systems and structures*, 4(2):229–242, 1993.

[6] R. G. Budynas and J. K. Nisbeth. *Elementos de Máquinas de Shigley-10ª Edição*. McGraw Hill Brasil, 2016.

[7] C. Cisse, W. Zaki, and T. B. Zineb. A review of constitutive models and modeling techniques for shape memory alloys. *International Journal of Plasticity*, 76:244–284, 2016.

[8] D. Copaci, D. Blanco, and L. E. Moreno. Flexible shape-memory alloy-based actuator: Mechanical design optimization according to application. 8(3):63, 2019.

[9] D.-S. Copaci, D. Blanco, A. Martin-Clemente, and L. Moreno. Flexible shape memory alloy actuators for soft robotics: Modelling and control. *International Journal of Advanced Robotic Systems*, 17(1):1729881419886747, 2020.

[10] D. Cui, G. Song, and H. Li. Modeling of the electrical resistance of shape memory alloy wires. *Smart Materials and Structures*, 19(5):055019, 2010.

[11] T. L. de Paiva. Análise numérica de diferentes configurações de atuadores com memória de forma. 2017.

[12] V. M. Dornelas, S. A. Oliveira, and M. A. Savi. A macroscopic description of shape memory alloy functional fatigue. *International Journal of Mechanical Sciences*, 170: 105345, 2020.

[13] V. M. Dornelas, S. A. Oliveira, M. A. Savi, P. M. C. L. Pacheco, and L. F. G. de Souza. Fatigue on shape memory alloys: Experimental observations and constitutive modeling. *International Journal of Solids and Structures*, 213:1–24, 2021.

[14] S. Enemark, M. Savi, and I. Santos. Nonlinear dynamics of a pseudoelastic shape memory alloy system—theory and experiment. *Smart Materials and Structures*, 23(8): 085018, 2014.

[15] S. Enemark, I. F. Santos, and M. A. Savi. Modelling, characterisation and uncertainties of stabilised pseudoelastic shape memory alloy helical springs. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 27(20):2721–2743, 2016.

[16] M. Faulkner, J. Amalraj, and A. Bhattacharyya. Experimental determination of thermal and electrical properties of ni-ti shape memory wires. *Smart Materials and Structures*, 9(5):632, 2000.

[17] L. M. Fonseca, G. V. Rodrigues, M. A. Savi, and A. Paiva. Nonlinear dynamics of an origami wheel with shape memory alloy actuators. *Chaos, Solitons & Fractals*, 122: 245–261, 2019.

[18] Y. M. Hashemi, M. Kadkhodaei, and M. R. Mohammadzadeh. Fatigue analysis of shape memory alloy helical springs. *International Journal of Mechanical Sciences*, 161:105059, 2019.

[19] J. M. Jani, M. Leary, and A. Subic. Shape memory alloys in automotive applications. *Applied Mechanics and Materials*, 663(1):248–253, 2014.

[20] J. M. Jani, M. Leary, A. Subic, and M. A. Gibson. A review of shape memory alloy research, applications and opportunities. *Materials & Design (1980-2015)*, 56:1078–1113, 2014.

[21] D. C. Lagoudas. *Shape memory alloys: modeling and engineering applications*. Springer, 2008.

[22] L. Marandi and I. Sen. In-vitro mechanical behavior and high cycle fatigue characteristics of niti-based shape memory alloy wire. *International Journal of Fatigue*, 148: 106226, 2021.

[23] H. Meier, J. Pollmann, and A. Czechowicz. Design and control strategies for sma actuators in a feed axis for precision machine tools. *Production Engineering*, 7(5):547–553, 2013.

[24] A. Mitura and R. Rusinek. Effect of sub-loops in sma ear system. 1922(1):120015, 2018.

[25] J. Mohd Jani, M. Leary, and A. Subic. Designing shape memory alloy linear actuators: A review. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 28(13):1699–1718, 2017.

[26] P. C. C. Monteiro, L. L. da Silva Monteiro, M. A. Savi, T. A. Netto, P. M. Pacheco, and T. de Paiva. A comparative analysis of different shape memory alloy actuator configurations. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 28(11):1415–1427, 2017.

[27] A. Moraes. *Estudo Experimental de atuadores com Memória de Forma*. 2019.

[28] A. Nespoli, S. Besseghini, S. Pittaccio, E. Villa, and S. Viscuso. The high potential of shape memory alloys in developing miniature mechanical devices: A review on shape memory alloy mini-actuators. *Sensors and Actuators A: Physical*, 158(1):149–160, 2010.

[29] C. B. Neto. *Transferência de Calor (TCL). TCC*. 2010.

[30] V. Novák, P. Šittner, G. Dayananda, F. Braz-Fernandes, and K. Mahesh. Electric resistance variation of niti shape memory alloy wires in thermomechanical tests: Experiments and simulation. *Materials Science and Engineering: A*, 481:127–133, 2008.

[31] S. d. A. Oliveira, V. M. Dornelas, M. A. Savi, P. M. C. Pacheco, and A. Paiva. A phenomenological description of shape memory alloy transformation induced plasticity. *Meccanica*, 53(10):2503–2523, 2018.

[32] A. Osorio Salazar, Y. Sugahara, D. Matsuura, and Y. Takeda. Scalable output linear actuators, a novel design concept using shape memory alloy wires driven by fluid temperature. *Machines*, 9(1):14, 2021.

[33] M. N. Ozisik. *Heat transfer: a basic approach*, volume 1. McGraw-Hill New York, 1985.

[34] A. Paiva. Modelagem do comportamento termomecânico das ligas com memória de forma. *Dr. Tese, PUC-Rio, Rio de Janeiro*, 2004.

[35] A. Paiva and M. A. Savi. An overview of constitutive models for shape memory alloys. *Mathematical problems in engineering*, 2006, 2006.

[36] J. Pereira. *Um estudo sobre atuadores lineares com molas helicoidais de ligas com memória de forma*. M. Sc. Thesis, CEFET/RJ–Prog. de Pós-Graduação em Tecnologia, Rio de Janeiro, 2009.

[37] H. Rodrigue, W. Wang, M.-W. Han, T. J. Kim, and S.-H. Ahn. An overview of shape memory alloy-coupled actuators and robots. *Soft robotics*, 4(1):3–15, 2017.

[38] M. Salerno, K. Zhang, A. Menciassi, and J. S. Dai. A novel 4-dof origami grasper with an sma-actuation system for minimally invasive surgery. *IEEE Transactions on Robotics*, 32(3):484–498, 2016.

[39] M. C. Santos. *Controle de um sistema dinâmico usando ligas com memória de format.* TCC, Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2016.

[40] M. Savi and S. A. Oliveira. Os materiais inteligentes e suas aplicações. *Revista Marítima Brasileira, Rio de Janeiro*, 5(8):22–55, 2013.

[41] M. Savi and A. Paiva. Describing internal subloops due to incomplete phase transformations in shape memory alloys. *Archive of Applied Mechanics*, 74(9):637–647, 2005.

[42] M. A. Savi. *Dinâmica não-linear e caos*. Editora E-papers, 2006.

[43] M. A. Savi, A. Paiva, A. P. Baeta-Neves, and P. M. Pacheco. Phenomenological modeling and numerical simulation of shape memory alloys: a thermo-plastic-phase transformation coupled model. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 13(5): 261–273, 2002.

[44] M. A. Savi, A. Paiva, and P. M. C. Pacheco. Phenomenological modeling of shape memory alloy thermomechanical behavior. pages 497–511, 2007.

[45] M. A. Savi, P. M. C. Pacheco, M. S. Garcia, R. A. Aguiar, L. F. G. De Souza, and R. B. Da Hora. Nonlinear geometric influence on the mechanical behavior of shape memory alloy helical springs. *Smart Materials and Structures*, 24(3):035012, 2015.

[46] J. E. Shigley and C. R. Mischke. *Projeto de engenharia mecânica*. Bookman, 2005.

[47] E. Sitnikova, E. Pavlovskaia, M. Wiercigroch, and M. A. Savi. Vibration reduction of the impact system by an sma restraint: numerical studies. *International Journal of Non-Linear Mechanics*, 45(9):837–849, 2010.

[48] A. C. Souza, E. N. Mamiya, and N. Zouain. Three-dimensional model for solids undergoing stress-induced phase transformations. *European Journal of Mechanics-A/Solids*, 17(5):789–806, 1998.

[49] A. Spaggiari, I. Spinella, and E. Dragoni. Design equations for binary shape memory actuators under arbitrary external forces. *Journal of intelligent material systems and structures*, 24(6):682–694, 2013.

[50] K. Tanaka. A thermomechanical sketch of shape memory effect: one-dimensional tensile behavior. *Res. Mechanica*, 18:251–263, 1986.

[51] M. H. Wu, L. Schetky, et al. Industrial applications for shape memory alloys. 44(1), 2000.