



PROJETO DE GRADUAÇÃO

**ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DO TRATAMENTO
TÉRMICO DE ELEMENTOS DE SMA NO
COMPORTAMENTO DINÂMICO DE UM
OSCILADOR PSEUDOELÁSTICO**

Por,
Henrique Alves Bandeira

Brasília, 27 de junho de 2019

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECANICA

PROJETO DE GRADUAÇÃO

**ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DO TRATAMENTO
TÉRMICO DE ELEMENTOS DE SMA NO
COMPORTAMENTO DINÂMICO DE UM
OSCILADOR PSEUDOELÁSTICO**

POR,

Henrique Alves Bandeira

Relatório submetido como requisito parcial para obtenção
do grau de Engenheiro Mecânico.

Banca Examinadora

Prof. Aline Souza de Paula, UnB/ ENM (Orientadora) _____

Prof. Alberto Carlos G. Castro Diniz, UnB/ ENM _____

Prof. Adriano Todorovic Fabro, UnB/ ENM _____

Brasília, 27 de junho de 2019

Dedicatória

Aos meus pais, José e Janete, por todo o apoio, doação e amor que sempre me confiaram.

Henrique Alves Bandeira

Agradecimentos

Agradeço primeiramente a Deus, que se faz presente das mais variadas maneiras em cada momento da minha vida. Aos meus pais, meus maiores exemplos, pelo imensurável amor, entrega e ensinamentos que me transmitem desde o início da minha existência. Aos meus irmãos, Rodrigo e Sérgio, os quais tenho como referências indelévels de amizade e confiança. À minha namorada, Pilar, melhor amiga e companheira de todas as horas por todas alegrias, suporte e motivação constante ao longo da nossa caminhada juntos. Aos meus amigos que se tornaram praticamente família ao longo da vida, por toda a parceria e histórias compartilhadas.

Agradeço também a todos os mestres que tive ao longo da minha jornada acadêmica que ficaram marcados pela dedicação e sucesso com que exercem sua profissão. Em especial à Professora Aline Souza de Paula, pela admiração que desperta com o seu conhecimento aliado ao talento que tem em transmiti-lo, e por toda a habilidade e disposição ao orientar. E ao Hugo de Souza Oliveira, que me ensinou e compartilhou tanto, que além de fundamental para o desenvolvimento deste projeto, ganhou minha admiração como pessoa, pesquisador e futuro Professor.

Henrique Alves Bandeira

RESUMO

Ligas com memória de forma (Shape Memory Alloys – SMA) apresentam um grande potencial de dissipação de energia em regime pseudoelástico, associado ao laço de histerese do material. Este laço é fortemente dependente de tratamentos termomecânicos. De modo a avaliar tal potencial em molas de SMA e os efeitos de tratamentos térmicos no comportamento dinâmico de um oscilador, molas solubilizadas de Ni(50,7%)-Ti são submetidas a diferentes envelhecimentos térmicos, a 300 °C, 400 °C, 500 °C e 600 °C por 30, 60, 90 e 120 minutos para cada uma das temperaturas. A análise experimental baseia-se na caracterização das molas a partir da definição das temperaturas de transformações de fase, definidas por meio da Calorimetria Diferencial de Varredura (DSC), e das áreas dos laços de histerese, obtidas através de diagramas carga x deslocamento de ensaios quase-estáticos de tração e que indicam a energia dissipada ao longo de um ciclo completo de carregamento. As molas que apresentam maior potencial dissipativo, com envelhecimento a 500 °C, são então ensaiadas como elemento pseudoelástico de um oscilador não-linear para avaliação da influência dos tratamentos térmicos no comportamento dinâmico do sistema. Na análise dinâmica, o oscilador é submetido a varreduras harmônicas crescentes e decrescentes, para diferentes amplitudes de excitação de base, mostrando um maior potencial para a mola envelhecida a 500 °C por 120 minutos, que apresentou as menores amplitudes máximas de vibrações. A partir disso, são feitas simulações numéricas dessa mola, através das quais verificou-se que o aumento da área do laço ocasiona uma redução das amplitudes máximas do sistema, enquanto que o aumento da rigidez resulta em um aumento da frequência de ressonância e das amplitudes máximas na resposta dinâmica do oscilador pseudoelástico.

ABSTRACT

Shape memory alloys (SMA) present a great energy dissipation potential with the pseudoelastic behavior, associated to the material hysteresis loop and strongly dependent to thermomechanical treatments. In order to compare this potential in SMA elements and evaluate the influence of heat treatments on the dynamical behavior of an oscillator, solubilized Ni(50,7%)-Ti springs are subjected to heat aging at 300 °C, 400 °C, 500 °C and 600 °C, for 30, 60, 90 and 120 minutes for each one of the temperatures. The experimental characterization is based on the phase transformation temperatures, defined using DSC (Differential Scanning Calorimetry), and the hysteresis loop area, evaluated through stress x strain diagrams from quasi-static traction tests, that indicates the energy dissipation through a complete cycle. The springs that present the biggest dissipative potentials, the ones aged at 500 °C, are tested then as the pseudoelastic element of a non-linear oscillator to evaluate the heat treatments influence on the system dynamical behavior. At the dynamical analysis, the oscillator is subjected to harmonic sweeps increasing and decreasing the frequency, for different base excitation amplitudes, showing the best potential with the spring aged at 500 °C for 120 minutes, that presented the smallest maximum vibration amplitudes. After that, numerical simulations of this spring are performed, through which it was observed that an increase on the hysteresis loop area causes lower maximum amplitudes of the system, whereas the increase of the stiffness results in an increase of both the resonant frequency and the maximum amplitudes of the pseudoelastic oscillator dynamic response.

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	12
1.1 MOTIVAÇÃO.....	12
1.2 OBJETIVO	13
1.3 METODOLOGIA.....	13
1.4 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	14
2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	15
2.1 LIGAS COM MEMÓRIA DE FORMA	15
2.1.1 ASPECTOS GERAIS E LIGAS NI-TI.....	15
2.1.2 MICROESTRUTURA E TRANSFORMAÇÕES MARTENSÍTICAS	16
2.1.3 EFEITO DE MEMÓRIA DE FORMA (EMF) E PSEUDOELASTICIDADE	18
2.1.5. APLICAÇÕES.....	20
3 MATERIAIS E MÉTODOS	24
3.1 TRATAMENTOS TÉRMICOS	24
3.2 ANÁLISE DSC.....	26
3.3 ENSAIOS ESTÁTICOS	27
3.4 ENSAIOS DINÂMICOS	28
3.5 ANÁLISES NUMÉRICAS	31
3.5.1 MODELO CONSTITUTIVO	31
3.5.2 APLICAÇÃO DO MODELO PARA AS SIMULAÇÕES NUMÉRICAS.....	34
3.5.3 MODELAGEM DO OSCILADOR DE 1 GDL	36
4 RESULTADOS.....	39
4.1 ANÁLISE DSC.....	39
4.2 ENSAIOS ESTÁTICOS	39
4.2 ENSAIOS DINÂMICOS	45
4.3 ANÁLISES NUMÉRICAS	49
4.3.1 INFLUÊNCIA DO LAÇO DE HISTERESE.....	50
4.3.2 INFLUÊNCIA DA RIGIDEZ.....	53
4.3.3 COMPARAÇÃO NUMÉRICA – EXPERIMENTAL.....	54
5 CONCLUSÕES	56
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	58

LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Desenho esquemático de um diagrama tensão-temperatura de uma liga SMA. (Lagoudas, 2008).....	16
Figura 2: Temperaturas de transformação de fase de ligas de memória de forma. (Zanaboni, 2008).....	18
Figura 3. a) Efeito de Memória de Forma para uma liga SMA de Ni-Ti em diagrama tensão-deformação-temperatura (esq.); b) laço de histerese em ciclo típico de carregamento pseudoelástico de SMA (dir.) (Lagoudas, 2008).....	19
Figura 4: Treinamento de uma SMA Ni-Ti em regime pseudoelástico. (Lagoudas, 2008)	19
Figura 5. Stent auto-expansível composto por fios de liga Ni-Ti.	20
Figura 6. Filtro de Simon da veia cava, que evita que coágulos alcancem o coração e pulmões.	20
Figura 7. Boeing VGC (Variable-Geometry Chevron) projetado para reduzir o ruído dos motores ao decolar e manter o rendimento em regime de cruzeiro. (Hartl, Mooney, et al., 2010).....	21
Figura 8. Modelo simplificado (esq.) e resposta em frequência (dir.) de um ADV sem amortecimento. (Oliveira, 2014)	22
Figura 9. Modelo esquemático de um ADV representado como um oscilador pseudoelástico de 1 GDL. Adaptado de (Oliveira, de Paula & Savi, 2014).....	22
Figura 10. Absorvedor dinâmico de vibrações (ADV) adaptativo de ligas com memória de forma (Ni-Ti). (Tiseo et al., 2010)	23
Figura 11. Representação esquemática da metodologia empregada para a análise experimental das molas de Ni-Ti submetidas a tratamentos térmicos.	24
Figura 12. Forno tipo mufla (Jung FO8080) utilizado para a realização dos tratamentos térmicos.	25
Figura 13. Especificações do forno elétrico tipo mufla utilizado para os tratamentos térmicos.	25
Figura 14. Curva típica obtida em ensaios de DSC	27
Figura 15. Representação esquemática do aparato utilizado para os ensaios dinâmicos do oscilador com 1 GDL. (Oliveira, 2018).....	28
Figura 16. Estrutura utilizada para os ensaios dinâmicos.	29
Figura 17. Shaker LDS V721 utilizado para os ensaios dinâmicos.	29
Figura 18. Equipamentos da National Instruments® para aquisição de dados: a) Chassi NI cDAQ-9178; b) Módulo NI 9234 IEPE de 4 canais; c) Módulo de entrada analógica para RTD PT100 de 8 canais.	30
Figura 19. Varreduras realizadas para cada uma das molas ensaiadas dinamicamente.	30
Figura 20. Ilustração da modelagem da mola em posição inicial e deformada (Enemark et al., 2016).....	34
Figura 21. Ilustração esquemática do oscilador pseudoelástico de 1 GDL analisado (Oliveira, 2018)	36
Figura 22. Ilustração do oscilador linear de 1 GDL comparado (Oliveira, 2018)	37
Figura 23. Rigidez equivalente definida pela tangente do laço de histerese no ponto de pré-carga (Oliveira, 2018)	38
Figura 24. Temperaturas finais de austenitização (A_f)	39
Figura 25. Laços de histerese e energia dissipada - Molas A1 (a), A2 (b), A3 (c) e A4 (d). (Bandeira, 2017).....	40
Figura 26. Laços de histerese e energia dissipada - Molas A5 (a), A6 (b), A7 (c) e A8 (d). (Bandeira, 2017).....	40

Figura 27. Laços de histerese e energia dissipada - Molas A9 (a), A10 (b), A11 (c) e A12 (d). (Bandeira, 2017).	40
Figura 28. Laços de histerese e energia dissipada - Molas A13 (a), A14 (b), A15 (c) e A16 (d). (Bandeira, 2017).	41
Figura 29. Comparativo da energia dissipada (laços de histerese) das molas do lote A..	41
Figura 30. Laços de histerese e energia dissipada – Molas B1 (a), B2 (b), B3 (c) e B4 (d)	42
Figura 31. Laços de histerese e energia dissipada – Molas B5 (a), B6 (b), B7 (c) e B8 (d)	42
Figura 32. Laços de histerese e energia dissipada – Molas B9 (a), B10 (b), B11 (c) e B12 (d)	42
Figura 33. Comparativo da energia dissipada (laços de histerese) das molas do lote B..	43
Figura 34. Laços de histerese obtidos (mola B12) para um incremento de 1 °C por ciclo na temperatura do experimento, da esquerda (41 °C) para a direita (50 °C).	44
Figura 35. Áreas do laço de histerese para as molas do lote B em função das temperaturas de ensaio.	44
Figura 36. Amplitudes máximas de resposta do oscilador sobre excitação da base em 0,4 mm em função das temperaturas de ensaio.	45
Figura 37. Amplitudes máximas de resposta do oscilador sobre excitação da base em 0,5 mm em função das temperaturas de ensaio.	46
Figura 38. Amplitudes máximas de resposta do oscilador sobre excitação da base em 0,6 mm em função das temperaturas de ensaio.	46
Figura 39. Resposta em frequência típica obtida nos ensaios dinâmicos da mola envelhecida a 500 °C por 90 minutos – B11 (amplitude de excitação: 0,4 mm; temperatura do ensaio: 38 °C).	48
Figura 40. Espaço de fase do oscilador 1GDL com a mola B11 (amplitude de excitação: 0,4 mm; temperatura do ensaio: 38 °C; frequência: 10,15 Hz) – (esq.: varredura crescente; dir.: varredura decrescente).	48
Figura 41. Ajuste do laço de histerese da mola B12 (envelhecimento a 500 °C por 120 min).	50
Figura 42. Variação da área do laço original da mola B12 (envelhecida a 500 °C por 120 min) - redução (esq.) e aumento (dir.)	51
Figura 43. Resultado das simulações após sucessivas reduções da área do laço de histerese estático (Mola B12; $T_{exp} = 41\text{ °C}$ e Amplitude de base de 0,6 mm)	51
Figura 44. Resultado das simulações após sucessivos aumentos na área do laço estático (Mola B12; $T_{exp} = 41\text{ °C}$; Amplitude de base: 0,6 mm.	52
Figura 45. Relação do impacto na amplitude máxima de resposta a partir da variação da área do laço de histerese original.	52
Figura 46. Resposta do sistema para diferentes níveis de variação da rigidez linear do oscilador (k_1).	53
Figura 47. Efeitos na resposta do sistema para diferentes níveis de variação da rigidez linear (k_1) – variação na frequência de ressonância (esq.) e na amplitude máxima (dir.)	54
Figura 48. Resultados experimentais e numéricos da mola B12 e linear equivalente (Amplitude de excitação de 0,6 mm e T_{exp} $A_f+5\text{ °C}$, $A_f+9\text{ °C}$, $A_f+14\text{ °C}$)	55

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Lotes das molas de Ni-Ti analisadas.	24
Tabela 2. Envelhecimentos térmicos e nomenclatura das molas.	26
Tabela 3. Parâmetros para o ajuste do modelo com base nos resultados experimentais (Oliveira, 2018)	33

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos

A	Área	[m ²]
C_p	Calor específico a pressão constante	[kJ/kg.K]
h	Entalpia específica	[kJ/kg]
\dot{m}	vazão mássica	[kg/s]
T	Temperatura	[°C]
U	Coefficiente global de transferência de calor	[W/m ² .K]
ω	Frequência Natural	[rad/s]
Δ	Variação entre duas grandezas similares	
ρ	Densidade	[m ³ /kg]
A	Austenita	
M	Martensita	

Grupos Adimensionais

μ	Razão mássica
-------	---------------

Subscritos

s	start
f	finish
est	estático

Sobrescritos

•	Variação temporal
••	Segunda derivada
-	Valor médio

Siglas

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ADV	Absorvedor Dinâmico de Vibrações
ADVA	Absorvedor Dinâmico de Vibrações Adaptativo
ASTM	American Society for Testing and Materials
DSC	<i>Differential Scanning Calorimetry</i> ou Análise Diferencial Calorimétrica
EMF	Efeito Memória de Forma
GDL	Grau de Liberdade
LMF	Liga com Memória de Forma
SMA	<i>Shape Memory Alloy</i>

1 INTRODUÇÃO

1.1 MOTIVAÇÃO

Com o desenvolvimento da tecnologia e da ciência dos materiais, avançou-se muito nos estudos e aplicações dos chamados materiais inteligentes, em específico, das ligas com memória de forma (Shape Memory Alloys, SMA). É uma das possíveis aplicações dinâmicas de molas de ligas com memória de forma está relacionada a mitigação de vibrações.

A presença de vibrações não desejadas em sistemas mecânicos pode comprometer o seu funcionamento e a sua estrutura como um todo. Uma situação crítica ocorre quando a frequência de excitação maximiza as amplitudes de resposta do sistema, em um fenômeno conhecido como ressonância (Meirovitch, 2001). Uma alternativa para reduzir ou até mesmo eliminar essas vibrações consiste no uso de absorvedores dinâmicos de vibrações (ADVs). Os ADVs são dispositivos projetados para quando acoplados a um sistema primário, que consiste no sistema que se deseja diminuir as amplitudes de oscilação, alterarem os parâmetros do sistema de modo a redistribuir e dissipar parte da energia causadora das oscilações a serem evitadas (Rao, 2010). Os ADVs mecânicos podem ser modelados de diversas formas, na forma mais simples podem ser representados como um oscilador com 1 GDL.

A utilização de ADVs possui a grande vantagem de não exigir energia ou ação externa para atuar, consistindo em um controle passivo. Como limitação, funcionam efetivamente apenas em uma estreita e específica faixa de frequência (Lagoudas, 2008). Tanto a academia quanto a indústria têm demonstrado um grande interesse em expandir essa faixa de operação, assim como reduzir as amplitudes de vibração nos novos picos de ressonância que surgem com o acoplamento do ADV. É nesse contexto que ascendem a análise e aplicação das Ligas com Memória de Forma em absorvedores. Em regime pseudoelástico, essas ligas possuem uma alta capacidade de dissipação de energia. Tal capacidade levanta a possibilidade de uso do material como elemento de rigidez pseudoelástico para o desenvolvimento de um ADV. Com o qual se espera um melhor desempenho, se comparado aos dispositivos lineares clássicos, com uma maior dissipação de energia nos picos de ressonância e/ou uma maior faixa de frequência de operação.

Cabe mencionar que a maioria dos trabalhos que utilizam SMA em ADVs explora o efeito com memória de forma (EMF) em aplicações de controle semi-ativo (Tiseo *et al.*, 2010), e não o potencial dissipativo das ligas em regime pseudoelástico.

Além disso, vale destacar também que a análise do comportamento dinâmico de componentes e estruturas é de extrema relevância para o desenvolvimento e projeto de sistemas mecânicos. No entanto, os resultados acerca do comportamento dinâmico apresentado por essas ligas, sobretudo para molas, ainda são quase que integralmente baseados em simulações numéricas (Oliveira, de Paula & Savi, 2014; Oliveira, De Paula & Savi, 2017).

1.2 OBJETIVO

Este trabalho tem como objetivo analisar a influência de tratamentos térmicos em molas de ligas com memória de forma (Ni-Ti) no que diz respeito a temperaturas de transformação e laço de histerese (diretamente relacionadas ao potencial dissipativo) e avaliar como os tratamentos influenciam no comportamento dinâmico de um ADV pseudoelástico de 1 GDL, que possui as molas tratadas como elemento de rigidez. Toda análise proposta é realizada a partir de procedimentos experimentais e aprofundada com base em simulações numéricas.

1.3 METODOLOGIA

O trabalho parte de uma revisão bibliográfica para fundamentar os diversos aspectos e conceitos necessários para a análise do comportamento dinâmico de um oscilador pseudoelástico. Sobretudo em relação aos principais parâmetros e mecanismos característicos das ligas com memória de forma, com foco nas ligas Ni-Ti.

A análise experimental é iniciada pela realização de solubilização em molas Ni-Ti, seguida de diferentes envelhecimentos. Após a realização dos tratamentos térmicos, é feita a caracterização de todas as molas em relação às temperaturas de transformação de fase, por meio de calorimetrias diferenciais de varredura (DSC – *Differential Scanning Calorimetry*), seguida da obtenção dos laços de histerese estabilizados. Os laços estabilizados, após treinamento de no mínimo 60 ciclos, são obtidos a partir de ensaios quase-estáticos de tração realizados em um equipamento especificamente desenvolvido para esse propósito em um trabalho de doutorado realizado no Grupo de Dinâmica de Sistemas do Programa de Pós-Graduação em Ciências Mecânicas da Universidade de Brasília (Oliveira, 2018). As áreas dos laços de histerese são então calculadas para se obter os valores da energia dissipada por ciclo de cada uma das molas de SMA submetidas aos diferentes tratamentos térmicos.

Após a caracterização das molas e avaliação da dissipação de energia por cada uma delas, selecionam-se as de maior potencial dissipativo para realização dos ensaios dinâmicos em um ADV pseudoelástico de 1 GDL. A excitação de base é realizada por um excitador

eletrodinâmico (*shaker*), e a resposta do oscilador é avaliada a partir de varreduras em frequência.

Por fim, a mola de maior potencial dissipativo é analisada através de simulações numéricas para avaliação dos efeitos da variação dos principais parâmetros envolvidos na resposta dinâmica do sistema. A análise é baseada no modelo constitutivo conforme adaptado por Oliveira, (2018) com base na modificação desenvolvida por Enemark, Santos & Savi, (2016) a partir do trabalho de Lagoudas *et al.*, (2012) para descrever a resposta termomecânica de molas de SMA.

1.4 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

Este trabalho é dividido em cinco capítulos. Este primeiro capítulo de Introdução compreende a ideia geral do projeto apresentado.

No segundo capítulo, Fundamentação Teórica, apresentam-se os principais fundamentos para a caracterização e embasamento das análises e interpretações dos resultados obtidos através dos experimentos propostos. Com a definição das características gerais das ligas de SMA, seus aspectos principais e o comportamento esperado em relação aos efeitos dos tratamentos térmicos no material.

O terceiro capítulo, Materiais e Métodos, aborda os aparatos experimentais empregados e apresenta em maior detalhe os métodos adotados para a realização dos tratamentos térmicos e dos ensaios DSC, estático e dinâmico aos quais as amostras são submetidas. Além de apresentar as características geométricas das molas utilizadas nos experimentos.

No capítulo quatro, Resultados, os resultados obtidos em cada um dos ensaios e simulações realizados são apresentados e comparados para se analisar a influência dos tratamentos térmicos no comportamento das molas, com o enfoque nas de maior potencial de dissipação de energia.

O quinto capítulo, Conclusões, apresenta uma discussão geral e conclusão dos resultados alcançados na execução do trabalho, além de sugestões para trabalhos futuros.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 LIGAS COM MEMÓRIA DE FORMA

2.1.1 ASPECTOS GERAIS E LIGAS NI-TI

Diversos campos, sobretudo da engenharia, ao longo dos processos de evolução compartilham das limitações intrínsecas aos materiais utilizados em suas aplicações. Com o passar do tempo e o avanço da tecnologia, intensificou-se a pesquisa e o desenvolvimento de novas matérias-primas para proporcionar funcionalidades e aspectos específicos.

A partir desse ponto, com o aprofundamento da ciência dos materiais e um maior conhecimento acerca das relações entre a microestrutura, composição e o comportamento apresentado, ascenderam os materiais inteligentes.

Os materiais inteligentes caracterizam-se por, em geral, apresentarem uma resposta mecânica quando submetidos a um campo não-mecânico (térmico, elétrico, magnético, ótico, etc.), uma ou mais ordens de magnitude acima da resposta que os materiais convencionais apresentam (Lagoudas, 2008). Alguns dos principais exemplos são os materiais piezelétricos, piezo-cerâmicos e as ligas com memória de forma (SMA – Shape Memory Alloys).

As ligas com memória de forma são caracterizadas pelo efeito de memória de forma (EMF) e a pseudoelasticidade, também chamada de superelasticidade, provenientes do processo de transformação de fase não-difusivo chamado de transformação martensítica (Fan *et al.*, 2004). Nesta transformação, os átomos se movimentam cooperativamente, por um mecanismo de cisalhamento, entre uma fase de maior temperatura e microestrutura cúbica invariável (austenita) e outra de menor temperatura, menor simetria e estruturas variadas (martensita) (Wayman and Ôtsuka, 1998). Tal fenômeno possibilita uma recuperação do material para a sua forma original com o aumento da temperatura mesmo após sofrer um alto nível de deformação, de 8 – 15% (Delaey *et al.*, 1974). Além disso, sob condições específicas, permite uma absorção e dissipação de energia através de transformações reversíveis em um laço de histerese (Lagoudas, 2008).

Dentre as ligas de SMA, as ligas de Níquel-Titânio (Ni-Ti) se destacam por combinarem boas propriedades funcionais e estruturais e possibilitarem um controle das temperaturas de transformação através da concentração de Níquel e tratamentos termomecânicos (Lin and Wu, 1993; Khalil-Allafi, Dlouhy and Eggeler, 2002; Otsuka and Ren, 2005). Além disso, são biocompatíveis, resistentes à corrosão e apresentam um bom comportamento em fadiga (Frick *et al.*, 2005).

2.1.2 MICROESTRUTURA E TRANSFORMAÇÕES MARTENSÍTICAS

Segundo Kumar e Lagoudas (2008), as ligas com memória de forma são uma classe única de materiais com a capacidade de recuperar sua forma com o aumento da temperatura, até mesmo sob cargas elevadas, além de absorver e dissipar energia ao formar um laço de histerese a partir de um carregamento cíclico.

As ligas de SMA possuem duas fases estáveis e com propriedades e estrutura cristalográfica bem distintas, e que dependem da temperatura: a austenita, que é simétrica e ocorre em maior temperatura e a martensita, com menor simetria e que ocorre em menores temperatura.

A austenita (A) apresenta uma estrutura geralmente cúbica (B2), e a martensita – que pode existir em duas formas: martensita maclada M^t (acomodação variada entre os cristais) e demaclada/não-maclada M^d (orientação cristalina em uma direção principal) – pode apresentar-se em estruturas tetragonais, ortorrômbicas ou monoclinicas (B19') (Lagoudas, 2008).

Existe ainda uma fase intermediária romboédrica (Fase R), que surge devido à forte resistência à formação da fase B19' associada aos precipitados coesos à matriz no interior dos grãos, como é o caso dos Ti_3Ni_4 originados no envelhecimento das ligas Ni-Ti (Fan *et al.*, 2004).

A partir da imposição de um campo externo de tensão ou temperatura, pode-se provocar transformações reversíveis entre as fases do material, conforme indicado no diagrama apresentado na **Figura 1**.

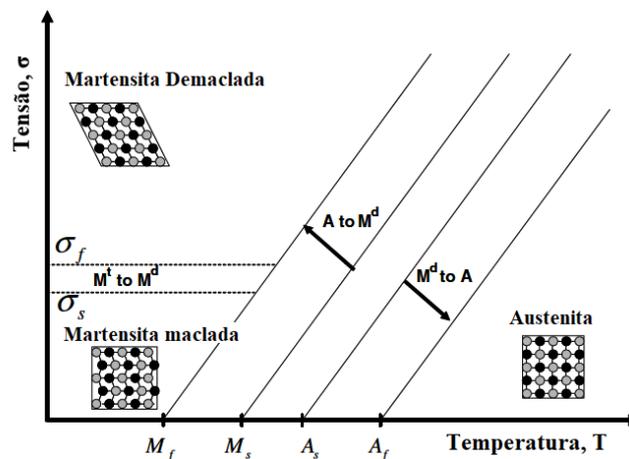


Figura 1: Desenho esquemático de um diagrama tensão-temperatura de uma liga SMA.

(Lagoudas, 2008).

As ligas Ni-Ti apresentam a estrutura cristalina cúbica (B2) na fase austenítica, a estrutura monoclinica (B19) para a martensítica e a estrutura romboédrica (R) em uma fase martensítica intermediária.

A transformação de fase entre tais estruturas é chamada de transformação martensítica, num processo reversível e que ocorre sem que haja difusão de átomos, mas em um movimento cooperativo de distorção por cisalhamento dos planos cristalinos. E é justamente a reversibilidade da transformação entre essas duas fases (denominada transformação martensítica termoelástica nesse caso) que garante as propriedades únicas das ligas de SMA (Patoor *et al.*, 2006). Para as ligas e materiais ferrosos, por exemplo, as transformações de fase são denominadas não-termoelásticas, isto é, a interface entre as fases não é móvel e a formação da fase é irreversível, por nucleação.

Na transformação da austenita para martensita ($A \rightarrow M$), ocorre um processo exotérmico, enquanto que na transformação da martensita para austenita ($M \rightarrow A$), o processo é endotérmico, com uma quantidade de calor proporcional à fração volumétrica de material transformado, o que permite analisar as temperaturas de transformação através de uma calorimetria diferencial de varredura (DSC) (Patoor *et al.*, 2006), conforme utilizado nesse estudo, ou através de outros métodos como análise por raio-X, resistência elétrica ou ondas acústicas.

Para a análise dessas ligas são definidas quatro temperaturas de transformação características: M_f , M_s , A_s e A_f . Sendo que M_f é a temperatura final da martensita (abaixo de M_f o material encontra-se totalmente martensítico) e A_f a temperatura final da austenita (acima de A_f o material é austenítico). M_s e A_s são as temperaturas nas quais se inicia a transformação para a martensita e austenita, respectivamente (**Figura 2**). Para a liga utilizada nesse estudo tem-se a relação: $A_f > A_s > M_s > M_f$.

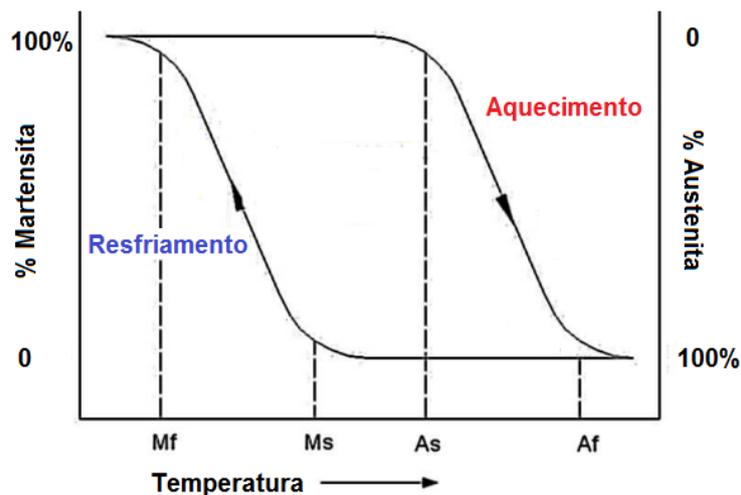


Figura 2: Temperaturas de transformação de fase de ligas de memória de forma.
(Zanaboni, 2008).

2.1.3 EFEITO DE MEMÓRIA DE FORMA (EMF) E PSEUDOELASTICIDADE

As ligas de memória de forma apresentam dois fenômenos principais distintos associados às transformações de fase apresentadas: o efeito de memória de forma (EMF) e a pseudoelasticidade (ou superelasticidade).

O EMF ocorre quando uma SMA, na fase martensítica maclada e temperatura $T < A_s$, sofre uma deformação quasiplástica (deformação elevada de aspecto plástico, devido às reorientações dos planos cristalográficos martensíticos) e é então aquecida a uma temperatura superior a A_f , recuperando a forma original ao se transformar para a fase simétrica parental austenítica (**Figura 3 – a**).

Já a pseudoelasticidade, ou superelasticidade, baseia-se no mecanismo de transformação de fase através da imposição cíclica de tensão no material na fase austenítica ($T > A_f$). Induz uma grande deformação ao longo do carregamento, que é revertida, com histerese, durante o descarregamento – formando o laço de histerese que é diretamente relacionado à dissipação de energia do material, foco da caracterização feita nesse estudo (**Figura 3 – b**). A deformação é elástica nos intervalos $\sigma < \sigma^{A_f}$ e $\sigma > \sigma^{M_f}$ e extremamente elevada e inelástica ao longo das transformações de austenita para martensita no carregamento e a reversa no descarregamento ($\sigma^{A_f} < \sigma < \sigma^{M_f}$).

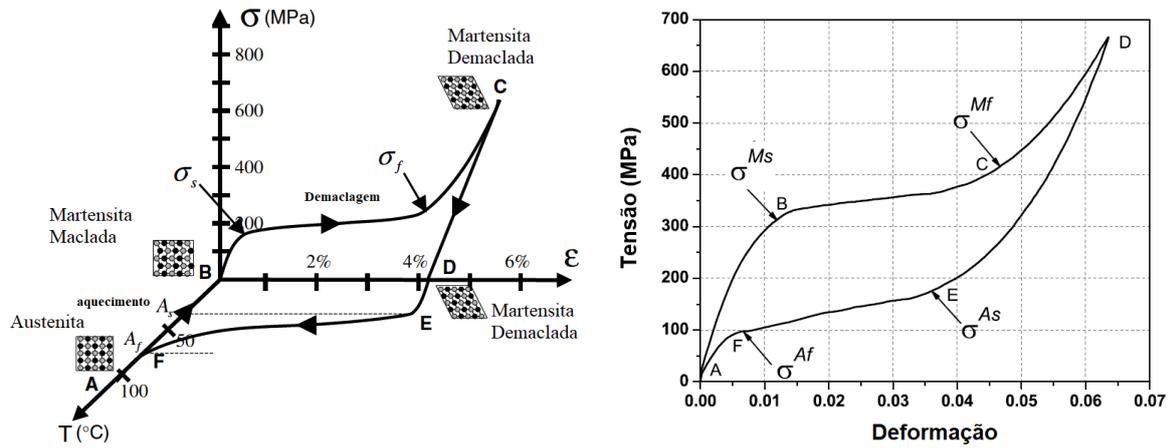


Figura 3. a) Efeito de Memória de Forma para uma liga SMA de Ni-Ti em diagrama tensão-deformação-temperatura (esq.); b) laço de histerese em ciclo típico de carregamento pseudoelástico de SMA (dir.) (Lagoudas, 2008)

O efeito de memória de forma mencionado se refere ao mecanismo de memória de forma de uma via, onde a deformação é diretamente recuperada a partir de uma forma original. Entretanto, é possível observar uma mudança na forma e comportamento das SMAs quando impostas a ciclos repetidos de carregamento termomecânicos (e que pode ser utilizado para modificar a forma a ser recuperada com a memória de forma da liga). Tal comportamento é chamado de efeito de memória de forma de duas vias (Lagoudas, 2008), relacionado aos defeitos e deformações residuais induzidos no material durante os carregamentos.

O processo de repetição contínua de um ciclo termomecânico em um elemento de SMA até obter uma resposta estável em relação ao laço de histerese, em que os defeitos e deformações induzidos atingem um ponto de saturação, é chamada de *treinamento*. A **Figura 4** ilustra em um diagrama Tensão x Deformação o processo de treinamento típico de uma mola de SMA.

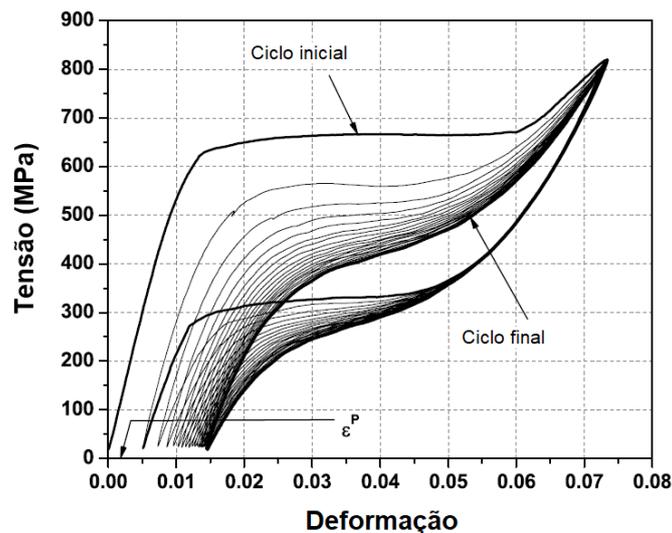


Figura 4: Treinamento de uma SMA Ni-Ti em regime pseudoelástico. (Lagoudas, 2008)

2.1.5. APLICAÇÕES

As aplicações das ligas com memória de forma vão desde as indústrias de petróleo, construção civil, automotiva e aeroespaciais até robóticas, odontológicas e biomédicas (Duerig *et al.*, 1990; Auricchio *et al.*, 2003; Otsuka and Ren, 2005; D. C. Lagoudas, 2008; Hartl, Lagoudas, *et al.*, 2010; Paula, Savi and Lagoudas, 2012).

Algumas dessas aplicações são apresentadas a seguir. Uma das aplicações mais consolidadas e difundidas é na área biomédica, com a utilização do stent de expansão automática (**Figura 5**) – dispositivo projetado para o suporte da circunferência interna dos vasos sanguíneos, como proteção a aneurismas, pós angioplastias e coágulos em geral. De maneira similar, é possível exemplificar o filtro de Simon da veia cava (**Figura 6**), que se expande ao chegar em um ponto específico, atuando realmente com um grande filtro, capturando e dissolvendo coágulos antes que cheguem a órgãos vitais, como os pulmões ou coração.

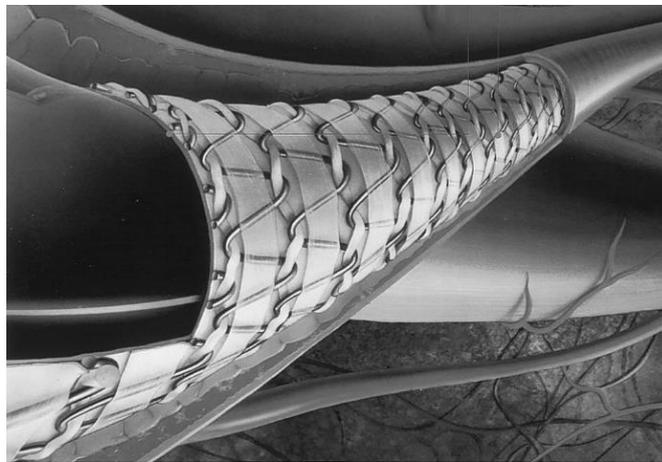


Figura 5. Stent auto-expansível composto por fios de liga Ni-Ti.

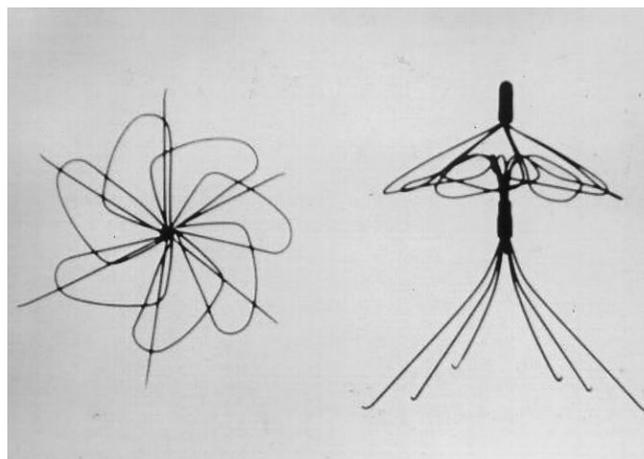


Figura 6. Filtro de Simon da veia cava, que evita que coágulos alcancem o coração e pulmões.

Já na **Figura 7**, apresenta-se o dispositivo VGC (*Variable-Geometry Chevron*), projetado para a redução do ruído gerado nos motores a jato do avião, na decolagem, mas mantendo o rendimento em cruzeiro, ao adaptar a forma a partir da temperatura para cada uma das situações.

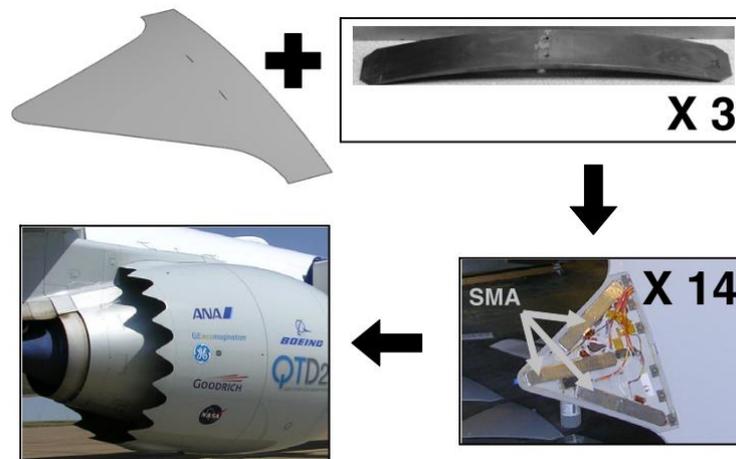


Figura 7. Boeing VGC (*Variable-Geometry Chevron*) projetado para reduzir o ruído dos motores ao decolar e manter o rendimento em regime de cruzeiro. (Hartl, Mooney, et al., 2010)

As ligas com memória de forma também são utilizadas na aplicação dinâmica de controle ou mitigação de vibrações indesejadas, nos absorvedores dinâmicos de vibrações (ADVs). Os ADVs podem ser modelados como um oscilador com 1 GDL, que a partir da alteração dos parâmetros do sistema primário, redistribui e dissipa uma parte da energia das vibrações que se deseja evitar, conforme mencionado na seção 1.1. A utilização das ligas de SMA nos absorvedores pode focar na exploração do efeito de memória de forma (EMF), de modo a permitir diferentes ajustes do absorvedor através da variação da temperatura, por exemplo, ou pode também visar o potencial de dissipação de energia através do laço de histerese das ligas em regime pseudoelástico. A **Figura 8** exemplifica um modelo simplificado e a resposta em frequência típica de um sistema com um ADV sem amortecimento.

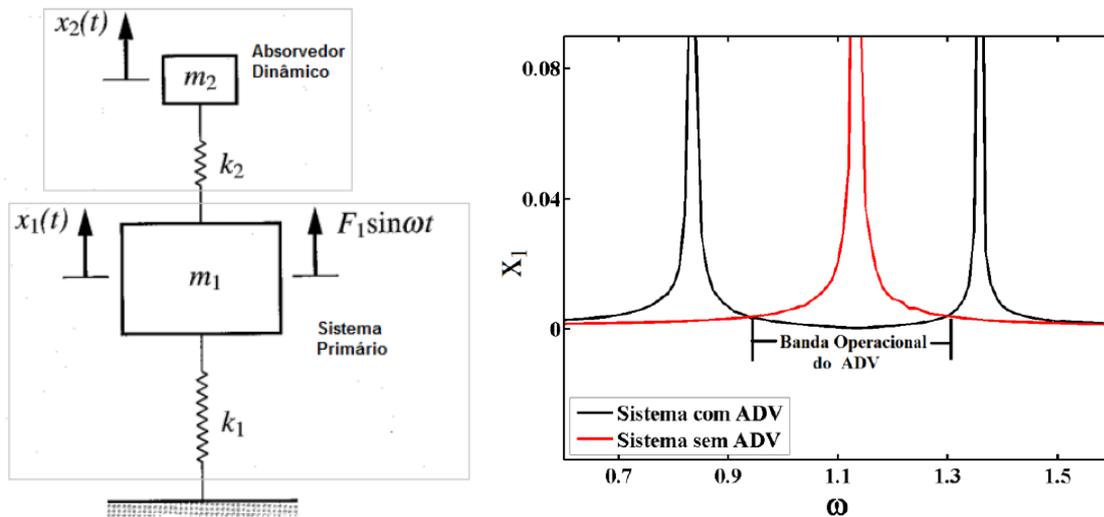


Figura 8. Modelo simplificado (esq.) e resposta em frequência (dir.) de um ADV sem amortecimento. (Oliveira, 2014)

A modelagem do ADV em regime pseudoelástico como um oscilador de 1 GDL (**Figura 9**) e os efeitos das não-linearidades intrínsecas na resposta dinâmica do sistema de 2 GDL são explorados numericamente em diversos trabalhos (Oliveira, de Paula & Savi, 2014; Oliveira, De Paula & Savi, 2017).

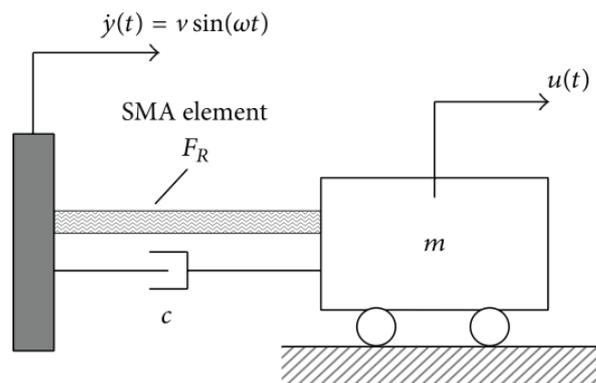


Figura 9. Modelo esquemático de um ADV representado como um oscilador pseudoelástico de 1 GDL. Adaptado de (Oliveira, de Paula & Savi, 2014)

Um exemplo prático de aplicação é um ADV adaptativo clássico, que consiste basicamente de um fio de SMA fixo nas extremidades com uma certa pré-carga, e uma massa concentrada em seu centro (**Figura 10**). A passagem de uma corrente aquece o fio por efeito Joule, o que causa uma variação do campo de tensões interno, e possibilita uma variação controlada da frequência natural do absorvedor para que ele se adapte de modo a potencializar a redução das vibrações no sistema (Tiseo *et al.*, 2010).



Figura 10. Absorvedor dinâmico de vibrações (ADV) adaptativo de ligas com memória de forma (Ni-Ti). (Tiseo et al., 2010)

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Este capítulo apresenta as principais informações em relação às amostras analisadas, os aparatos experimentais e a metodologia utilizada para a realização dos tratamentos térmicos, os ensaios DSC, estáticos e dinâmicos, e o modelo constitutivo empregado para as simulações numéricas.

Todas as amostras analisadas passam por diferentes tratamentos térmicos e são caracterizadas através de análises DSC, ensaios quase-estáticos e para as que apresentam maior potencial de dissipação de energia, ensaios dinâmicos dos osciladores pseudoelásticos e simulações numéricas.

Dois lotes diferentes (A e B) de molas de ligas com memória de forma adquiridos comercialmente são empregados para a investigação do comportamento apresentado após tratamentos térmicos (**Tabela 1**).

Tabela 1. Lotes das molas de Ni-Ti analisadas.

Lotes	A	B
Composição	Ni50,7-Ti	Ni50,7-Ti
Nº de amostras	16	12
Diâmetro do fio	1,25 mm	1,00 mm
Diâmetro da espira	9 mm	9,7 mm
Comprimento inicial	12 mm	16 mm
Nº de espiras ativas	10	16

A metodologia utilizada para a análise experimental de cada uma das amostras de ambos os lotes é apresentada na **Figura 11**.



Figura 11. Representação esquemática da metodologia empregada para a análise experimental das molas de Ni-Ti submetidas a tratamentos térmicos.

3.1 TRATAMENTOS TÉRMICOS

Os tratamentos térmicos aos quais as molas são submetidas consistem de uma solubilização a 700 °C durante 1 hora, seguida de têmpera em água a temperatura ambiente, para homogeneização de todas as amostras. Esse tratamento tem como objetivo remover

possíveis discordâncias, precipitados e defeitos inerentes ao processo de fabricação das molas adquiridas comercialmente.

Após a solubilização, as amostras são submetidas a envelhecimentos térmicos feitos a 300, 400, 500 e 600 °C para o lote A, e a 300, 400 e 500 °C para o lote B, durante 30, 60, 90 e 120 minutos para cada temperatura. Para a realização dos tratamentos utiliza-se o forno elétrico tipo mufla Jung FO8080 (**Figura 12** e **Figura 13**), do Laboratório de Vibrações da Universidade de Brasília.



Figura 12. Forno tipo mufla (Jung FO8080) utilizado para a realização dos tratamentos térmicos.

 Fornos Jung Ltda Rua Bahia, 3465 - Salto 89031-002 - Blumenau - SC Fone: +55 47 3327 0000 www.jung.com.br jung@jung.com.br	NUMERO	8080
	ANO	2014
	MODELO	LF09612
	C	1200
	kW	16
	VOLTS	220
	AMPERES	43
	FASES	3
	kg	320

Figura 13. Especificações do forno elétrico tipo mufla utilizado para os tratamentos térmicos.

As especificações dos envelhecimentos térmicos de cada mola são apresentadas na **Tabela 2** (a letra indica o lote e a numeração diferencia as amostras conforme os parâmetros do envelhecimento térmico aplicado).

Tabela 2. Envelhecimentos térmicos e nomenclatura das molas.

Envelhecimento Térmico	30 min	60 min	90 min	120 min
300 °C	A1; B1	A2; B2	A3; B3	A4; B4
400 °C	A5; B5	A6; B6	A7; B7	A8; B8
500 °C	A9; B9	A10; B10	A11; B11	A12; B12
600 °C	A13	A14	A15	A16

3.2 ANÁLISE DSC

Após a realização dos tratamentos térmicos, inicia-se a caracterização experimental com a realização de calorimetrias diferenciais por varredura (DSC) em um equipamento DSC 8000 da Perkin Elmer®, a fim de determinar as temperaturas de transformação de fase de cada uma das molas tratadas termicamente – M_s , M_f , A_s , A_f e a Fase R, esta última que ocorre apenas em alguns dos casos, conforme detalhado por Fan *et al.* (2004). No DSC é possível observar as mudanças de fase nas amostras a partir da medição da quantidade de calor liberada ou absorvida durante a varredura de temperatura pelas amostras de aproximadamente 20 mg, retiradas do material logo após os tratamentos térmicos.

Ao longo do resfriamento (transformações diretas) forma-se a martensita, numa transformação exotérmica, e ao longo do aquecimento (transformações reversas) observa-se a formação da austenita, numa transformação endotérmica. Nesse estudo o principal valor a ser determinado é o da temperatura final de austenitização (A_f), obtida a partir do pico positivo de temperatura mais elevada. A temperatura A_f é, por definição, o ponto de encontro entre as retas imaginárias que tangem o final da curva e a linha após a saída do pico. A **Figura 14** apresenta uma curva típica obtida a partir da realização dos ensaios no DSC (com o aquecimento em vermelho e o resfriamento em azul).

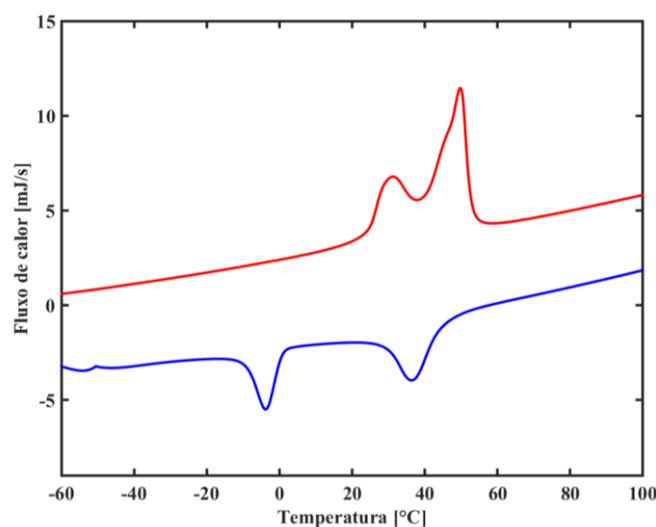


Figura 14. Curva típica obtida em ensaios de DSC

De uma maneira geral, no aquecimento o primeiro pico está relacionado à transformação da martensita para a fase R, e o segundo e o terceiro (coincidentes no caso da **Figura 14**) indicam a transformação da fase R para austenita e da transformação direta martensita-austenita (A_s e A_f). Já no resfriamento (picos negativos), o primeiro pico consiste da transformação austenita-fase R (M_s), o segundo pico da austenita-martensita e o último pico da transformação fase R-martensita (M_f).

Fan *et al.* (2004) apresentam uma análise bem detalhada desse comportamento para diferentes composições de liga e tratamentos térmicos e a relação direta da concentração e distribuição de precipitados de Ti_3Ni_4 entre o contorno e o interior dos grãos das ligas Ni-Ti.

3.3 ENSAIOS ESTÁTICOS

Com as temperaturas A_f definidas para todas as amostras, é possível então dar início ao treinamento das molas para obter o laço de histerese estabilizado, a partir de ensaios quase-estáticos de tração. As molas são inseridas no equipamento desenvolvido especificamente para esse propósito por Oliveira, (2018), que possibilita a medição do deslocamento e da carga, através de um dispositivo laser e uma célula de carga, respectivamente. Por motivos de confidencialidade, o aparato experimental utilizado para os ensaios estáticos não será detalhado.

O sistema de controle do equipamento permite ainda que se realize os ensaios a uma temperatura constante e superior a A_f (10 °C acima para o lote A e 5 °C acima para o lote B), enquanto se varia a carga de maneira cíclica através de um sistema hidráulico de vasos comunicantes. A carga nominal aplicada ao lote A é de 44 N (4,5 kg) e no lote B de 14,7 N (1,5 kg). A gravidade local é de 9,7808439 m/s².

Ao obter as curvas finais em diagramas força x deslocamento, calcula-se a área do laço estabilizado (em J) por integração numérica utilizando uma rotina no MATLAB®. Os dados são então plotados para se comparar as diferentes molas em relação ao potencial de dissipação de energia.

Para as molas do lote B, são realizados ainda ensaios para avaliar o efeito da temperatura do experimento sobre a área do laço, através do incremento de 1 °C a cada ciclo, a partir da temperatura de referência ($A_f + 5$ °C), ao longo de dez ciclos (até $A_f + 14$ °C). Uma vez que se espera que ao variar a temperatura do material, a energia interna de equilíbrio entre as fases também se modifique, influenciando nas transformações de fase e, conseqüentemente, nos laços de histerese da mola.

3.4 ENSAIOS DINÂMICOS

Concluídos os ensaios estáticos, as molas que apresentam maior potencial dissipativo são então ensaiadas por meio de um aparato especificamente desenvolvido para esse propósito (Oliveira, 2018). Um desenho esquemático da montagem utilizada para os ensaios dinâmicos do oscilador pseudoelástico de 1 GDL é apresentado na **Figura 15**.

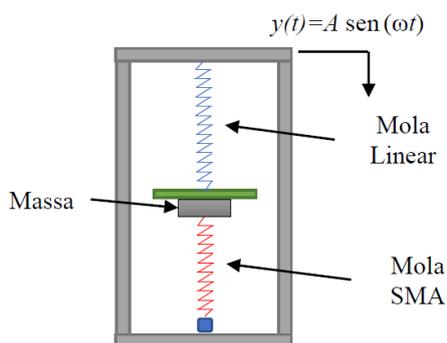


Figura 15. Representação esquemática do aparato utilizado para os ensaios dinâmicos do oscilador com 1 GDL. (Oliveira, 2018)

O aparato montado (**Figura 16**) viabiliza a montagem geral e o controle da temperatura, sobre um equipamento vibratório eletrodinâmico (*shaker*), LDS® V721 M8-CE (**Figura 17**), utilizando o software *Signal Star Scalar Sine Controller*, que utiliza um acelerômetro da PCB *PIEZOTRONICS*® para controle da excitação em malha fechada. A aquisição dos dados é feita através de equipamentos da National Instruments® – o chassi NI cDAQ-9178 e os módulos NI 9234 e NI 9216 apresentados na **Figura 18**, utilizando um software desenvolvido na plataforma LABVIEW®.



Figura 16. Estrutura utilizada para os ensaios dinâmicos.



Figura 17. Shaker LDS V721 utilizado para os ensaios dinâmicos.



Figura 18. Equipamentos da National Instruments® para aquisição de dados: a) Chassi NI cDAQ-9178; b) Módulo NI 9234 IEPE de 4 canais; c) Módulo de entrada analógica para RTD PT100 de 8 canais.

Os ensaios consistem em varreduras harmônicas, crescentes e decrescentes na faixa de frequência de 8 a 14 Hz, com uma taxa de 0,005 Hz/s, para três diferentes amplitudes de excitação (0,4 mm; 0,5 mm e 0,6 mm). Para cada uma das molas selecionadas o procedimento é repetido para três temperaturas ($A_f + 5\text{ }^\circ\text{C}$, $A_f + 9\text{ }^\circ\text{C}$ e $A_f + 14\text{ }^\circ\text{C}$). A **Figura 19** apresenta de maneira esquemática os diferentes ensaios dinâmicos definidos para cada uma das amostras.

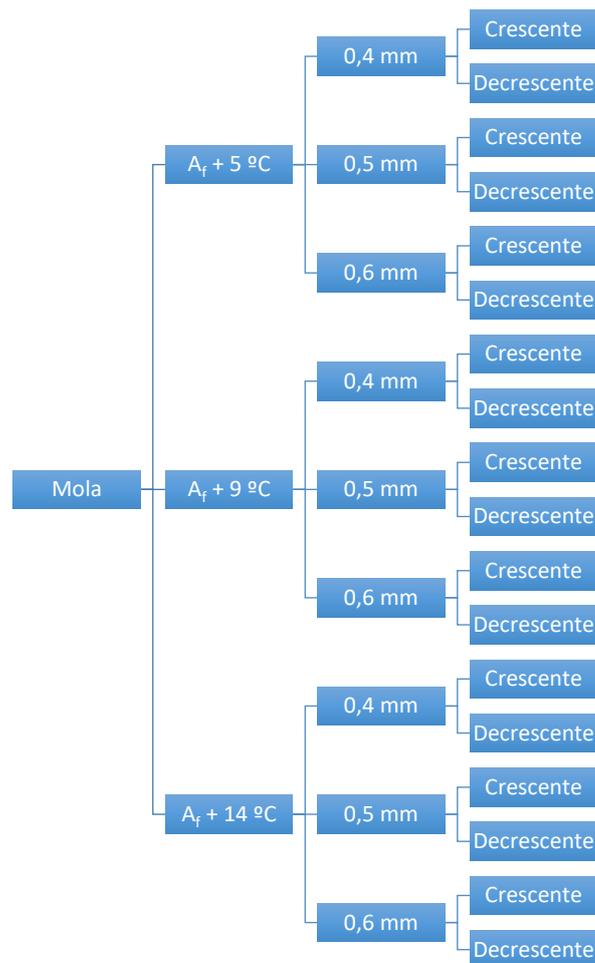


Figura 19. Varreduras realizadas para cada uma das molas ensaiadas dinamicamente.

3.5 ANÁLISES NUMÉRICAS

Com o objetivo de aprofundar e verificar o efeito das variações dos principais parâmetros associados à resposta dinâmica e o resultado esperado no comportamento não-linear do sistema, sobretudo da variação da área do laço estático e da rigidez equivalente, são realizadas análises numéricas. Além disso são feitas simulações para possibilitar uma comparação do desempenho do oscilador pseudolástico (em relação às amplitudes máximas) frente a um sistema linear equivalente.

O modelo constitutivo empregado para simular o comportamento termomecânico das molas de SMA baseia-se na adaptação de Oliveira, (2018) do modelo modificado por Enemark, Santos & Savi (2016) a partir do trabalho de Lagoudas *et al.* (2012).

De maneira geral, o modelo de Lagoudas aprimorou os trabalhos desenvolvidos anteriormente ao incorporar de uma maneira unificada três características de resposta das ligas de SMA. A primeira é relacionada à transição suave, normalmente observada no início e no final das transformações martensíticas, das respostas termomecânicas do material; a segunda, relacionada à geração de variantes martensíticas devido às tensões aplicadas; e a terceira, as forças termodinâmicas atuantes nas transformações de fase, de acordo com a direção e níveis de tensão.

Por sua vez, Enemark modificou basicamente dois aspectos do modelo, relacionados às funções de endurecimento e de *subloop* do material. Além disso, utiliza um modelo 2D que considera os efeitos das tensões normais e cisalhantes devido à flexão e à torção no fio, em dois pontos específicos para representar o comportamento da mola.

3.5.1 MODELO CONSTITUTIVO

As equações governantes do modelo adaptado utilizado nas análises são apresentados nas **Equações 3.1 e 3.2**.

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{S}\boldsymbol{\sigma} + \boldsymbol{\varepsilon}_t \quad 3.1$$

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_t = \Lambda\dot{\xi} \quad 3.2$$

Onde $\boldsymbol{\varepsilon} = \{\varepsilon, \gamma\}^T$, sendo ε a deformação normal e γ a deformação cisalhante, e $\boldsymbol{\sigma} = \{\sigma, \tau\}^T$, em que σ corresponde à tensão normal e τ a tensão cisalhante. A expansão térmica linear não é considerada por ser desprezível frente à deformação devido às transformações de fase da liga.

O tensor \mathbf{S} é o tensor de complacência, que consiste em uma combinação das complacências das fases mantensita (\mathbf{S}_M) e austenita (\mathbf{S}_A), que por sua vez são definidos a partir do módulo de elasticidade (E_M e E_A) e o coeficiente de Poisson (ν). O coeficiente ξ é definido

entre 0 e 1 e corresponde à fração volumétrica da fase martensítica no material. E o tensor Λ é referente à direção das transformações de fase, sendo Λ_f o tensor da transformação direta, que depende da transformação máxima a partir da deformação H (constante no modelo). Já a transformação reversa Λ_r depende dos parâmetros $\tilde{\epsilon}_t$ e $\tilde{\xi}$ – definidos no ponto de mudança de direção da transformação de fase. A definição desses parâmetros é apresentada nas **Equações 3.3, 3.4 e 3.5**.

$$\mathbf{S} = \mathbf{S}_A + (\mathbf{S}_M - \mathbf{S}_A)\xi = \mathbf{S}_A + \Delta\mathbf{S}\xi \quad 3.3$$

$$\mathbf{S}_i = \frac{1}{E_i} \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 2(1 + \nu) \end{bmatrix}, (i = A, M) \quad 3.4$$

$$\Lambda = \begin{cases} \Lambda_f = \frac{H}{\sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2}} \begin{Bmatrix} \sigma \\ 3\tau \end{Bmatrix}, & \dot{\xi} > 0 \\ \Lambda_r = \frac{1}{\tilde{\xi}} \tilde{\epsilon}_t, & \dot{\xi} < 0 \end{cases} \quad 3.5$$

Já as transformações diretas e reversas em si são descritas pelas funções apresentadas nas **Equações 3.6 e 3.7**.

$$\Phi_f = (1 - D)\Lambda_f^T \boldsymbol{\sigma} + \frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma}^T \Delta\mathbf{S} \boldsymbol{\sigma} + \rho\Delta s_0 T - \rho\Delta u_0 - f_f(\zeta_f(\xi, \xi_0)) - Y \quad 3.6$$

$$\Phi_r = (1 - D)\Lambda_r^T \boldsymbol{\sigma} + \frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma}^T \Delta\mathbf{S} \boldsymbol{\sigma} - \rho\Delta s_0 T + \rho\Delta u_0 + f_r(\zeta_r(\xi, \xi_0)) - Y \quad 3.7$$

Sendo que Y e D são constantes relacionadas às superfícies de transformação no plano temperatura-tensão, ρ é a densidade do material, Δs_0 e Δu_0 correspondem às variações entre a entropia e a entalpia específicas das fases austenita e martensita e T é a temperatura. As funções f_f e f_r são as funções de endurecimento da fase direta e reversa e ζ_f e ζ_r são as funções que compreendem as informações dos *subloops* (as principais adaptações de Enemark são relacionadas justamente a essas funções de endurecimento e dos *subloops*).

Todos esses parâmetros utilizados são definidos nas **Equações 3.8 a 3.14**.

$$\rho\Delta s_0 = -\frac{2C_M C_A H}{C_M + C_A} \quad 3.8$$

$$D = \frac{C_M - C_A}{C_M + C_A} \quad 3.9$$

$$\alpha_1 = -\rho\Delta s_0(M_s - M_f) \quad 3.10$$

$$\alpha_2 = -\rho\Delta s_0(A_f - A_s) \quad 3.11$$

$$\alpha_3 = -\frac{1}{20}\alpha_1(3n_1^f - 3n_2^f + 5) + \frac{1}{20}(3n_1^r - 3n_2^r + 5) \quad 3.12$$

$$Y = \frac{1}{2}\rho\Delta s_0(M_s - A_f) - \alpha_3 \quad 3.13$$

$$\rho\Delta u_0 = \frac{1}{2}\rho\Delta s_0(M_s + A_f) \quad 3.14$$

Os coeficientes C_A e C_M correspondem às inclinações das superfícies de transformação para austenita e martensita, respectivamente, no diagrama de temperatura-tensão. As temperaturas de transformações de fase são representadas por M_s , M_f , A_s e A_f (temperaturas de início e fim da formação de martensita e austenita nas transformações direta e reversa, respectivamente). E os demais parâmetros (α e n) são definidos com base nas curvas de Bézier para a função de endurecimento.

Para realizar as simulações numéricas a partir do modelo de Enemark, são necessárias basicamente 15 informações:

$$\theta = \{H; E_A; E_M; \nu; C_A; C_M; A_s; A_f; M_s; M_f; n_1^f; n_2^f; n_1^r; n_2^r; p\}$$

Conforme descrito anteriormente, H é uma constante da máxima deformação de transformação; E_A e E_M os módulos de elasticidade da Austenita e da Martensita, respectivamente; ν o coeficiente de Poisson; C_A e C_M a inclinação na formação da austenita e martensita no plano $\sigma - T$; A_s , A_f , M_s e M_f são as temperaturas de transformação da mola; os valores n são relacionados à curvatura das regiões de transformação de fase; e, por fim, o p é o parâmetro de controle da curvatura dos *subloops*. As temperaturas de transformação são obtidas em Oliveira (2018), a partir da deconvolução dos dados do DSC através da utilização do modelo Gaussiano assimétrico de Fraser-Suzuki. O ajuste é feito através de uma regressão baseada no método dos mínimos quadrados não linear (ferramenta *lsqnonlin* do software Matlab).

Todos os parâmetros para as molas envelhecidas a 500 °C foram calculados e apresentados em Oliveira, (2018) segundo os procedimentos indicados, e são apresentados na

Tabela 3.

Tabela 3. Parâmetros para o ajuste do modelo com base nos resultados experimentais (Oliveira, 2018)

Mola	B1	B2	B3	B4
Parâmetro				
H (m/m)	0.01	0.025	0.025	0.025
E_A (N/m²)	49.99e9	47e9	50e9	47e9
E_M (N/m²)	30.31e9	35e9	35e9	35e9
C_A (Pa/K)	9e6	9.8e6	9.5e6	9e6
C_M (Pa/K)	9e6	9.8e6	9.5e6	9e6

$A_S(^{\circ}C)$	-24	-45.25	-25.87	-1.16
$A_f(^{\circ}C)$	37	40.81	35.61	47.04
$M_S(^{\circ}C)$	29	21.42	28.35	28.64
$M_f(^{\circ}C)$	-45	-49.63	-47.40	-33.25
$n_1^f(0, 1)$	0.99	0.612	0.70	0.82
$n_2^f(0, 1)$	0.36	0.36	0.36	0.36
$n_1^r(0, 1)$	0.34	0.816	0.50	0.55
$n_2^r(0, 1)$	0.36	0.36	0.36	0.36
$p(-1, 1)$	0.01	0.01	0.01	0.01

3.5.2 APLICAÇÃO DO MODELO PARA AS SIMULAÇÕES NUMÉRICAS

Para simular o comportamento das molas de SMA, Enemark et. al (2016) utiliza um modelo 2D em que compreende os efeitos das tensões normais (flexão do fio) e de cisalhamento (torção) da mola, conforme representado esquematicamente na **Figura 20**.

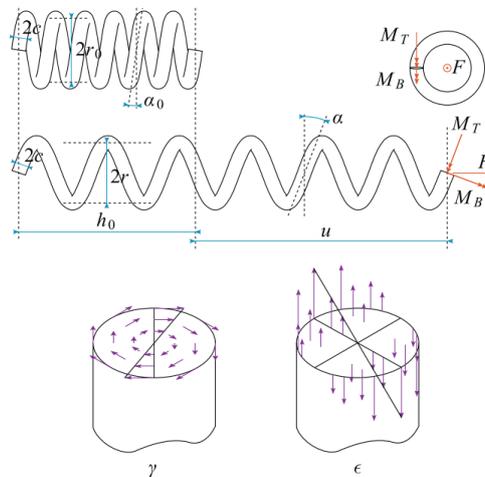


Figura 20. Ilustração da modelagem da mola em posição inicial e deformada (Enemark et al., 2016)

Para a modelagem temos que o raio do fio é c , o raio da espira é r , o ângulo entre as espiras α , o comprimento inicial da mola após o treinamento é h_0 , o número de espiras N e o comprimento do fio é L . Sendo que utiliza-se a premissa de que não há rotação na mola ao ser carregada ($r/r_0 = \cos \alpha / \cos \alpha_0$) e, por definição, tem-se as relações $L = \sqrt{h_0^2 + (2\pi N)r_0^2}$ e $\alpha_0 = \tan^{-1}(h_0/2\pi N r_0)$. O que permite simplificar as expressões do ângulo de deformação

entre as espiras e da distribuição de deformações na seção transversal da mola, conforme apresentado nas **Equações 3.15 a 3.17**:

$$\alpha = \arcsen\left(\frac{u}{L} + \text{sen}\alpha_0\right) \quad 3.15$$

$$\gamma(a) = \frac{a}{r_0} \cos\alpha_0 (\cos\alpha_0 - \cos\alpha) \quad 3.16$$

$$\varepsilon(y) = \frac{y}{r_0} \cos\alpha_0 (\cos\alpha_0 - \cos\alpha) \quad 3.17$$

Quando a mola é submetida a um carregamento, são gerados um momento devido à torção (M_T) e um momento devido à flexão (M_B), de modo que a força F e os momentos M_T e M_B podem ser expressos como (sendo θ a coordenada angular correspondente à coordenada radial a):

$$F = M_T \frac{\cos\alpha}{r} + M_B \frac{\text{sen}\alpha}{r} = \frac{\cos\alpha_0}{r_0} (M_T + M_B \tan\alpha) \quad 3.18$$

$$M_T = \int_0^c \int_{-\pi}^{\pi} \tau(\varepsilon(\theta, a)) a^2 d\theta da \quad 3.19$$

$$M_B = \int_0^c \int_{-\pi}^{\pi} \sigma(\varepsilon(\theta, a)) a^2 d\theta da \quad 3.20$$

Como alternativa para simplificar a solução, a fração volumétrica da martensita (ξ) é considerada constante em toda a seção transversal. De modo que o cisalhamento pode ser expresso por $\tau = G(\gamma - \gamma_t)$ e $\gamma(a) = (a/c) \gamma(c)$, a partir das simplificações. Além disso, o módulo de cisalhamento (G) e a transformação devido à tensão de cisalhamento γ_T também são considerados constantes ao longo da seção transversal da mola, conforme assumido também por Enemark.

Dessa forma, temos que:

$$M_T = \frac{2}{3} \pi c^3 G \left(\frac{3}{4} \gamma(c) - \gamma_t \right) = \frac{2}{3} \pi c^3 G (\gamma - \gamma_t) = \frac{2}{3} \pi c^3 \tau \quad 3.21$$

De forma análoga, são utilizadas aproximações e obtém-se a seguinte relação para o momento fletor:

$$M_B = \frac{4}{3} c^3 E \left(\frac{3\pi}{16} \varepsilon(c) - \varepsilon_t \right) = \frac{4}{3} c^3 E (\varepsilon - \varepsilon_t) = \frac{4}{3} c^3 \sigma \quad 3.22$$

Maiores detalhes sobre as considerações e demais aproximações são abordadas em Enemark et al., (2016) e Oliveira, (2018).

A força de restituição resultante da equação 3.15 torna-se então:

$$F_r = \frac{2c^3}{3r_0} \cos\alpha_0 (\pi\tau + 2\sigma \tan\alpha) \quad 3.23$$

Dessa maneira, para calcular a força na mola a partir de uma deflexão u , basta calcular os tensores de deformação através das equações 3.16 e 3.17, de modo que:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \{\varepsilon, \gamma\}^T = \left\{ \varepsilon \left(\frac{3\pi}{16} c \right), \gamma \left(\frac{3}{4} c \right) \right\}^T \quad 3.24$$

A partir desse resultado, o tensor das tensões $\boldsymbol{\sigma}$ é definido com base nas equações 3.1 a 3.5. E, finalmente, é possível determinar a força de restituição da mola de SMA com base na equação 3.23.

3.5.3 MODELAGEM DO OSCILADOR DE 1 GDL

A partir da definição dos parâmetros mencionados (Oliveira, 2018) e dos resultados obtidos nos ensaios estáticos, são realizados os ajustes dos laços e simulações numéricas, segundo o modelo de Enemark, para a mola de maior potencial dissipativo. Com o objetivo de, sobretudo, aprofundar o entendimento dos resultados dos ensaios experimentais, verificando o efeito da variação da área do laço e da rigidez do sistema de forma separada. Além de também possibilitar uma comparação de desempenho em relação às amplitudes máximas frente a um oscilador linear equivalente (o que não seria viável experimentalmente).

A **Figura 21** apresenta esquematicamente a montagem utilizada nos ensaios e o modelo do oscilador pseudoelástico de 1 GDL.

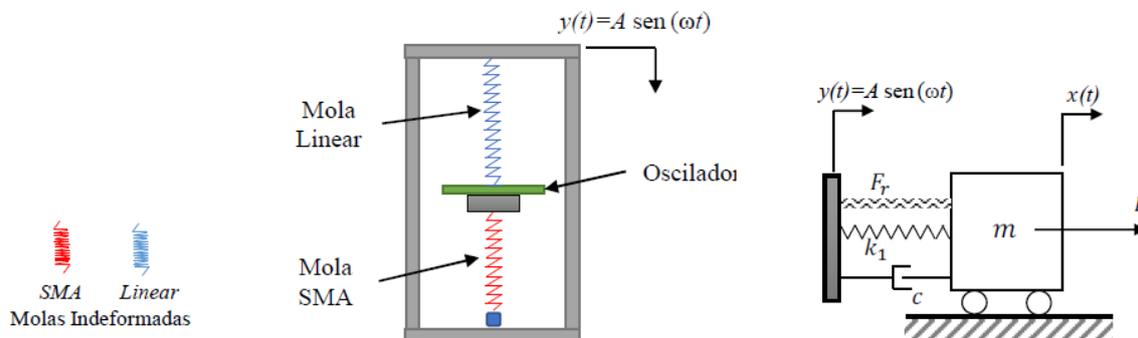


Figura 21. Ilustração esquemática do oscilador pseudoelástico de 1 GDL analisado (Oliveira, 2018)

Da figura, temos que $y(t)$ é a função da excitação de base do *shaker* (ω é a frequência e A a amplitude de forçamento), m é a massa do sistema, F_r é a força de restituição do elemento de SMA (conforme descrito na seção 3.5.2), k_l é a rigidez da mola linear, c é o amortecimento viscoso (estimado a partir dos resultados experimentais) e P é a pré-carga (constante).

A rigidez da mola linear (k_l) utilizada é de 199,06 N/m e a massa (m) do sistema é de 0,78 kg.

Dessa forma, obtém-se a equação 3.25 para as análises numéricas do oscilador de 1 GDL:

$$m\ddot{u} + c\dot{u} + k_1u + F_r + P = m\omega^2 A \sin(\omega t) \quad 3.24$$

$$u = x - y$$

A equação obtida é integrada pelo método de Runge-Kutta de 4ª Ordem.

Para a comparação do desempenho do oscilador pseudoelástico em relação a um oscilador linear equivalente, utilizam-se os mesmos parâmetros do sistema pseudoelástico na simulação de um caso linear, conforme apresentado na **Figura 22**.

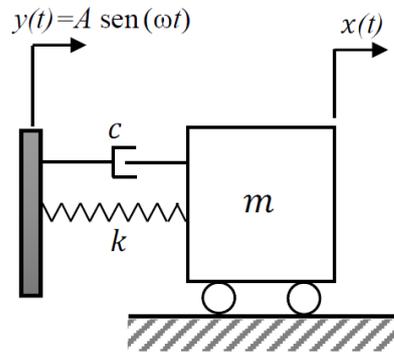


Figura 22. Ilustração do oscilador linear de 1 GDL comparado (Oliveira, 2018)

Uma vez que no caso do elemento pseudoelástico a rigidez do sistema varia (devido às transformações de fase do material), sendo necessário definir uma rigidez equivalente para o linear – k_L (rigidez constante). Vale ressaltar que tal abordagem não seria viável experimentalmente.

O oscilador linear pode então ser descrito através da Equação 3.25.

$$m\ddot{u} + c\dot{u} + ku = m\omega^2 A \sin(\omega t) \quad 3.25$$

$$k = k_1 + k_L$$

Da mesma forma, a equação é integrada pelo método de Runge-Kutta de 4ª Ordem.

Para definir k_L , utilizou-se a rigidez inicial da mola de SMA após a aplicação da pré-carga na montagem experimental, que corresponderia a um caso análogo em que a mola utilizada não possuísse as características pseudoelásticas.

Basicamente, obteve-se o valor da rigidez equivalente através de uma reta tangente ao ponto de pré-carga da mola não-linear no aparato experimental, conforme ilustrado na **Figura 23**.

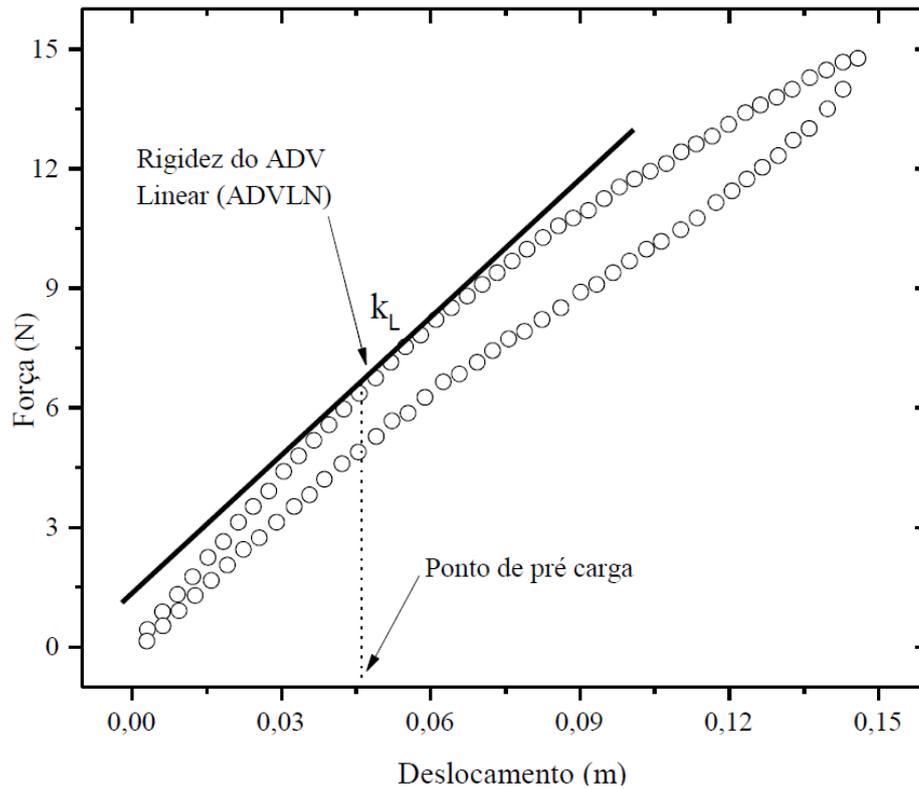


Figura 23. Rigidez equivalente definida pela tangente do laço de histerese no ponto de pré-carga (Oliveira, 2018)

Para todas as análises são simuladas varreduras crescentes em frequência de 8 a 12,5 Hz, a um intervalo de 0,05 Hz. Cada frequência é integrada por um total de 150 períodos, subdivididos em 200 intervalos, e são considerados apenas os 5 finais como regime permanente.

Maiores detalhes sobre os procedimentos e os modelos utilizados podem ser consultados em Oliveira, (2018), Lagoudas *et al.* (2012) e Enemark, Santos & Savi (2016).

4 RESULTADOS

Os resultados obtidos a partir da caracterização das ligas com memória de forma dos ensaios DSC, estáticos, dinâmicos e das análises numéricas são apresentados e comparados em relação às melhores características de dissipação de energia, para possíveis aplicações em ADVs.

4.1 ANÁLISE DSC

Os procedimentos descritos no capítulo 3 são realizados para cada uma das molas analisadas dos dois lotes, A e B. Os resultados obtidos para a temperatura final de austenitização (A_f) (objetivo principal da análise DSC para este projeto), são apresentados na **Figura 24**.

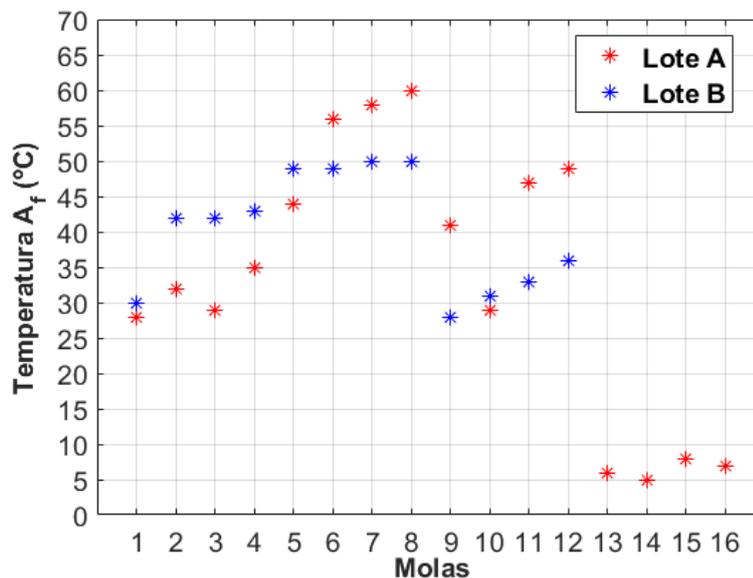


Figura 24. Temperaturas finais de austenitização (A_f)

A partir da definição das temperaturas A_f para cada uma das molas, acima da qual as amostras se encontram em regime pseudolástico, realizam-se os ensaios quase-estáticos. A temperatura de ensaio (T_{exp}) definida para o lote A é $T_{exp} = A_f + 10$ °C e para o lote B é $T_{exp} = A_f + 5$ °C, de modo a estabelecer um mesmo parâmetro para os experimentos em cada um dos lotes. Realiza-se o treinamento das amostras, de no mínimo 60 ciclos, até a obtenção de uma resposta estável em relação à curva de histerese. Conseqüentemente, se define a energia dissipada por ciclo, através do cálculo da área do laço estabilizado.

4.2 ENSAIOS ESTÁTICOS

Os resultados dos laços estabilizados e das suas respectivas áreas são apresentados por cada temperatura de envelhecimento (300 °C, 400 °C, 500 °C e 600 °C) na **Figura 25**, **Figura**

26, **Figura 27** e **Figura 28**, para cada uma das molas do lote A – os resultados desse lote também estão compreendidos em um trabalho desenvolvido no escopo desse mesmo estudo (Bandeira, 2017).

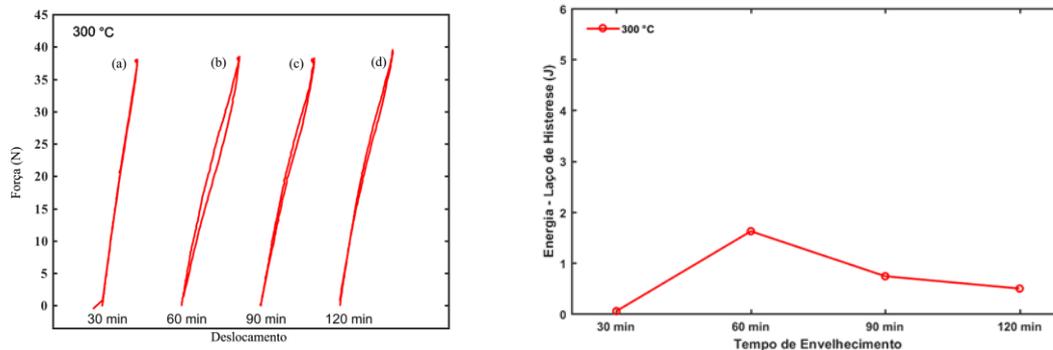


Figura 25. Laços de histerese e energia dissipada - Molas A1 (a), A2 (b), A3 (c) e A4 (d).
(Bandeira, 2017).

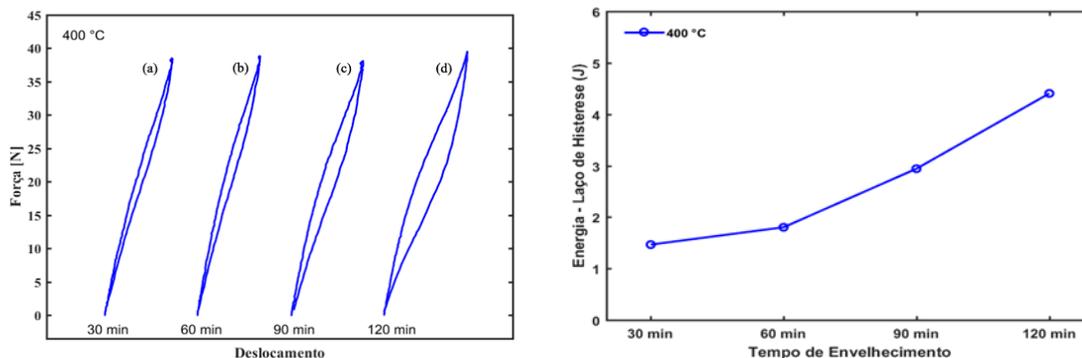


Figura 26. Laços de histerese e energia dissipada - Molas A5 (a), A6 (b), A7 (c) e A8 (d).
(Bandeira, 2017).

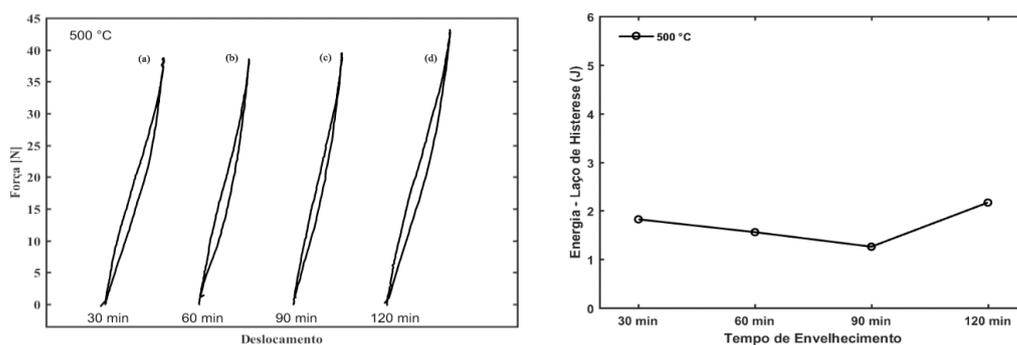


Figura 27. Laços de histerese e energia dissipada - Molas A9 (a), A10 (b), A11 (c) e A12 (d). (Bandeira, 2017).

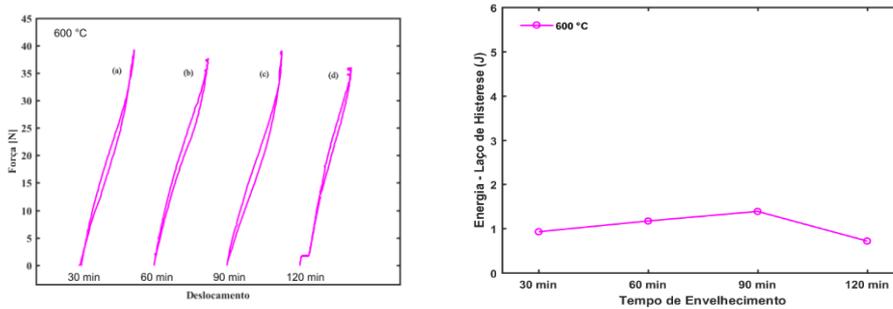


Figura 28. Laços de histerese e energia dissipada - Molas A13 (a), A14 (b), A15 (c) e A16 (d). (Bandeira, 2017).

Com base nos resultados apresentados, é possível observar que para o lote A as molas envelhecidas a 400 °C apresentam o maior potencial de dissipação de energia, em relação à área do laço de histerese, que é diretamente proporcional ao tempo de envelhecimento nesse caso. Uma vez que quanto maior a área do laço maior é a dissipação de energia ao longo do ciclo, e na média, as molas envelhecidas a 400 °C do lote A apresentaram as maiores áreas. Para melhor comparação, os valores das áreas para as amostras do lote A são apresentados na **Figura 29**.

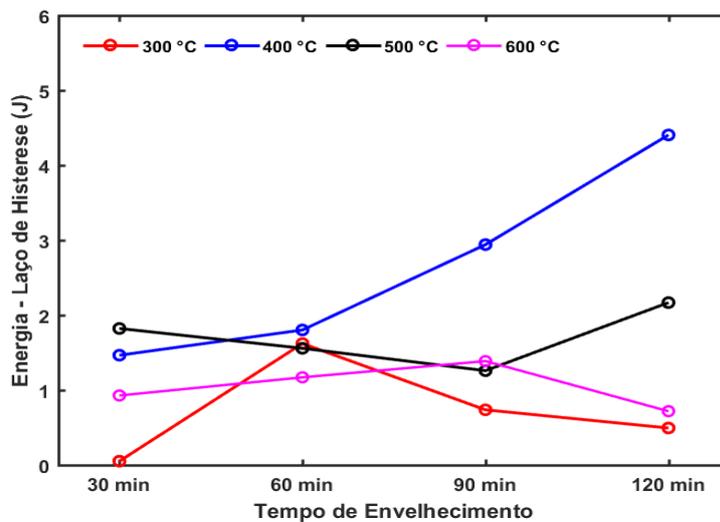


Figura 29. Comparativo da energia dissipada (laços de histerese) das molas do lote A

Já para as molas do lote B os laços de histerese estabilizados e os valores da energia dissipada calculadas a partir da área dos laços são apresentados nas **Figura 30**, **Figura 31** e **Figura 32**.

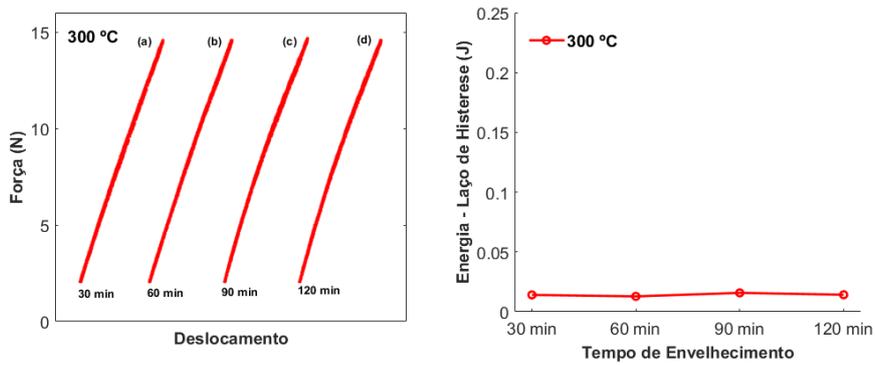


Figura 30. Laços de histerese e energia dissipada – Molas B1 (a), B2 (b), B3 (c) e B4 (d)

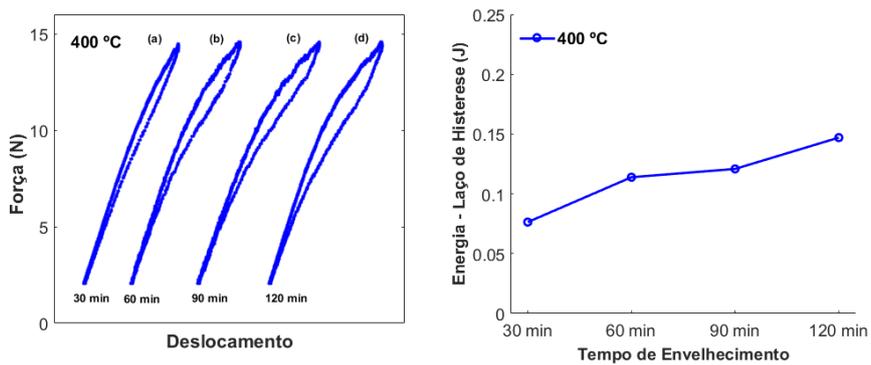


Figura 31. Laços de histerese e energia dissipada – Molas B5 (a), B6 (b), B7 (c) e B8 (d)

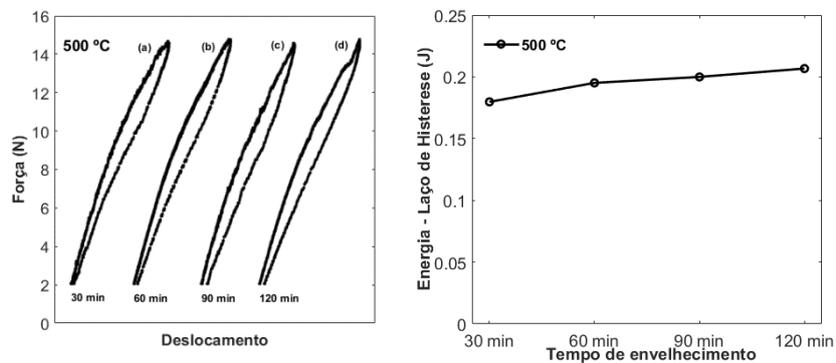


Figura 32. Laços de histerese e energia dissipada – Molas B9 (a), B10 (b), B11 (c) e B12 (d)

Com a caracterização das molas do lote B, constata-se que o maior potencial dissipativo, baseado no laço de histerese, é para as molas envelhecidas a 500 °C. É possível observar ainda, para as molas tratadas a 400 °C e 500 °C, um aumento diretamente proporcional da área do laço com o tempo de envelhecimento. O comparativo das amostras do lote B é apresentado na **Figura 33**.

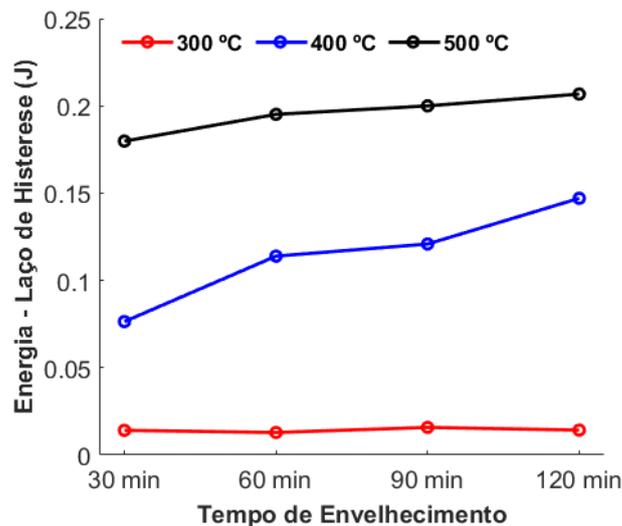


Figura 33. Comparativo da energia dissipada (laços de histerese) das molas do lote B

Observa-se também que as molas envelhecidas a 300 °C do lote B praticamente não entram no laço de histerese, o que resulta em áreas bastante reduzidas, em um comportamento quase que inteiramente linear nos parâmetros utilizados no experimento.

Além disso, ao se comparar os resultados obtidos em cada um dos lotes, observa-se uma certa dependência geométrica em relação à influência dos tratamentos térmicos nas molas. Uma vez que para o Lote A, as amostras envelhecidas a 400 °C demonstraram maior potencial dissipativo, enquanto que para o Lote B, foram as molas submetidas ao envelhecimento a 500 °C que apresentaram as maiores dissipações de energia.

Para a análise da influência da temperatura do experimento na área do laço de histerese, relacionada ao que se espera, de acordo com a literatura, que uma maior energia interna aumente as tensões necessárias para que ocorram as transformações de fase no material (resultando em menores laços no diagrama força x deslocamento), foram feitos ensaios das molas do lote B com uma variação da temperatura da amostra. O experimento também se inicia sob a temperatura de $A_f + 5$ °C, mas para essa análise são realizados 10 ciclos, com um incremento de 1 °C entre cada um deles.

Os diagramas força x deslocamento obtidos são exemplificados na **Figura 34**. Um comparativo entre as áreas dos laços das amostras para cada uma das temperaturas de experimento é apresentado na **Figura 35**.

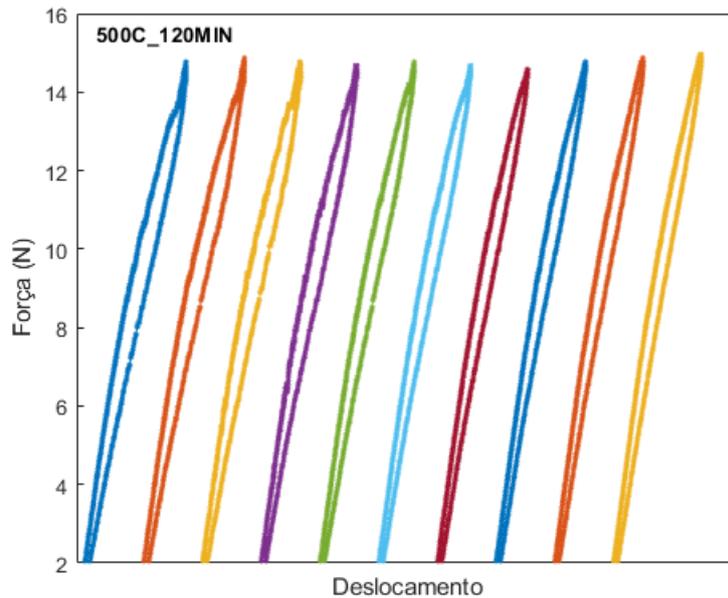


Figura 34. Laços de histerese obtidos (mola B12) para um incremento de 1 °C por ciclo na temperatura do experimento, da esquerda (41 °C) para a direita (50 °C).

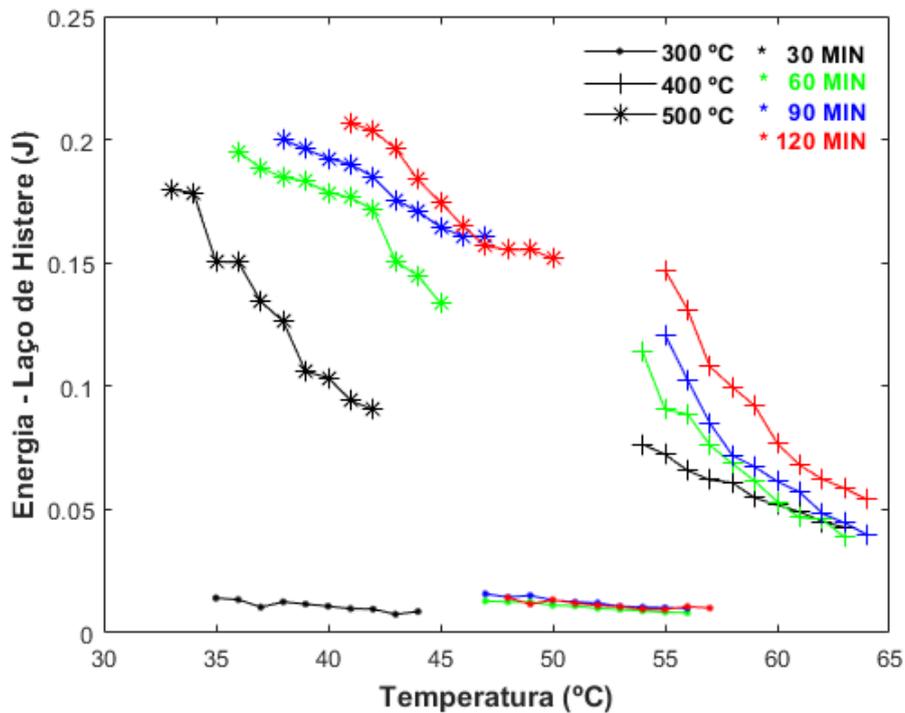


Figura 35. Áreas do laço de histerese para as molas do lote B em função das temperaturas de ensaio.

Como esperado, é possível observar através dos resultados que a área do laço de histerese é inversamente proporcional à temperatura do material em regime pseudoelástico. Uma vez que o aumento da temperatura do material implica em uma maior energia interna, o que por sua vez demanda níveis mais elevados de tensão para as transformações de fase

ocorram no material, o que, conseqüentemente, resulta em menores laços para uma mesma carga aplicada.

4.2 ENSAIOS DINÂMICOS

A partir dos ensaios estáticos tem-se que as molas do lote B apresentam maior potencial dissipativo. Além disso, neste lote, as molas envelhecidas a 500 °C apresentam maiores áreas do laço de histerese e, desta forma, são selecionadas para a análise dinâmica. Devido a limitações do aparato experimental disponível, não é viável ensaiar dinamicamente as molas do lote A. Conforme mencionado na seção 3.4, as molas selecionadas são então ensaiadas no *shaker*, com varreduras harmônicas, crescentes e decrescentes, entre as frequências 8 e 14 Hz, a uma taxa de 0,005 Hz/s, para diferentes amplitudes de excitação e temperaturas de experimento.

As **Figura 36**, **Figura 37** e **Figura 38** apresentam as amplitudes máximas de resposta do sistema nas varreduras crescente (em vermelho) e decrescente (em azul), para diferentes amplitudes de excitação de base, em função das temperaturas de ensaio às quais as molas foram submetidas ($A_f + 5$ °C, $A_f + 9$ °C e $A_f + 14$ °C).

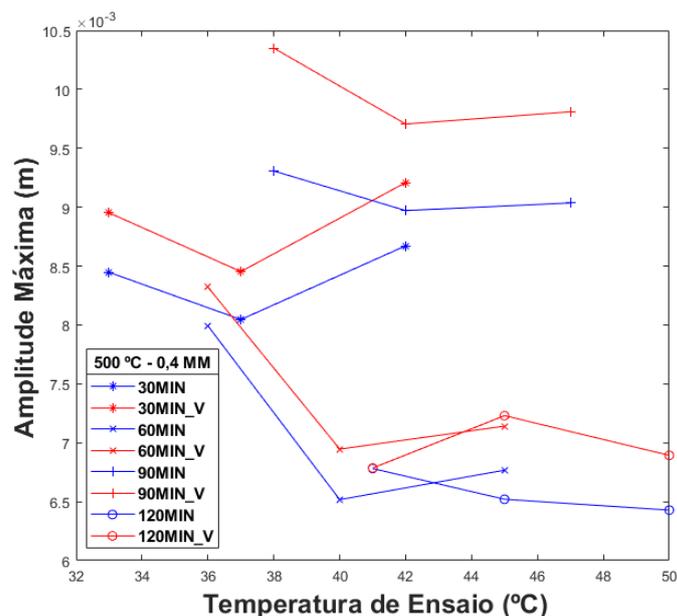


Figura 36. Amplitudes máximas de resposta do oscilador sobre excitação da base em 0,4 mm em função das temperaturas de ensaio.

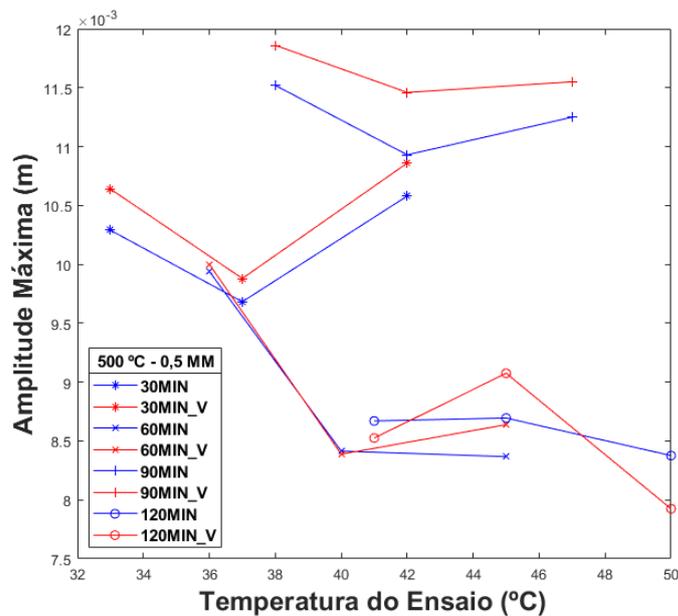


Figura 37. Amplitudes máximas de resposta do oscilador sobre excitação da base em 0,5 mm em função das temperaturas de ensaio.

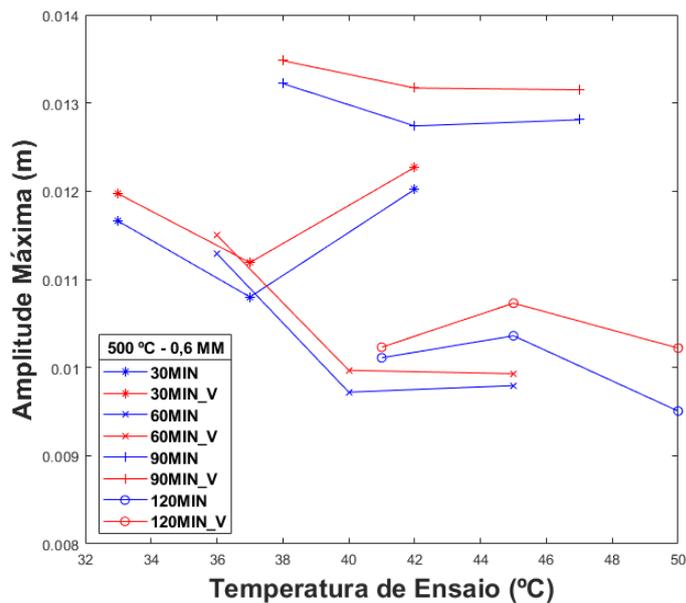


Figura 38. Amplitudes máximas de resposta do oscilador sobre excitação da base em 0,6 mm em função das temperaturas de ensaio.

Observa-se que as menores amplitudes de resposta, sobretudo para a temperatura de ensaio de $A_f + 5\text{ °C}$, foram as da mola envelhecida a 500 °C por 120 minutos (B12), e as maiores foram as da mola envelhecida a 500 °C por 90 minutos (B11). É possível observar também que o aumento da temperatura do experimento não acarreta necessariamente em um aumento das amplitudes de resposta – que seria a tendência esperada considerando os resultados estáticos, onde o aumento da temperatura causa uma redução da área do laço (Figura 35). Uma vez que devido ao caráter não-linear das molas o comportamento dinâmico do sistema pode ser bastante

contra intuitivo. O que reforça a necessidade de aprofundar as investigações dinâmicas do oscilador, por não ser possível estabelecer necessariamente uma relação direta com os resultados estáticos.

Nesse contexto, destaca-se a necessidade de tentar avaliar a contribuição da variação de rigidez da mola e do amortecimento, relacionados às variações dos laços estáticos, em uma comparação da influência que possuem nas amplitudes máximas de resposta do sistema. Ao constatar que o que se observa nos resultados dinâmicos do oscilador é uma combinação de efeitos, relacionada às variações da temperatura do experimento, amplitude e frequência do carregamento, pré-carga e demais condições da mola.

Com esse objetivo de possibilitar uma análise segmentada da influência no comportamento dinâmico do sistema, a partir da variação de um único parâmetro (nesse caso, a área do laço estático e a rigidez equivalente), é que são realizadas na sequência a simulação numérica e análises comparativas, para definir de forma mais precisa o que se espera com a variação de cada parâmetro. A partir disso, torna-se possível investigar melhor os resultados experimentais.

Um resultado típico das amplitudes máximas de resposta nas varreduras crescente e decrescente, da mola B11, envelhecida a 500 °C por 90 minutos, a uma temperatura de ensaio de 38 °C e amplitude de excitação de 0,4 mm, é apresentado na **Figura 39**. A **Figura 40** apresenta os espaços de fase relacionados ao mesmo ensaio, para a frequência de excitação de 10,15 Hz, que corresponde à frequência que possui maior diferença entre as amplitudes de resposta das varreduras com aumento e diminuição da frequência. O objetivo dessa análise é avaliar as regiões que apresentam uma maior possibilidade de coexistência de comportamentos no oscilador.

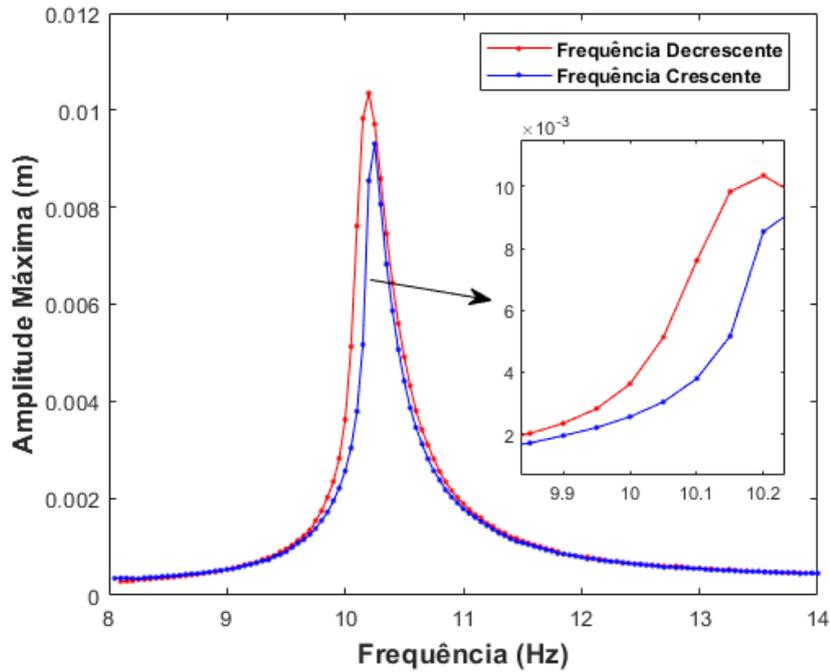


Figura 39. Resposta em frequência típica obtida nos ensaios dinâmicos da mola envelhecida a 500 °C por 90 minutos – B11 (amplitude de excitação: 0,4 mm; temperatura do ensaio: 38 °C).

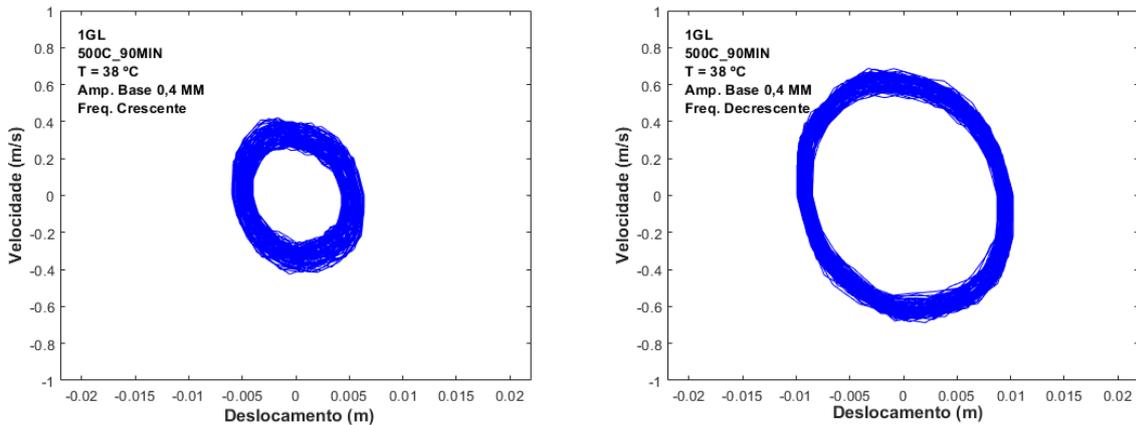


Figura 40. Espaço de fase do oscilador 1GDL com a mola B11 (amplitude de excitação: 0,4 mm; temperatura do ensaio: 38 °C; frequência: 10,15 Hz) – (esq.: varredura crescente; dir.: varredura decrescente).

Apesar da pequena diferença verificada nos ensaios de aumento e diminuição de frequência, as diferentes amplitudes máximas podem estar associadas a uma coexistência de comportamentos. Para o caso exemplificado na **Figura 39** e na **Figura 40**, relacionado a mola B11 (envelhecimento a 500 °C por 90 minutos) ensaiada a 38 °C, a maior diferença entre as amplitudes dos comportamentos, na frequência de 10,15 Hz, foi na ordem de 4,7 mm. O valor médio observado entre as amplitudes de resposta no aumento e diminuição de frequência para uma mesma frequência foi de aproximadamente 2 mm para as demais molas e amplitudes de

excitação. Vale mencionar que o oscilador 1GDL com molas lineares também apresenta diferenças nas varreduras de aumento e diminuição de frequência, o que aponta para uma não-linearidade no sistema que não está associada ao elemento pseudoelástico.

A coexistência de comportamentos é uma característica comum a sistemas dinâmicos não-lineares (Oliveira, de Paula & Savi, 2014). Dessa forma, é interessante realizar uma investigação mais aprofundada dessas regiões específicas, para avaliar se realmente ocorre a coexistência (uma vez que a ordem de magnitude das medições é reduzida e portanto, mais sensível a erros experimentais). Regiões de coexistência são críticas pois podem acarretar instabilidade no sistema, com transições bruscas de comportamento. Caso a coexistência seja relevante, é interessante avaliar os níveis das perturbações necessárias para alternar entre os comportamentos, além da resposta transiente após a perturbação e a influência das amplitudes.

4.3 ANÁLISES NUMÉRICAS

Conforme mencionado na seção 4.2, a partir dos resultados obtidos nos ensaios dinâmicos, observa-se que o comportamento dinâmico do oscilador não segue sempre a tendência esperada – além da não-linearidade existem muitos parâmetros variando simultaneamente devido às variações de temperatura, frequência e amplitude. Experimentalmente seria praticamente impossível variar separadamente um único parâmetro para conseguir avaliar qual tende a ser o seu efeito na resposta do sistema. Com isso, optou-se por explorar essas possibilidades com a realização de simulações numéricas, segundo o modelo e procedimentos descritos na seção 3.5.

Utiliza-se os métodos e os parâmetros obtidos em Oliveira (2018) para as análises numéricas, que por sua vez se baseou no modelo adaptado de Enemark (2016). Foram feitas as simulações numéricas da mola B12 (envelhecida a 500 °C por 120 minutos), que apresentou as menores amplitudes de resposta nos ensaios dinâmicos.

O ajuste realizado para obtenção dos parâmetros do modelo para a bola B12 são apresentados na **Figura 41**.

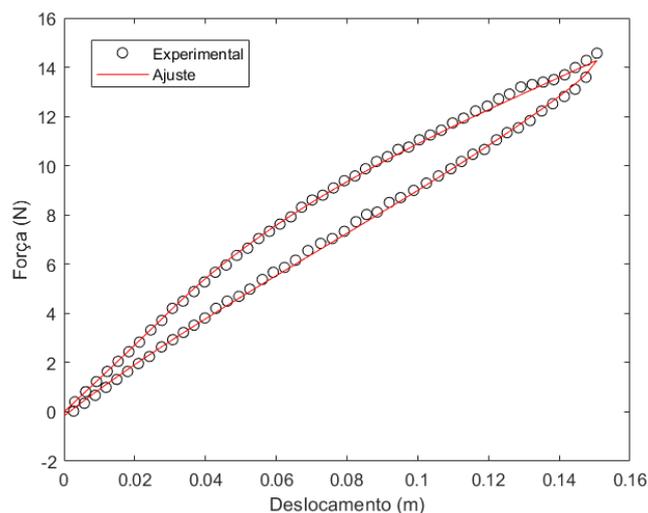


Figura 41. Ajuste do laço de histerese da mola B12 (envelhecimento a 500 °C por 120 min).

Conforme mencionado na seção 3.5.3 foram simuladas para todos os casos varreduras crescentes em frequência, de 8 a 12,5 Hz, a um incremento de 0,05 Hz. Sendo que para cada uma das frequências são integrados 150 períodos, divididos em 200 intervalos de tempo. E desses, são considerados apenas os últimos 5 períodos como regime permanente.

4.3.1 INFLUÊNCIA DO LAÇO DE HISTERESE

Com base nos resultados experimentais, o sistema não necessariamente responde conforme a tendência esperada de acordo com a variação de parâmetros específicos, devido a uma combinação geral dos efeitos das diversas modificações que ocorrem simultaneamente, além da não-linearidade do material. Para buscar verificar a tendência esperada de redução nas amplitudes máximas de resposta dinâmica do sistema com o aumento da área do laço estático, e observar esse efeito separadamente, realizam-se simulações para diferentes níveis de redução e ampliação das áreas do laço de histerese original.

Para alterar de forma significativa apenas a área do laço em si, utiliza-se o ajuste baseado no modelo de Enemark (2016) variando os parâmetros de curvatura da parte de redução da carga no laço (de modo a evitar grandes alterações na rigidez equivalente e demais características da mola). A variação é feita para aumentar e reduzir a área do laço estático na mesma proporção (de 6 a 52 %), conforme apresentado na **Figura 42**.

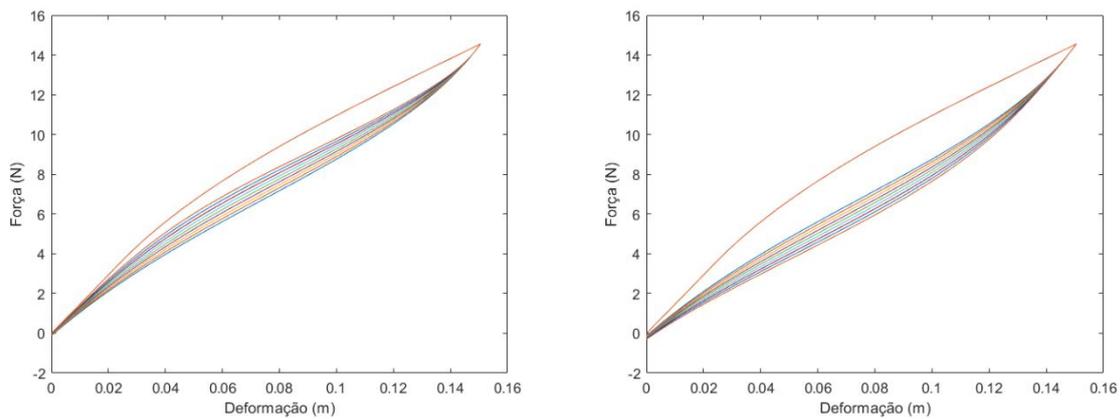


Figura 42. Variação da área do laço original da mola B12 (envelhecida a 500 °C por 120 min) - redução (esq.) e aumento (dir.)

A partir disso são realizadas simulações numéricas para cada uma das áreas obtidas, a fim de se observar o efeito direto do aumento ou redução do laço estático no comportamento dinâmico do oscilador. Conforme apresentado na **Figura 43** e na **Figura 44**, com os resultados das varreduras em frequência para o laço original e cada um dos outros oito laços modificados.

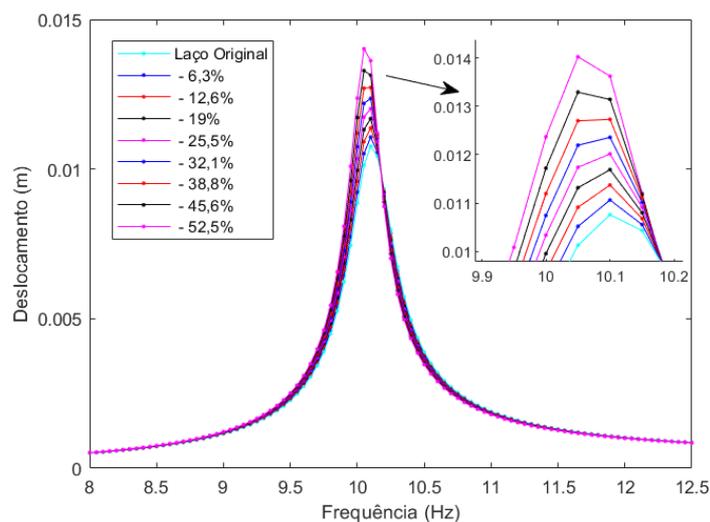


Figura 43. Resultado das simulações após sucessivas reduções da área do laço de histerese estático (Mola B12; $T_{exp} = 41$ °C e Amplitude de base de 0,6 mm)

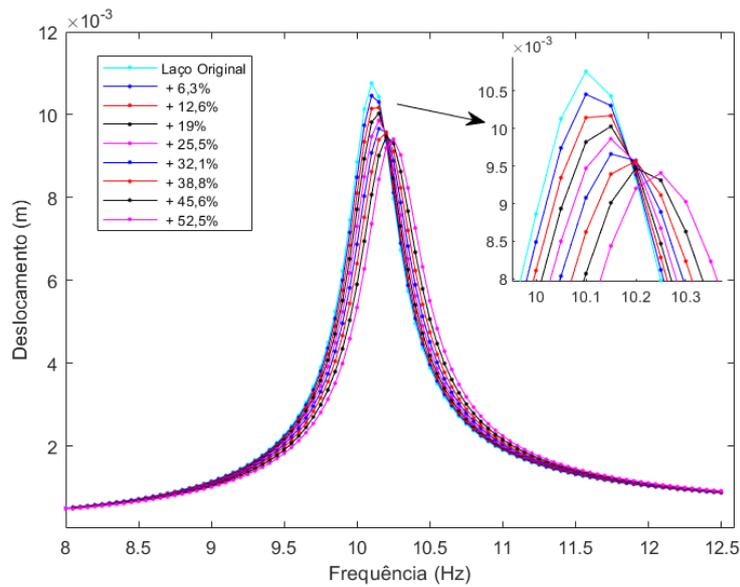


Figura 44. Resultado das simulações após sucessivos aumentos na área do laço estático (Mola B12; $T_{exp} = 41\text{ }^{\circ}\text{C}$; Amplitude de base: 0,6 mm).

É possível observar que a área do laço estático, se analisada separadamente, mantém uma relação inversamente proporcional à amplitude máxima de resposta no sistema. Quanto maior a área do laço estático, maior é a absorção de energia e com isso, menores são as amplitudes máximas de resposta. O que confirma a tendência esperada, uma vez que quanto maior o laço de histerese, maior é o potencial de dissipação de energia.

Os resultados obtidos para os diferentes percentuais de variação da área do laço são apresentados na **Figura 45**, mostrando a relação entre a amplitude máxima de resposta e a área do laço estático analisado.

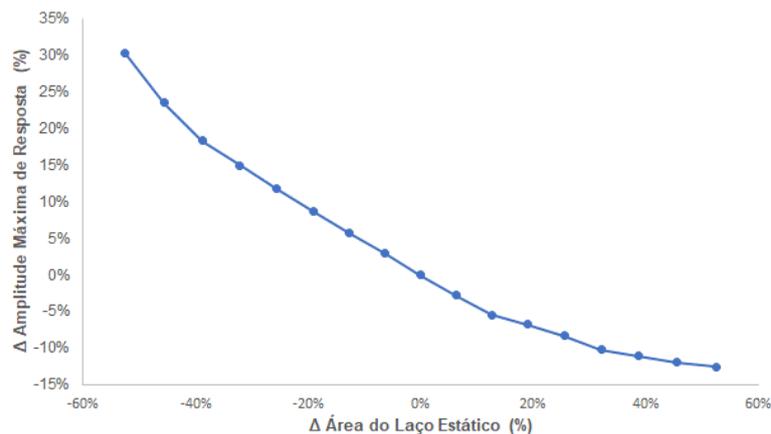


Figura 45. Relação do impacto na amplitude máxima de resposta a partir da variação da área do laço de histerese original.

Observa-se ainda que as reduções na área do laço original da mola acarretam diferenças mais significativas na amplitude máxima de resposta do que o aumento da área.

4.3.2 INFLUÊNCIA DA RIGIDEZ

Seguindo a mesma metodologia, varia-se a rigidez separadamente (a partir do coeficiente de rigidez linear – k_1) para possibilitar a análise do efeito que essa variação provoca no oscilador.

A partir da rigidez da mola linear original, variam-se os seus valores na mesma proporção do que foi feito na seção 4.3.1 para os laços de histere.

As respostas em frequência para cada uma dessas modificações são apresentados na **Figura 46**.

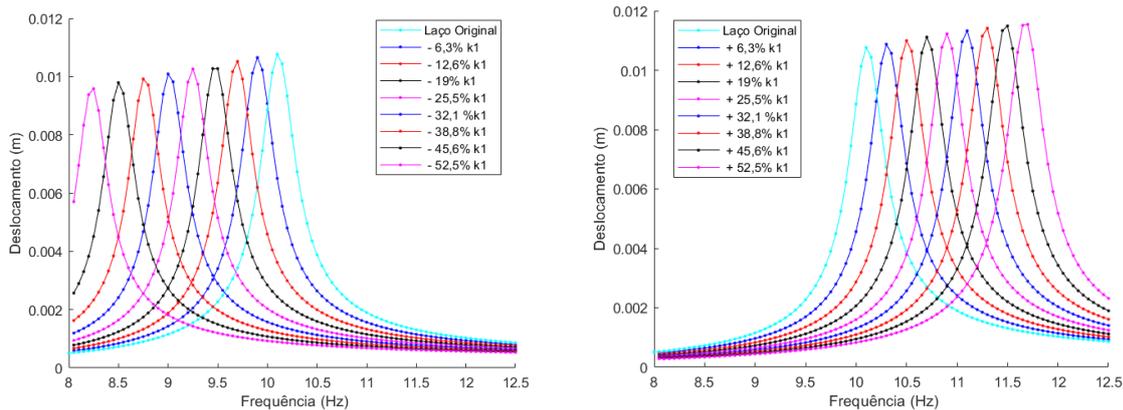


Figura 46. Resposta do sistema para diferentes níveis de variação da rigidez linear do oscilador (k_1).

É possível observar a partir dos resultados, o quanto a variação da rigidez impacta diretamente na frequência de ressonância, naturalmente, e até mesmo na amplitude máxima de resposta do sistema. O que evidencia novamente que nos experimentos, com todas as variações que ocorrem, o resultado final que temos é uma imagem resultante da combinação de todos esses efeitos.

Os efeitos da variação da rigidez linear do sistema, tanto em relação às amplitudes máximas de resposta quanto às frequências de ressonância são apresentados na **Figura 47**. À esquerda temos a variação da frequência de ressonância e à direita, a variação da amplitude máxima, conforme varia-se a rigidez equivalente.

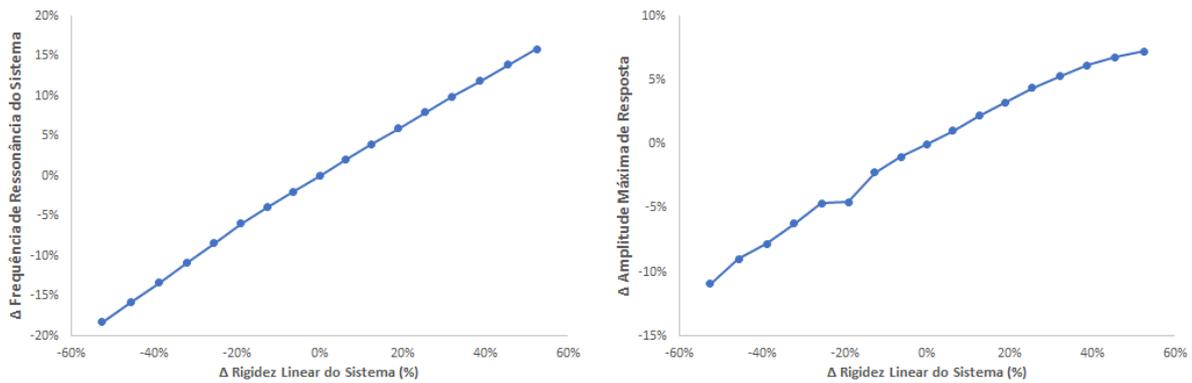


Figura 47. Efeitos na resposta do sistema para diferentes níveis de variação da rigidez linear (k_1) – variação na frequência de ressonância (esq.) e na amplitude máxima (dir.)

Dessa forma, foi possível verificar que os laços de histerese estáticos com maiores áreas possibilitam uma redução na amplitudes máximas de resposta, enquanto que as variações na rigidez não só deslocam a frequência de ressonância, como também influenciam nas amplitudes de resposta do sistema.

E, portanto, devido à grande quantidade de parâmetros que variam de forma simultânea no experimento, como a temperatura, amplitude e frequência de excitação, além da própria não-linearidade do oscilador, a resposta dinâmica observada representa realmente uma combinação de diversos elementos que influenciam na amplitude máxima, frequência de ressonância e amortecimento.

4.3.3 COMPARAÇÃO NUMÉRICA – EXPERIMENTAL

As simulações numéricas são então realizadas, nas mesmas condições dos experimentos para possibilitar uma comparação dos resultados. Além disso, é simulado um oscilador linear equivalente (seção 3.5), a fim de se comparar o desempenho com o oscilador pseudoelástico de 1 GDL sob as diferentes temperaturas de experimento ($A_f + 5\text{ °C}$, $A_f + 9\text{ °C}$ e $A_f + 14\text{ °C}$).

Os resultados são apresentados na **Figura 48** – a linha azul escuro e a vermelha são referentes aos resultados experimentais das varreduras em frequência crescente e decrescente, respectivamente. A linha azul claro é referente ao resultado numérico do oscilador pseudoelástico e a linha preta do oscilador linear equivalente.

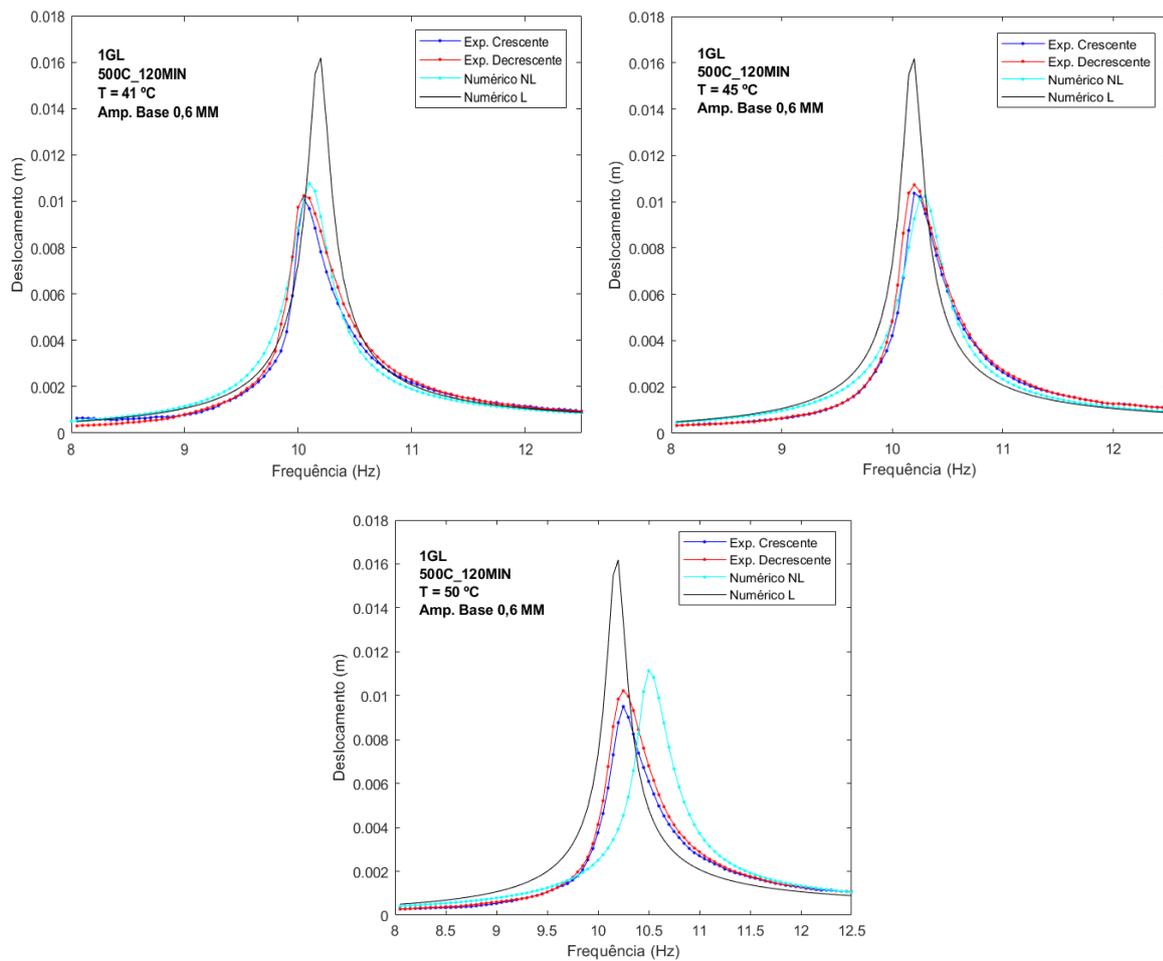


Figura 48. Resultados experimentais e numéricos da mola B12 e linear equivalente (Amplitude de excitação de 0,6 mm e $T_{exp} A_f+5^{\circ}C, A_f+9^{\circ}C, A_f+14^{\circ}C$)

É possível observar que o modelo utilizado apresenta um resultado bastante satisfatório para as simulações às temperaturas de $A_f + 5^{\circ}C$ e $A_f + 9^{\circ}C$ (41 e 45 $^{\circ}C$, respectivamente). Para a temperatura de $A_f + 14^{\circ}C$, o ajuste se distancia do resultado experimental – provavelmente relacionado a maiores variações de rigidez para temperaturas de experimento mais elevada (não refletido totalmente no experimento).

De toda forma, é nítido o melhor desempenho do oscilador pseudoelástico em reduzir a amplitude máxima (em torno de 40% de redução), quando comparado a um oscilador linear equivalente.

5 CONCLUSÕES

Com base nos resultados obtidos, é possível caracterizar todas as molas analisadas no que diz respeito às temperaturas de transformação, sobretudo à temperatura de interesse A_f , e ao laço de histerese estabilizado. A partir da área do laço é possível definir o melhor tratamento térmico de envelhecimento para cada um dos lotes em relação à dissipação de energia por ciclo. Os resultados confirmam o potencial esperado das ligas com memória de forma Ni-Ti de dissipação de energia em regime pseudoelástico a partir da realização de tratamentos térmicos apropriados. E são coerentes com o que se espera em relação aos efeitos dos tratamentos térmicos no comportamento do material, com base nas mudanças que provocam na microestrutura, sobretudo na concentração e nas dimensões dos precipitados Ti_3Ni_4 que se formam.

Através da comparação dos resultados da análise estática relacionados à maximização da área do laço de histerese por ciclo, conclui-se que o melhor tratamento térmico para molas do lote A é o envelhecimento a $400^\circ C$ por 120 minutos, e para molas do lote B é o envelhecimento a $500^\circ C$ por 120 minutos. Essas molas estão associadas a maior área por ciclo de cada lote. Com base na diferença do resultado de um lote para o outro, é possível observar que as características geométricas influenciam no comportamento apresentado pelas molas mesmo quando submetidas aos mesmos tratamentos térmicos.

A partir dos resultados da análise estática, escolhe-se as molas tratadas a $500^\circ C$ para análise dinâmica experimental de um oscilador pseudoelástico 1GDL, que representa um modelo simplificado de um ADV isolado, por estas possuírem as maiores áreas do laço de histerese por ciclo. Com os resultados obtidos nos ensaios dinâmicos, é possível verificar que a mola B12, envelhecida a $500^\circ C$ por 120 minutos, apresenta as menores amplitudes de resposta no oscilador com 1 GDL, o que indica, a princípio, o melhor potencial para redução dos níveis de vibração. Já a mola B11, com envelhecimento a $500^\circ C$ por 90 minutos, apresenta as maiores amplitudes de resposta nos ensaios dinâmicos, mesmo com o fato das áreas dos laços para as molas envelhecidas a $500^\circ C$ serem bastante próximas.

Além disso, observa-se que o aumento da temperatura do experimento não provoca necessariamente um aumento da amplitude máxima de resposta, algo relacionado à série de parâmetros que variam simultaneamente, além da própria não-linearidade do oscilador. O que reforça a importância das análises dinâmicas para compreender o real comportamento do sistema, e tentar estabelecer relações específicas com as áreas dos laços de histerese estáticos e a concorrência dos efeitos da rigidez equivalente e do amortecimento na resposta do oscilador.

A partir da limitação experimental para conseguir isolar esses efeitos para uma análise mais precisa, utiliza-se então análises numéricas como alternativa para investigar mais a fundo essas relações e verificar essas tendências esperadas. Utiliza-se também o modelo para comparar os resultados numéricos e experimentais, além de avaliar o desempenho do oscilador pseudoelástico frente a um linear equivalente, em relação à redução das amplitudes máximas de resposta.

Através do modelo constitutivo empregado, verifica-se a redução das amplitudes máximas de resposta em função das áreas dos laços de histerese, conforme esperado. Além disso, observa-se a variação da frequência de ressonância, e até mesmo das amplitudes de resposta, a partir da modificação da rigidez linear do sistema. O que reforça a ideia a partir dos experimentos, de que com as mudanças simultâneas que ocorrem nos ensaios dinâmicos, todo o comportamento do sistema consiste em uma combinação geral desses parâmetros e efeitos.

Portanto, um aspecto muito importante para trabalhos futuros seria obter experimentalmente o comportamento do laço de histerese em um diagrama força x deslocamento nos ensaios dinâmicos, para possibilitar uma análise ainda mais aprofundada do que efetivamente ocorre no sistema com as variações simultâneas de temperatura, amplitude e frequência do carregamento, além de estabelecer na prática maiores relações entre as propriedades dos laços estáticos com os dinâmicos.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Auricchio, F. *et al.* (2003) 'Numerical modeling of shape-memory alloys in orthodontics', *CMES - Computer Modeling in Engineering and Sciences*, 4(3-4), pp. 365-380.
- Bandeira, S. A. (2017) 'Efeitos de tratamentos térmicos em molas pseudoelásticas de ligas com memória de forma'. Projeto de Graduação. Universidade de Brasília.
- Delaey, L. *et al.* (1974) 'Thermoelasticity, pseudoelasticity and the memory effects associated with martensitic transformations', *Journal of Materials Science*. Kluwer Academic Publishers, 9(9), pp. 1521-1535. doi: 10.1007/BF00552939.
- Duerig, T. W. *et al.* (1990) *Engineering Aspects of Shape Memory Alloys*. Elsevier. doi: 10.1016/C2013-0-04566-5.
- Enemark, S., Santos, I. F. and Savi, M. A. (2016) 'Modelling, characterisation and uncertainties of stabilised pseudoelastic shape memory alloy helical springs', *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 27(20), pp. 2721-2743. doi: 10.1177/1045389X16635845.
- Fan, G. *et al.* (2004) 'Origin of abnormal multi-stage martensitic transformation behavior in aged Ni-rich Ti-Ni shape memory alloys', *Acta Materialia*, 52(14), pp. 4351-4362. doi: 10.1016/j.actamat.2004.06.002.
- Frick, C. P. *et al.* (2005) 'Thermal processing of polycrystalline NiTi shape memory alloys', *Materials Science and Engineering: A*, 405(1-2), pp. 34-49. doi: 10.1016/j.msea.2005.05.102.
- Hartl, D. J., Lagoudas, D. C., *et al.* (2010) 'Use of a Ni60Ti shape memory alloy for active jet engine chevron application: I. thermomechanical characterization', *Smart Materials and Structures*. IOP Publishing, 19(1), p. 015020. doi: 10.1088/0964-1726/19/1/015020.
- Hartl, D. J., Mooney, J. T., *et al.* (2010) 'Use of a Ni60Ti shape memory alloy for active jet engine chevron application: II. Experimentally validated numerical analysis', *Smart Materials and Structures*. IOP Publishing, 19(1), p. 015021. doi: 10.1088/0964-1726/19/1/015021.
- Khalil-Allafi, J., Dlouhy, A. and Eggeler, G. (2002) 'Ni₄Ti₃-precipitation during aging of NiTi shape memory alloys and its influence on martensitic phase transformations', *Acta Materialia*. Pergamon, 50(17), pp. 4255-4274. doi: 10.1016/S1359-6454(02)00257-4.
- Lagoudas, D. *et al.* (2012) 'Constitutive model for the numerical analysis of phase transformation in polycrystalline shape memory alloys', *International Journal of Plasticity*. Elsevier Ltd, 32-33, pp. 155-183. doi: 10.1016/j.ijplas.2011.10.009.
- Lagoudas, D. C. (2008) *Shape Memory Alloys: Modeling and Engineering Applications*. Springer.
- Lagoudas, D. C. (2008) *Shape Memory Alloys*. Boston, MA: Springer US. doi: 10.1007/978-0-387-47685-8.
- Lin, H. C. and Wu, S. K. (1993) 'Determination of heat of transformation in a cold-rolled martensitic TiNi alloy', *Metallurgical Transactions A*. Springer-Verlag, 24(2), pp. 293-299. doi: 10.1007/BF02657316.
- Meirovitch, L. (2001) 'Fundamentals of vibrations'.
- Oliveira, H. D. S. (2018) *Análise da Influência do Tratamento Térmico de Ligas NiTi em Aplicações Dinâmicas*. Tese de Doutorado. Universidade de Brasília.

Oliveira, H. D. S., De Paula, A. S. and Savi, M. A. (2017) ‘Dynamical Behavior of a Pseudoelastic Vibration Absorber Using Shape Memory Alloys’, *Shock and Vibration*. Hindawi, 2017, pp. 1–11. doi: 10.1155/2017/7609528.

Oliveira, H. de S. (2014) ‘Análise de um absorvedor dinâmico de vibrações pseudoelástico’. Dissertação de Mestrado. Universidade de Brasília.

Oliveira, H. S., de Paula, A. S. and Savi, M. A. (2014) ‘Dynamical Jumps in a Shape Memory Alloy Oscillator’, *Shock and Vibration*. Hindawi, 2014, pp. 1–10. doi: 10.1155/2014/656212.

Otsuka, K. and Ren, X. (2005) ‘Physical metallurgy of Ti–Ni-based shape memory alloys’, *Progress in Materials Science*. Pergamon, 50(5), pp. 511–678. doi: 10.1016/J.PMATSCI.2004.10.001.

Patoor, E. *et al.* (2006) ‘Shape memory alloys, Part I: General properties and modeling of single crystals’, *Mechanics of Materials*. Elsevier, 38(5–6), pp. 391–429. doi: 10.1016/J.MECHMAT.2005.05.027.

Paula, A. S. de, Savi, M. A. and Lagoudas, D. C. (2012) ‘Nonlinear dynamics of a SMA large-scale space structure’, *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 34(spe), pp. 401–412. doi: 10.1590/S1678-58782012000500009.

Rao, S. S. (2010) *Mechanical Vibrations*. 5th edn. Prentice Hall.

Tiseo, B. *et al.* (2010) ‘A shape memory alloys based tuneable dynamic vibration absorber for vibration tonal control’, *Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, Vol. 48 nr, pp. 135–153.

Wayman, C. M. and Otsuka, K. (1998) *Shape memory materials*. Reprinted. Cambridge ; New York : Cambridge University Press.

Zanaboni, E. (2008) *One Way and Two Way - Shape Memory Effect: Thermo-Mechanical Characterization of Ni-Ti wires*. PhD Thesis. Università Degli Studi Di Pavia.