

LUIZ FERNANDO FERREIRA RODOVALHO

**CARACTERIZAÇÃO NUMÉRICA E AVALIAÇÃO
EXPERIMENTAL DA FUGA TÉRMICA EM
DISPOSITIVOS AMORTECEDORES
VISCOELÁSTICOS SUJEITOS A
CARREGAMENTOS DINÂMICOS E PRÉ-CARGAS
ESTÁTICAS**



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

2018

LUIZ FERNANDO FERREIRA RODOVALHO

**CARACTERIZAÇÃO NUMÉRICA E AVALIAÇÃO
EXPERIMENTAL DA FUGA TÉRMICA EM
DISPOSITIVOS AMORTECEDORES
VISCOELÁSTICOS SUJEITOS A
CARREGAMENTOS DINÂMICOS E PRÉ-CARGAS
ESTÁTICAS**

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA**.

Área de Concentração: Mecânica dos Sólidos e Vibrações.

Orientador: Prof. Dr. Antônio Marcos G. de Lima (FEMEC-UFU)

Co-orientador: Prof. Dr. Romes Antonio Borges (IMTec-UFU)

UBERLÂNDIA – MG

2018

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

R695c Rodovalho, Luiz Fernando Ferreira, 1989-
2019 Caracterização numérica e avaliação experimental da fuga térmica em dispositivos amortecedores viscoelásticos sujeitos a carregamentos dinâmicos e pré-cargas estáticas [recurso eletrônico] / Luiz Fernando Ferreira Rodovalho. - 2019.

Orientador: Antônio Marcos Gonçalves de Lima.

Coorientador: Romes Antonio Borges.

Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Disponível em: <http://dx.doi.org/10.14393/ufu.te.2019.326>

Inclui bibliografia.

Inclui ilustrações.

1. Engenharia mecânica. 2. Materiais viscoelásticos. 3. Aquecimento. I. Lima, Antônio Marcos Gonçalves de, 1975- (Orient.). II. Borges, Romes Antonio, 1971- (Coorient.). III. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

CDU: 621

Maria Salete de Freitas Pinheiro - CRB6/1262

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA**

Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Av. João Naves de Ávila, nº 2121, Bloco 1M, Sala 212 - Bairro Santa Mônica, Uberlândia-MG, CEP 38400-902
Telefone: (34) 3239-4282 - www.posgrad.mecanica.ufu.br - secposmec@mecanica.ufu.br

**ATA****ATA DE DEFESA DE TESE****NÚMERO DE ORDEM: 258****DATA: 19/12/2018**

Às nove horas do dia dezoito de dezembro de dois mil e dezoito, na Sala 313 - Bloco 1M, Campus Santa Mônica, reuniu-se a Banca Examinadora composta pelos professores Dr. Antonio Marcos Gonçalves de Lima (Orientador), Dr. Francisco Paulo Léopore Neto e Dr. Marcus Antonio Viana Duarte, da Universidade Federal de Uberlândia, Dr. Romes Antonio Borges (Coorientador), da Universidade Federal de Goiás/Catalão, Dr. Israel Jorge Cárdenas Nuñez, da Universidade Federal do Triângulo Mineiro, e Dr. Volnei Tita, da Universidade de São Paulo/São Carlos, para, sob a presidência do primeiro, desenvolver o processo de avaliação da tese intitulada ***“Caracterização Numérica e Avaliação Experimental da Fuga Térmica em Dispositivos Amortecedores Viscoelásticos Sujeitos a Carregamentos Dinâmicos e Pré-cargas Estáticas”***, apresentada pelo aluno **LUIZ FERNANDO FERREIRA RODOVALHO**, matrícula número **11423EMC017**, em complementação aos requisitos determinados pelo Regimento do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica para obtenção do título de Doutor. Após discorrer sobre seu trabalho, o candidato foi arguido pelos membros da Banca, diante das comunidades universitária e externa. Em seguida, a tese foi avaliada em seção privada pelos membros da Banca que, ao encerrar o processo, consideraram-na:

() Aprovada

(X) Aprovada com modificações a serem submetidas para a aprovação do orientador

() Aprovada com modificações a serem submetidas para a aprovação da banca

() Reprovada

conferindo ao aluno, em caso de aprovação, o título de Doutor em Engenharia Mecânica, Área de Concentração: **Mecânica dos Sólidos e Vibrações**; Linha de Pesquisa: **Dinâmica de Sistemas Mecânicos**. As demandas complementares observadas pelos examinadores deverão ser satisfeitas no prazo máximo de 60 dias, para dar validade a esta aprovação. Para constar, lavrou-se a presente ata, que vai assinada pelo presidente e demais membros da Banca.

Membros:

Prof. Dr. Antonio Marcos Gonçalves de Lima (orientador) - UFU

Prof. Dr. Romes Antonio Borges (coorientador) - UFG/Catalão

Prof. Dr. Francisco Paulo Léopore Neto - UFU

Prof. Dr. Marcus Antonio Viana Duarte - UFU

Prof. Dr. Israel Jorge Cárdenas Nuñez - UFTM

Prof. Dr. Volnei Tita - USP/São Carlos

Uberlândia, 19 de dezembro de 2018



Documento assinado eletronicamente por **Antonio Marcos Gonçalves de Lima, Professor(a) do Magistério Superior**, em 19/12/2018, às 12:26, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Francisco Paulo Lepore Neto, Professor(a) do Magistério Superior**, em 19/12/2018, às 12:29, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Volnei Tita, Usuário Externo**, em 19/12/2018, às 12:40, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Marcus Antonio Viana Duarte, Professor(a) do Magistério Superior**, em 19/12/2018, às 17:32, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Romes Antonio Borges, Usuário Externo**, em 20/12/2018, às 09:23, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Israel Jorge Cardenas Nunez, Usuário Externo**, em 20/12/2018, às 12:58, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **0925787** e o código CRC **A7E7F697**.

*Aos meus pais, Limírio e Albertina, e à
memória de minha avó Ana.*

AGRADECIMENTOS

À Deus, pela presença constante no delinear de meus passos.

À minha família por toda a ajuda e apoio incondicional. Sem vocês não seria possível.

Ao meu orientador Prof. Dr. Antonio Marcos Gonçalves de Lima pelo sério trabalho de orientação na realização da pesquisa, por toda a dedicação, incentivo, amizade e pela confiança concedida ao me propiciar esta e outras oportunidades de trabalho durante o mestrado e o doutorado. Muito obrigado!

Ao meu orientador Prof. Dr. Romes Antonio Borges pela parceria iniciada durante a graduação, estendendo-se ao mestrado e doutorado, mais de 8 anos me acompanhando, sempre incentivando e preocupado com a minha formação profissional, e pela valiosíssima amizade a mim concedida. Muito obrigado por ter acreditado em mim lá no início, me concedendo a oportunidade da iniciação científica, a qual fez toda a diferença!

À Prof. Dr. Núbia dos Santos Saad e ao Prof. Dr. Hélder Barbieri Lacerda pela disponibilidade e auxílio para com a realização dos ensaios experimentais.

Ao Laboratório de Mecânicas de Estruturas Prof. José Eduardo Tannús Reis – LMEst, por todo o suporte físico e operacional.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pelo aporte financeiro e aos órgãos de fomentos CNPq e FAPEMIG.

Ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, por viabilizar a realização deste trabalho.

Aos Professores Dr. Francisco Paulo Lé pore Neto, Dr. Israel Jorge Cárdenas Nuñez, Dr. Marcus Antônio Viana Duarte e Dr. Volnei Tita, membros da banca examinadora, pela disponibilidade em participar desta banca de Tese.

Enfim, a todos (professores, técnicos, amigos) que, de alguma forma, contribuíram com a realização deste trabalho.

Uberlândia, 19 de dezembro de 2018.

Rodvalho, L. F. F. **Caracterização numérica e avaliação experimental da fuga térmica em dispositivos amortecedores viscoelásticos sujeitos a carregamentos dinâmicos e pré-cargas estáticas**. 2018. 144 p. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

Resumo

Este trabalho é dedicado ao estudo numérico e verificação experimental do autoaquecimento de materiais viscoelásticos sujeitos a esforços mecânicos cíclicos e pré-cargas estáticas. Ênfase é dada ao fenômeno da fuga térmica em dispositivos amortecedores. Para tanto, a metodologia de modelagem termoviscoelástica por elementos finitos possibilita considerar a influência da temperatura, da pré-carga estática, da amplitude e da frequência do deslocamento cíclico, além da inclusão de insertos metálicos nas camadas viscoelásticas para o controle passivo do fenômeno do autoaquecimento. O método Direto é utilizado em um estudo preliminar na tentativa da caracterização das propriedades de determinado material viscoelástico e da extensão do Princípio da Superposição Frequência-Temperatura para a pré-carga estática. A verificação do modelo com a identificação dos parâmetros termofísicos de rendimento térmico e de transferência de calor por convecção, assumidos arbitrariamente nas simulações, envolve as medições experimentais da evolução do campo de temperatura para uma junta translacional viscoelástica. O procedimento de ajuste de curvas é formulado como um problema inverso de otimização integrando o algoritmo NSGA (*Non-dominated Sorting Genetic Algorithm*) para a minimização de uma função custo que representa a diferença entre os valores do campo de temperatura numérico e os correspondentes experimentais para cada instante de tempo. A capacidade de predição e limitações do modelo termomecânico são avaliadas e analisadas em termos das evoluções, no tempo e em função do número de ciclos, da temperatura do material viscoelástico, viabilizando a consolidação das evidências numéricas e a consistência qualitativa dos resultados obtidos com os reportados na literatura para os fenômenos de equilíbrio térmico e da fuga térmica com diferentes abordagens.

Palavras-Chave: *Materiais viscoelásticos, Autoaquecimento, Termoviscoelasticidade, Fuga térmica, Pré-carga estática.*

Rodvalho, L. F. F. **A numerical characterization and experimental assessment of the thermal runaway in viscoelastic damping devices subjected to dynamic loadings and static preloads.** 2018. 144 p. PhD Thesis, Federal University of Uberlandia, Uberlandia.

Abstract

This work is devoted to the numeric study and experimental assessment of the self-heating phenomenon in viscoelastic materials subjected to cyclic loadings and static preloads. Emphasis is given to the thermal runaway in such devices. Within this context, the proposed methodology to perform the nonlinear thermomechanical problem by using the finite element method enables to investigate the influence of temperature, static preload, amplitude of excitation and forcing frequency on the self-heating phenomenon. Additionally, it is also proposed one strategy to control the self-heating in the viscoelastic material by introducing metallic inserts in its volume. The Direct method is also used herein as a preliminary study with the aim of characterizing the mechanical properties of the viscoelastic material and the extension of the so-called Frequency-Temperature Superposition Principle for the static preload. To verify the thermomechanical model, experiments with a translational viscoelastic mount have been conducted and a curve-fitting procedure was formulated as an inverse optimization problem to identify the thermal conversion factor and the heat transfer by natural convection, assumed arbitrarily in the simulations. It has been used the so-called Non-dominated Sorting Genetic algorithm to minimize an objective function representing the difference between the numerical and measured temperature field at each instant of time. The accuracy and limitations of the proposed methodology are evaluated numerically and experimentally for the temperature evolutions at different points within the volume of the viscoelastic material and for various dynamic and static loading conditions for the self-heating and thermal runaway phenomena.

Keywords: *Viscoelastic materials, Self-heating, Thermoviscoelasticity, Thermal runaway, Static preload.*

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIACÕES

Abreviações

ADF	Anelastic Displacement Field
2D	Bidimensional
3D	Tridimensional
EF	Elementos Finitos
FRF	Função de Resposta em Frequência
NSGA	Non-dominated Sorting Genetic Algorithm
PEEV	Princípio da Equivalência Elástico-Viscoelástico
PSFT	Princípio da Superposição Frequência -Temperatura
WLF	Williams-Landel-Ferry

Símbolos gregos

α	Dilatação térmica
α_T	Fator de deslocamento como função da temperatura
α_δ	Fator de deslocamento em pré-carga
β	Coefficiente de rendimento térmico
δ	Pré-carga estática
ε	Deformação mecânica

ε	Vetor das deformações mecânicas
ε_δ	Vetor das deformações estáticas
ε_0	Vetor das deformações dinâmicas
ϕ	Ângulo de defasagem
φ	Fluxo de calor trocado por condução
φ_a	Fluxo de calor armazenado
φ_e	Fluxo de calor de entrada
φ_g	Fluxo de calor gerado
φ_s	Fluxo de calor de saída
φ_g	Carregamento térmico devido à geração de calor
φ_c	Carregamento térmico devido à convecção de calor
η	Fator de perda
λ, μ	Coefficientes de Lamé; constante de viscosidade
λ_i	Multiplicadores de Lagrange
ν	Coefficiente de Poisson
$o(\omega, T)$	Coefficiente de proporcionalidade
ρ	Densidade
σ	Tensão mecânica
σ_c	Tensão crítica
σ	Vetor das tensões mecânicas
τ	Tensão mecânica cisalhante

τ_0	Tensão mecânica cisalhante inicial
τ_c	Tensão cisalhante crítica
ω	Frequência angular
ω_r	Frequência reduzida
Δ	Deslocamento estático
Δ_p	Parâmetro de perturbação
Θ	Fluxo de calor total
Ω	Volume de controle
∇	Operador diferencial

Símbolos latinos

A	Matriz de amortecimento térmico
A_v	Área da seção transversal da camada viscoelástica
B	Matriz dos operadores diferenciais
C	Matriz complexa de elasticidade
\bar{C}	Matriz elasticidade fatorada
$C_{EQ}(\omega, T)$	Matriz de amortecimento viscoso equivalente
C_p	Calor específico por unidade de volume
c_p	Calor específico por unidade de massa
d_{-}	Forma diferencial
E	Módulo complexo

E_a	Energia de ativação
(e)	Elemento
\mathbf{F}	Vetor de forças externas
f_0	Frequência da excitação
G_0	Módulo de cisalhamento à baixa frequência
G	Módulo de cisalhamento complexo
G'	Módulo de armazenamento
G''	Módulo de perda
h	Coefficiente de transferência de calor por convecção natural
H_{UF}	Resposta em frequência
k	Condutividade térmica
\mathbf{k}	Matriz de condutividade térmica
$K^*(\omega)$	Rigidez complexa
\mathbf{K}_e	Matriz de rigidez puramente elástica
\mathbf{K}_δ	Matriz de rigidez tangente
$\mathbf{K}^*(\omega, T, \delta)$	Matriz de rigidez complexa
$\mathbf{K}_v(\omega, T)$	Matriz de rigidez viscoelástica
$\bar{\mathbf{K}}_v$	Matriz de rigidez fatorada da subestrutura viscoelástica
m	Massa do bloco de aço central
\mathbf{M}	Matriz de massa
P	Pressão
R	Constante universal dos gases

S	Entropia
t	Variável tempo
t_{ic}	Tempo de início da aplicação do carregamento dinâmico cíclico
t_{fc}	Tempo final de aplicação do carregamento dinâmico cíclico
t_r	Tempo final da análise de resfriamento do dispositivo
t_v	Espessura da camada viscoelástica
t_p	Espessura da zona de perturbação
T	Temperatura
T_0	Temperatura de referência; temperatura inicial
T_{bg}	Temperatura na amostra
T_∞	Temperatura ambiente
u_0	Amplitude do deslocamento cíclico
U	Função de energia interna
$U_{(e)}(\delta)$	Amplitudes dos deslocamentos estáticos
$U_{(e)}(\omega)$	Amplitudes dos deslocamentos dinâmicos
W	Matriz de rigidez térmica
$\dot{\gamma}$	Potência mecânica dissipada pelo efeito viscoelástico
w_a	Energia potencial ou elástica armazenada
w_d	Energia dissipada
x, y, z	Variáveis de espaço

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	iv
RESUMO	vi
ABSTRACT	vii
LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIACÕES	viii
LISTA DE FIGURAS	xvi
LISTA DE TABELAS	xxiii
CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO	1
1.1 Contextualização do estudo	1
1.2 Organização da tese	4
CAPÍTULO II – REVISÃO DA LITERATURA	6
2.1 Fenômeno do autoaquecimento de materiais viscoelásticos	6
2.2 Motivação e objetivos	12
CAPÍTULO III – FUNDAMENTOS DA VISCOELASTICIDADE LINEAR	14
3.1 Fundamentos de viscoelasticidade linear	14
3.2 Abordagem módulo complexo	17
3.3 Influência de fatores ambientais e operacionais	20
3.3.1 <i>Efeitos da temperatura</i>	20
3.3.2 <i>Efeitos da frequência</i>	21
3.3.3 <i>Efeito das amplitudes das deformações dinâmicas e estáticas</i>	25
3.3.4 <i>Módulo complexo em função das deformações estáticas e dinâmicas</i>	27
3.4 Técnicas experimentais para a caracterização das propriedades mecânicas de materiais viscoelásticos	29

CAPÍTULO IV – MODELAGEM DO PROBLEMA DE TERMOVISCOELASTICIDADE LINEAR	32
4.1 Equacionamento do problema termoviscoelástico	32
4.2 Geração de calor pelo efeito dissipativo viscoelástico	37
4.2.1 <i>Parâmetro β</i>	41
4.3 Armazenamento de calor e contribuição termoelástica	42
4.4 Equações da dinâmica do problema de termoviscoelasticidade	45
4.5 Procedimento iterativo de resolução do problema acoplado de termoviscoelasticidade	48
CAPÍTULO V – SIMULAÇÕES NUMÉRICAS	51
5.1 Modelo estrutural do dispositivo viscoelástico	51
5.1.2 <i>Análise da convergência do nível de discretização espacial e temporal</i>	53
5.2 Influência dos parâmetros térmicos e da temperatura no modelo termomecânico	56
5.3 Fenômeno de equilíbrio térmico – avaliação da influência dos parâmetros operacionais	59
5.3.1 <i>Influência da amplitude do carregamento dinâmico</i>	60
5.3.2 <i>Influência da frequência de excitação</i>	65
5.3.3 <i>Influência da pré-carga estática</i>	67
5.4 Fenômeno da fuga térmica	71
5.4.1 <i>Influência da frequência da excitação sobre o fenômeno da fuga térmica</i>	76
5.4.2 <i>Influência da pré-carga estática sobre a fuga térmica</i>	79
5.5 Estratégia de controle do fenômeno do autoaquecimento	81
5.6 Resultados complementares	86
5.6.1 <i>Caracterização frequência–temperatura – testes de validação</i>	86
5.6.2 <i>Caracterização frequência–pré-carga estática – resultados preliminares</i>	90
CAPÍTULO VI – ESTUDO EXPERIMENTAL E AJUSTE DO MODELO TERMOMECÂNICO	94
6.1 Descrição do aparato experimental	94
6.1.1 <i>Dispositivo ensaiado e sistema de aquisição da temperatura</i>	94
6.1.2 <i>Planejamento experimental</i>	97

6.2 Resultados experimentais	97
6.2.1 <i>Influência da amplitude do carregamento dinâmico</i>	100
6.2.2 <i>Influência da frequência da excitação</i>	104
6.2.3 <i>Influência da pré-carga estática</i>	107
6.3 Validação do modelo termomecânico viscoelástico	108
6.3.1 <i>Procedimento de identificação paramétrica</i>	109
6.3.2 <i>Resultados do ajuste do modelo termomecânico</i>	111
CAPÍTULO VII – CONCLUSÕES GERAIS E PERSPECTIVAS FUTURAS	116
7.1 Resumo e avaliação	116
7.2 Perspectivas futuras	120
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	122
ANEXO A – RESULTADOS DO AJUSTE DO MODELO	140

LISTA DE FIGURAS

1.1	Amortecedor viscoelástico para construções civis com capacidade nominal em cisalhamento de 500 KN acoplado a uma máquina de ensaios (extraído de Wang et al. (2018)) -----	2
1.2	Isolador viscoelástico de micro-vibrações para satélites (extraído de SMAC (2018)) -----	2
1.3	Adaptador viscoelástico para rolamento de vagão ferroviário (extraído de Rodriguez et al. (2018)) -----	3
1.4	Representação de um coxim automobilístico (extraída de Aravanis (2006)) -----	4
2.1	Ilustração das evoluções temporais da temperatura para os fenômenos de equilíbrio térmico e fuga térmica (adaptada de Cazenove (2010)) -----	7
3.1	Fluência (a) e relaxação (b) de materiais viscoelásticos (adaptada de Lakes (2009)) -----	15
3.2	Ciclo elíptico tensão-deformação para um material viscoelástico linear -----	20
3.3	Módulo de armazenamento e fator de perda de materiais viscoelásticos em função da temperatura a uma frequência fixa (adaptado de Nashif et al. (1985)).- -----	21
3.4	Evolução típica do módulo de armazenamento e do fator de perda de materiais viscoelásticos em função da frequência e isotemperatura (adaptado de Nashif et al. (1985)) -----	22
3.5	(a)-(c) Interpretação fenomenológica do PSFT para o módulo de armazenamento e o fator de perda caracterizados a diferentes temperaturas comparativamente à temperatura de referência, T_0 . (b)-(d) Fator de deslocamento em frequência para	

	o módulo de armazenamento e o fator de perda e a construção das curvas mestre, $G'(\omega_r, T_0)$ e $\eta(\omega_r, T_0)$, a temperatura de referência, T_0 -----	24
3.6	Evoluções (a) do módulo armazenamento, (b) do módulo de perda, e do (c) fator de perda com a frequência operacional a diferentes temperaturas -----	25
3.7	Fator de deslocamento em função da temperatura para o material ISD 112™ ---	25
3.8	Nomograma do material ISD 112™ -----	26
3.9	Evolução típica do módulo de armazenamento e do fator de perda de materiais viscoelásticos com a amplitude das deformações dinâmicas (adaptada de Nashif et al. (1985)) -----	27
3.10	Módulo de cisalhamento e fator de perda em função da frequência com a evolução da pré-carga estática a uma dada temperatura (adaptada de Nashif et al. (1985)) -----	27
4.1	Balanço energético do sistema -----	34
4.2	Volume de controle e fluxos de calor trocados por condução na direção x -----	35
4.3	Etapas do processo iterativo de resolução do problema termoviscoelástico -----	48
5.1	Junta viscoelástica translacional: geometria e condições de contorno mecânicas-	52
5.2	Localização no plano xy dos pontos de observação dos valores do campo de temperatura -----	54
5.3	Evolução da temperatura no ponto C da camada viscoelástica considerando $n_s = 30$ para a integração temporal -----	55
5.4	(a) Tempo de integração em escala logarítmica e (b) evolução da temperatura no ponto C para diferentes n_s pontos na fase de carregamento -----	56
5.5	Evolução da temperatura no ponto C na fase de carregamento para diferentes valores de densidade, ρ -----	57
5.6	Evolução da temperatura no ponto C na fase de carregamento para diferentes valores de calor específico, c_p -----	58

5.7	Evolução da temperatura no ponto C na fase de carregamento para diferentes valores de k -----	58
5.8	Evolução da temperatura para diferentes valores de temperatura ambiente, T_{∞} , para as fases (a) de carregamento e (b) de descarregamento em função do número de ciclos e do tempo, respectivamente -----	59
5.9	Evolução da temperatura para os pontos A , B , C , D e E : (a) $u_0 = 0,5$ mm; (b) $u_0 = 1,0$ mm, (c) $u_0 = 1,5$ mm e (d) $u_0 = 2,0$ mm -----	60
5.10	Distribuições de temperatura ($^{\circ}\text{C}$) para (a) $u_0 = 0,5$ mm e (b) $u_0 = 2,0$ mm -----	62
5.11	Seções transversais das distribuições de temperatura ($^{\circ}\text{C}$) para (a) $u_0 = 0,5$ mm e (b) $u_0 = 2,0$ mm -----	63
5.12	Gradiente de temperatura ($^{\circ}\text{C}/\text{m}$) em $t = 310$ s: (a) $u_0 = 0,5\text{mm}$; (b) $u_0 = 2,0\text{mm}$ -----	64
5.13	Evolução das quantidades de energia (a) dissipada e (b) armazenada pelo material viscoelástico por conjunto de ciclos -----	64
5.14	Evolução (a) do Módulo de armazenamento e (b) do fator de perda com o número de ciclos -----	65
5.15	Ciclos de histerese para (a) $u_0 = 0,5$ mm, (b) $u_0 = 1,0$ mm, (c) $u_0 = 1,5$ mm e (d) $u_0 = 2,0$ mm -----	66
5.16	Evolução da temperatura no ponto D para diferentes frequências de excitação --	67
5.17	Evolução (a) do Módulo de armazenamento e (b) do fator de perda -----	67
5.18	Distribuição de temperatura ($^{\circ}\text{C}$) em $t = 1574$ s para (a) $f_0 = 5$ Hz e (b) $f_0 = 17\text{Hz}$ -----	68
5.19	(a) Evoluções da temperatura no ponto C e (b) da geração de calor para os quatros níveis de pré-carga estática -----	69
5.20	Isotermas caracterizadas em $t = 865$ s para diferentes pré-cargas estáticas -----	69
5.21	Gradientes de temperatura ($^{\circ}\text{C}/\text{m}$) em $t = 865$ s para (a) $\delta = 0$ N e (b) $\delta = 250$ N -----	70
5.22	Evolução da energia dissipada (a) e armazenada (b) pelo material viscoelástico -----	71

5.23	Ciclos de histerese caracterizados para (a) $\delta = 0$ N, (b) $\delta = 100$ N, (c) $\delta = 200$ N e (d) $\delta = 250$ N -----	72
5.24	Configuração inicial da camada viscoelástica em estado de cisalhamento, onde a tensão cisalhante máxima, σ_0 , em $t = 0$ s, decresce com o tempo devido à relaxação e às deformações viscosas da microestrutura do visco (adaptado de Braeck e Podladchikov (2007)) -----	73
5.25	Evolução da temperatura no ponto C para $u_0 = 1,0$ mm e $u_0 = 3,5$ mm -----	74
5.26	Isotermas em um mesmo instante de tempo, $t = 865$ s -----	74
5.27	Variação das energias (a) dissipada e (b) armazenada pelo material viscoelástico para as condições operacionais de ocorrência do equilíbrio térmico e da fuga térmica -----	75
5.28	(a) Variação do módulo de armazenamento e (b) do fator de perda -----	76
5.29	Evolução da temperatura no ponto C em função da frequência da excitação -----	77
5.30	(a) Variação do módulo de armazenamento e (b) do fator de perda com o aumento da frequência da excitação para alta amplitude de deslocamento -----	77
5.31	Evolução das energias (a) dissipada e (a) armazenada com a frequência da excitação a alta amplitude de deslocamento -----	78
5.32	Evolução das amplitudes das deformações dinâmicas para diferentes valores da frequência da excitação, f_0 -----	78
5.33	Ciclos de histerese para (a) $f_0 = 5$ Hz, (b) $f_0 = 10$ Hz, (c) $f_0 = 14$ Hz e (d) $f_0 = 17$ Hz -----	79
5.34	Perfis de temperatura no ponto A da fase de carregamento e descarregamento da fuga térmica para diferentes valores de pré-carga estática e $f_0 = 10$ Hz -----	80
5.35	Variação do módulo de armazenamento (a) e do fator de perda (b) em função de δ para a condição de fuga térmica -----	80
5.36	Isotermas da fuga térmica e $\delta = 250$ N para o instante de tempo, $t = 865$ s -----	81

5.37	(a) Propriedades geométricas do inserto; (b) posicionamento na camada viscoelástica -----	82
5.38	(a) Curvas e (b) desvios em temperatura para diferentes espessuras do inserto considerando $u_0 = 1,0$ mm, $f_0 = 10$ Hz e $\delta = 0$ N -----	83
5.39	Distribuição de temperatura na camada viscoelástica em $t = 1574$ s -----	83
5.40	(a) Curvas e (b) desvios em temperatura para diferentes espessuras do inserto considerando $u_0 = 1,0$ mm, $f_0 = 10$ Hz e $\delta = 100$ N -----	84
5.41	(a) Posicionamento (a) de dois e (b) de três insertos metálicos na camada viscoelástica com espessuras iguais de 0,5 mm.-----	84
5.42	Curvas de temperatura para (a) $u_0 = 1,0$ mm, $f_0 = 10$ Hz e $\delta = 0$ N e para (b) $u_0 = 3,5$ mm, $f_0 = 10$ Hz e $\delta = 0$ N e insertos com espessuras iguais de 0,5 mm -----	85
5.43	Distribuições de temperatura para a inclusão de (a) dois e (b) três insertos para o instante $t = 132$ s -----	85
5.44	Ilustração do dispositivo utilizado para a obtenção das FRFs -----	87
5.45	Respostas em frequência para diferentes temperaturas -----	87
5.46	Módulo de armazenamento, módulo de perda e fator de perda comparativamente aos valores estabelecidos por Drake e Soovere (1984) (●) -----	88
5.47	Comparação dos valores do fator de deslocamento estabelecidos utilizando a expressão proposta por Drake e Soovere (1984) e a equação de WLF -----	89
5.48	Módulo de armazenamento, módulo de perda e fator de perda em frequência reduzida, $\omega\alpha_T$ -----	89
5.49	FRFs para diferentes pré-cargas estáticas à temperatura $T = 10$ °C -----	90
5.50	Módulo de armazenamento, módulo de perda e fator de perda para $T = 10$ °C --	91
5.51	Módulo de armazenamento, módulo de perda e fator de perda em função da pré-carga estática para diferentes frequências a temperatura, $T = 10$ °C -----	91

5.52	Módulo de armazenamento, módulo de perda e fator de perda em função da temperatura para diferentes pré-cargas estáticas a frequência de 165 Hz -----	92
5.53	Fator de deslocamento em função da pré-carga estática -----	92
5.54	(a) Módulo de armazenamento, (b) módulo de perda e (c) fator de perda em frequência reduzida, $\omega\alpha\delta$, à temperatura, $T = 10\text{ }^{\circ}\text{C}$ -----	93
6.1	(a) Foto da junta viscoelástica translacional montada na MTS 800 TM , detalhes (b) das camadas e (c) dos termopares inseridos entre as lâminas do material viscoelástico -----	95
6.2	(a) Propriedades geométricas do dispositivo viscoelástico e (b) localização dos termopares 1 a 6 no plano xy em $z = 15\text{ mm}$ -----	96
6.3	Perfis de temperatura obtidos para o ensaio (23): $u_0 = 2,5\text{ mm}$, $f_0 = 14\text{ Hz}$ e $\delta = 200\text{ N}$ -----	99
6.4	Distribuição do campo de temperatura superficial nas camadas viscoelásticas da junta translacional caracterizada para o ensaio (23): $u_0 = 2,5\text{ mm}$, $f_0 = 14\text{ Hz}$ e $\delta = 200\text{ N}$ -----	100
6.5	Perfis experimentais de temperatura para $f_0 = 10\text{ Hz}$ e diferentes pré-cargas -----	101
6.6	Histerese experimentais para os ensaios (19) e (22), $f_0 = 10\text{ Hz}$ e $\delta = 200\text{ N}$ -----	101
6.7	Perfis experimentais de temperatura para $f_0 = 14\text{ Hz}$ e diferentes pré-cargas -----	102
6.8	Perfis experimentais de temperatura para $f_0 = 17\text{ Hz}$ e diferentes pré-cargas -----	103
6.9	(a) Amplitudes dos deslocamentos no tempo para os cenários (24) e (27) com $f_0 = 17\text{ Hz}$ e $\delta = 200\text{ N}$ -----	103
6.10	Perfis de temperatura para $u_0 = 1,5\text{ mm}$ e diferentes pré-cargas -----	104
6.11	Histerese experimentais para os ensaios (1) e (12) com $u_0 = 1,5\text{ mm}$ e $\delta = 0\text{ N}$ --	105
6.12	Perfis de temperatura para $u_0 = 2,5\text{ mm}$ e diferentes pré-cargas -----	105
6.13	Perfis de temperatura para $u_0 = 3,5\text{ mm}$ e diferentes pré-cargas -----	106
6.14	Amplitudes, u_0 , para os ensaios (17) e (18) com $u_0 = 3,5\text{ mm}$ e $\delta = 100\text{ N}$ -----	106

6.15	Curvas de temperatura obtidas com $u_0 = 1,5$ mm e diferentes frequências -----	107
6.16	Histereses experimentais para os ensaios (1), (19) e (12) para $u_0 = 1,5$ mm e $f_0 = 10$ Hz -----	108
6.17	Curvas de temperatura para $u_0 = 2,5$ mm e diferentes frequências de excitação -	109
6.18	Curvas de temperatura para $u_0 = 3,5$ mm e diferentes frequências de excitação -	110
6.19	Comparação em termos quantitativos das curvas de temperatura experimental e numérica para o cenário de teste (4) -----	110
6.20	Fluxograma da metodologia de otimização para a identificação paramétrica ----	112
6.21	Variação da temperatura ambiente durante a realização do ensaio (12) -----	113
6.22	Curvas simuladas com os valores máximos, mínimos e ótimos dos parâmetros h e β ($h = 17,01$ W/m ² K e $\beta = 0,5284$), em relação ao perfil experimental para o ensaio (12) -----	114
6.23	Resultados do ajuste do modelo para os cenários de teste (8) e (17) -----	114

LISTA DE TABELAS

5.1	Propriedades termofísicas da junta viscoelástica translacional -----	52
5.2	Pontos escolhidos para a obtenção dos perfis numéricos de temperatura -----	54
5.3	Valores máximos de temperatura no ponto C em $t = 3396$ s para diferentes malhas espaciais -----	55
5.4	Valores máximos de temperatura no ponto C em $t = 3396$ s para os passos de tempo -----	56
6.1	Coordenadas de localização dos nas camadas viscoelásticas em relação às dimensões da junta translacional -----	97
6.2	Planejamento experimental -----	98
6.3	Temperaturas máximas nos pontos de medição para o ensaio (23) -----	99
6.4	Valores ótimos identificados para o ajuste do modelo numérico-computacional	115

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

1.1 Contextualização do estudo

Este trabalho está inserido nas temáticas de pesquisa que foram iniciadas por Rodovalho (2014) no LMEst/UFU (<http://lmest.mecanica.ufu.br>) no tocante aos materiais viscoelásticos aplicados no controle passivo de vibrações e ruído de sistemas dinâmicos com enfoque nos fenômenos de equilíbrio térmico e fuga térmica.

O uso dos materiais viscoelásticos como técnica de controle passivo (BANKAR, ARADHYE, 2016; KUMAR, PANDA, 2016) em comparação com outras estratégias de controle como as ativas (OGATA, 1993; LIMA, ARRUDA, 1997; SANTANA, 2002; ALLAHVERDIZADEH et al., 2013; CHIKH et al., 2016), as semi-ativas e híbridas (BENT et al., 1995; BANKS, 1996; TRINDADE, BENJEDDOU, 2002; LIMA, 2007; TRINDADE, 2007; KUMAR, SINGH, 2012; NI et al., 2013; DATTA, RAY, 2015) apresentam grandes vantagens, a saber: (i) garante inerente estabilidade ao sistema; (ii) são eficientes em amplas faixas de frequência; (iii) e apresentam baixo custo de implementação e manutenção (NASHIF et al., 1985; SAMALI, KWOK, 1995; RAO, 2003).

Embora inúmeros estudos já tenham demonstrado a ampla aplicabilidade dos materiais viscoelásticos (CAZENOVE et al., 2012; SALES, 2012; YANG et al., 2012; ADESSINA et al., 2016; BANISHEIKHOESLAMI et al., 2016; KANDASAMY et al., 2016; LEBLOND, SIGRIST, 2016; ZHOU et al., 2016, LEWANDOWSKI, 2019), inúmeros aspectos correlatos ainda vem despertando grande interesse da comunidade científica mundial no que se refere à aplicação prática de dispositivos viscoelásticos para o controle passivo de vibrações e ruído.

Publicações mais recentes, como os trabalhos de Irazu e Elejabarrieta (2017), Xu et al. (2017), Bronkhorst et al. (2018), Dominijanni et al. (2018), MacKay-Lyons et al. (2018), Shen et al. (2018), Viscardi e Arena (2018), Wang et al. (2018) e Sales et al. (2019) são demonstrativos desse interesse, evidenciando a utilização de diferentes configurações de dispositivos viscoelásticos em estruturais civis, automobilísticas, aeronáuticas e aeroespaciais. Nesse sentido, nota-se que grande esforço vem sendo feito no desenvolvimento de novas estratégias de aplicações e de dispositivos discretos pré-fabricados, como os ilustrados nas Figs. 1.1 a 1.3. Entretanto, aspectos fenomenológicos importantes devem ser levados em conta durante as fases de concepção inicial e projeto de tais dispositivos amortecedores.



Figura 1.1 – Amortecedor viscoelástico para construções civis com capacidade nominal em cisalhamento de 500 KN acoplado a uma máquina de ensaios (extraído de Wang et al. (2018)).



Figura 1.2 – Isolador viscoelástico de micro-vibrações para satélites (extraído de SMAC (2018)).

Para o caso de materiais viscoelásticos, a inerente dependência das suas propriedades mecânicas com parâmetros operacionais e ambientais como a frequência da excitação, a temperatura de operação e a pré-carga estática (NASHIF et al., 1985) exige que modelos físico-

matemáticos mais bem elaborados sejam utilizados para representar os sistemas amortecidos viscoelasticamente de forma mais realística. Além disso, deve ser levado em conta o uso desses modelos com metodologias de discretização como a técnica de elementos finitos para permitir a modelagem de sistemas estruturais mais complexos de interesse industrial.



Figura 1.3 – Adaptador viscoelástico para rolamento de vagão ferroviário (extraído de Rodriguez et al. (2018)).

Embora o melhor desempenho em termos de amortecimento seja obtido através de procedimentos tradicionais de análise e projeto de dispositivos amortecedores viscoelásticos, estas estratégias assumem uma distribuição de temperatura uniforme e tempo-independente no volume do material. Neste caso, a temperatura interna do material é assumida coincidente com a temperatura ambiente de operação do dispositivo e não se leva em conta a autogeração de calor pelo mecanismo de dissipação do material viscoelástico responsável pelo amortecimento.

No entanto, para o caso de esforços mecânicos cíclicos, o fenômeno do autoaquecimento (BRACKBILL et al., 1996; LESIEUTRE, GOVINDSWAMY, 1996; GOPALAKRISHNA, LAI, 1998; RITTEL, 2000; JONHSON, CHEN, 2002; MERLETTE, 2005; RODAS et al., 2014; MOGHADAM, 2015; KRAIRI et al., 2018; PRANT et al., 2019) induz a aumentos locais dos valores do campo de temperatura do material, cuja importância relativa pode afetar significativamente a sua capacidade de amortecimento (CAZENOVE et al, 2012). Além disso, em aplicações onde as solicitações dinâmicas são aplicadas simultaneamente a esforços estáticos, tais como em coxins de motores, como ilustrado na Fig. 1.4, e configurações com características de isolamento a altas frequências, os efeitos da pré-carga estática no autoaquecimento também devem ser levados em conta durante a modelagem numérica (RODOVALHO et al., 2016).

Além disso, dependendo das amplitudes e das velocidades das deformações dinâmicas a que o material viscoelástico está sujeito, a conversão da energia de vibração dissipada pelo

efeito viscoelástico em calor pode ocorrer a uma taxa muito superior à que o mesmo é conduzido externamente ao volume do material pelos fenômenos de condução e transferência. Neste caso, ocorre um rápido aumento da temperatura local com altas de geração de calor. Este fenômeno, denominado de fuga térmica (HAUSMAN, GERGELY, 1992; LESIEUTRE, GOVINDSWAMY, 1996; BRAECK, PODLADCHIKOV, 2007; BRAECK et al., 2009; RODOVALHO et al., 2016), pode afetar significativamente as propriedades de rigidez e de amortecimento dos dispositivos amortecedores viscoelásticos, podendo levar o sistema ao colapso, mesmo para um curto intervalo de tempo.

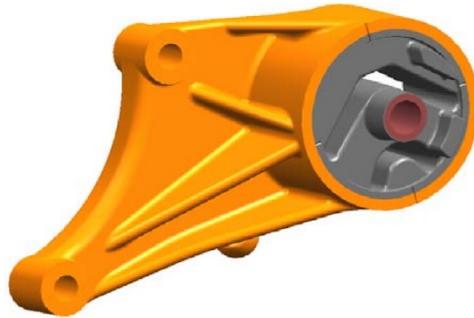


Figura 1.4 – Representação de um coxim automobilístico (extraída de Aravanis (2006)).

Como a intensidade dos aumentos dos valores do campo de temperatura para a condição de equilíbrio térmico (LIMA et al., 2015) e fuga térmica (RODOVALHO, 2014) depende também da pré-carga estática, a autogeração de calor pelo mecanismo de dissipação viscoelástico pode levar à irreversibilidade das suas propriedades e, conseqüentemente, de comportamento e de desempenho. Neste contexto, a caracterização numérica-experimental do autoaquecimento e da fuga térmica de materiais viscoelásticos para condições de efeitos combinados de deformações estáticas e dinâmicas abordada nesta Tese consiste em um problema termoviscoelástico acoplado de grande interesse científico e tecnológico, tanto no ambiente acadêmico como no setor industrial.

1.2 Organização da tese

Além deste capítulo introdutório, a Tese contém mais seis capítulos, a saber:

No Capítulo II, uma revisão da literatura com detalhamento dos principais trabalhos relacionados ao estudo do autoaquecimento é apresentada. As motivações do estudo são

descritas com base em necessidades observadas no contexto dos trabalhos correlatos e os objetivos principal e específicos deste trabalho são estabelecidos.

O Capítulo III faz uma breve revisão sobre os fundamentos da viscoelasticidade linear e as principais relações constitutivas para a representação do comportamento dinâmico de materiais viscoelásticos no domínio do tempo e da frequência. Enfoque é dado ao modelo do módulo complexo e a representação dos efeitos combinados de deformações estáticas e dinâmicas. Este capítulo ainda inclui descrições sobre a influência de fatores ambientais e operacionais nas propriedades dos materiais viscoelásticos, bem como das principais técnicas experimentais para a caracterização das suas propriedades.

No Capítulo IV é apresentada a formulação analítica para o cálculo da geração de calor pelo mecanismo de dissipação viscoelástica. Além disso, a estratégia de incorporação do comportamento viscoelástico no contexto do método dos elementos finitos é descrita e um procedimento iterativo para a resolução do problema termomecânico acoplado é proposto.

O Capítulo V trata das simulações numéricas para a determinação da evolução do campo de temperaturas em uma junta viscoelástica translacional, levando-se em conta a influência de parâmetros operacionais sobre o autoaquecimento. Neste caso, são investigados os fenômenos de equilíbrio térmico e de fuga térmica. Adicionalmente, os resultados numéricos obtidos com a inclusão de insertos metálicos nas camadas viscoelásticas como estratégia de controle passivo do autoaquecimento e testes preliminares realizados com o método Direto para caracterização das propriedades mecânicas são apresentados.

No Capítulo VI são apresentados o aparato experimental, os resultados das medições obtidas e a verificação da modelagem termomecânica do sistema viscoelástico. A formulação do problema inverso é incluída e a técnica de otimização utilizada para a identificação dos parâmetros termofísicos de transferência de calor por convecção natural e de conversão térmica.

Por fim, no Capítulo VII são apresentadas as conclusões gerais e específicas, bem como as perspectivas de trabalhos futuros.

CAPÍTULO II

REVISÃO DA LITERATURA

Uma revisão bibliográfica acerca dos principais trabalhos relacionados ao fenômeno do autoaquecimento de materiais viscoelásticos é apresentada neste capítulo conforme os objetivos da Tese. A mesma se encontra organizada de maneira que, em um primeiro momento, enfoque é dado à contextualização do autoaquecimento e as principais contribuições que figuram na literatura aberta. Posteriormente, as motivações do estudo são justificadas e os objetivos deste trabalho são então estabelecidos.

2.1 Fenômeno do autoaquecimento de materiais viscoelásticos

A energia mecânica dissipada pelos materiais viscoelásticos ao longo dos ciclos de vibração é parcialmente convertida em calor. Esta conversão resulta em aumentos locais dos valores da temperatura. A tendência natural consiste na condução deste calor autogerado para o meio externo pelos mecanismos de transferência e troca de calor. No entanto, para condições adiabáticas ou em situações para as quais a taxa de geração de calor é superior a que o mesmo é conduzido, a temperatura tende a aumentar de forma contínua e não uniforme sobre o volume do material. Este fenômeno é denominado de autoaquecimento de materiais viscoelásticos.

A importância relativa do autoaquecimento depende da capacidade de aquecimento do material e do balanço entre a taxa de dissipação da energia mecânica e a velocidade da perda do calor autogerado para o meio ambiente. Assim, dependendo da fonte de calor gerada pelas deformações dinâmicas, das propriedades térmicas e mecânicas do material, das condições de

contorno térmicas, da geometria do dispositivo e das amplitudes das deformações estáticas, os seguintes fenômenos, ilustrados na Fig. 2.1, podem ocorrer (HAUSMANN, GERGELY, 1992):

- Equilíbrio térmico: inerente à baixa dissipação de energia, é caracterizado por uma fase inicial de rápido e contínuo aumento da temperatura, seguida por um quase-equilíbrio em termos da geração e termo-dissipação do calor autogerado, com uma configuração delineada pelo comportamento assintótico. Nesta circunstância, mesmo que a diferença entre as temperaturas inicial e de quase-equilíbrio seja significativa, o aumento das amplitudes de resposta e suas implicações podem ser relevantes, mas a integridade do material viscoelástico não é comprometida;
- Fuga térmica (*thermal runaway*): causada pela geração e acúmulo de calor excessivo devido às grandes amplitudes das deformações dinâmicas, é caracterizada por um período inicial de aumento praticamente linear da temperatura, seguida de aumentos mais elevados dos valores da mesma. Esse aumento excessivo de temperatura pode ainda ser facilitado por outros fatores como a umidade (YU et al., 2017) e o envelhecimento, podendo levar à irreversibilidade em termos da restauração das propriedades mecânicas do material viscoelástico.

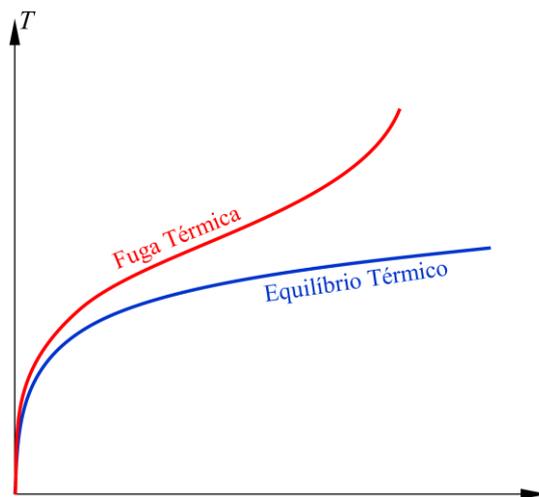


Figura 2.1 – Ilustração das evoluções temporais da temperatura para os fenômenos de equilíbrio térmico e fuga térmica (adaptada de Cazenove (2010)).

Como discutido por Kovalenko e Karnaukhov (1972), no contexto da transferência de calor de materiais viscoelásticos, a inter-relação entre as quantidades mecânicas e térmicas

conduz a um problema acoplado altamente não linear para o qual soluções analíticas não são obtidas facilmente. Desta forma, soluções numéricas devem ser buscadas (SCHAPERLY, 1994). Embora não seja grande o número de trabalhos na literatura, o qual é drasticamente reduzido em relação ao fenômeno da fuga térmica, o estudo analítico, numérico e experimental da autogeração de calor pelo efeito dissipativo viscoelástico tem sido focado por diferentes autores no tocante à proposição de metodologias para a caracterização e preditividade do fenômeno do autoaquecimento de materiais viscoelásticos.

Schaperly (1964) considerou a caracterização das distribuições de temperatura em regimes permanente e transiente a partir do efeito da dissipação viscoelástica para amostras submetidas a carregamentos cíclicos do tipo cisalhamento. A dependência da temperatura e da frequência das propriedades mecânicas do material viscoelástico conduziram a uma equação de condução de calor não linear, para a qual, soluções exatas foram obtidas apenas para a distribuição de temperatura em regime permanente. Para a resolução do problema transiente, dois métodos aproximados permitiram caracterizar os aumentos da temperatura do material como resultados de instabilidades térmicas causadas pelo efeito dissipativo.

Ratner e Korobov (1965) realizaram um estudo analítico do autoaquecimento de polímeros rígidos, enfatizando zonas e condições de transição para o autoaquecimento em regime permanente. As observações foram verificadas experimentalmente, evidenciando os efeitos das tensões, dos parâmetros geométricos, da frequência, coeficiente de transferência de calor, da temperatura ambiente e da temperatura de transição no autoaquecimento.

Taucherth e Princeton (1967) investigaram analiticamente o campo de temperatura associado ao fenômeno do autoaquecimento em sólidos viscoelásticos. A equação de condução de calor acoplada foi utilizada para a obtenção das distribuições de temperatura em regimes permanente e transiente sobre uma lâmina infinita em cisalhamento simples e em um cilindro sob oscilações torcionais. Entretanto, as soluções são válidas apenas para condições em que os parâmetros do material podem ser assumidos como constantes em relação à temperatura.

Hausmann e Gergely (1992) propuseram um modelo termomecânico para a predição do comportamento termoviscoelástico não linear de amortecedores *lead-lag* elastoméricos sob carregamentos mecânicos cíclicos aplicados a helicópteros. O modelo proposto com base no módulo complexo com dependência da amplitude das deformações dinâmicas envolve as não linearidades do material e os efeitos não lineares advindos do acoplamento termomecânico. A análise para excitações periódicas foi feita de forma sequencial utilizando-se um elemento quadrilateral isoparamétrico com oito nós. Foram analisados os efeitos da amplitude da carga,

da frequência, da temperatura e da velocidade de resfriamento sobre o autoaquecimento e as propriedades físico-mecânicas do amortecedor. Foi investigado ainda o comportamento térmico em regime estacionário e transiente com a inclusão de casos especiais, como o aumento de rigidez a baixas temperaturas e, precursoramente, do fenômeno da fuga térmica.

Holzapfel e Reiter (1995) considerando os modelos reológicos de Maxwell e Kelvin-Voigt (KERGOURLAY, 2004) e procedimentos de discretização espaço-temporal para o problema de elementos finitos totalmente acoplado, propôs um esquema de Newmark para a resolução simultânea do processo termomecânico de materiais viscoelásticos. Soluções analíticas também foram consideradas para o autoaquecimento levando-se em conta os efeitos de cargas harmônicas e estáticas, cuja representatividade se limitou a materiais lineares, homogêneos e isotrópicos.

Lesieutre e Govindswamy (1996) utilizando o modelo ADF (*Anelastic Displacement Field*) unidimensional proposto por Lesieutre e Bianchini (1995) em função da temperatura, propuseram um modelo termomecânico no domínio do tempo para a análise termomecânica de juntas viscoelásticas termoreologicamente simples em cisalhamento puro. A abordagem em elementos finitos com domínios acoplados permitiu a caracterização dos principais aspectos do material viscoelástico para excitações cíclicas, incluindo o quase-equilíbrio térmico e a fuga térmica acompanhando perdas de rigidez.

Predições do autoaquecimento foram realizadas por Brackbill et al. (1996) com o desenvolvimento de um modelo termomecânico não linear de elementos finitos e o modelo ADF para representação dos efeitos da temperatura sobre as propriedades do material viscoelástico. Os perfis de temperatura numéricos obtidos foram comparados com curvas de temperatura experimentais considerando um dispositivo de teste em duplo cisalhamento. Foi avaliado a capacidade preditiva do modelo em termos do autoaquecimento e dos efeitos de aumento e decréscimo de rigidez, respectivamente, a baixas e a altas temperaturas.

Com o objetivo de caracterizar o autoaquecimento em uma junta translacional atingido o quase equilíbrio térmico, Gopalakrishna e Lai (1998) propuseram uma metodologia iterativa de acoplamento termomecânico considerando os efeitos da convecção natural e da dissipação viscoelástica, induzida por uma carga quase-estática. As análises térmica e estrutural foram realizadas sequencialmente por um procedimento de resolução iterativa implementado na linguagem APDL integrada ao código de elementos finitos ANSYS™.

No contexto do autoaquecimento de polímeros vítreos sujeitos a deformações plásticas, Rittel (1999) demonstrou experimentalmente que a razão de conversão usada para quantificar

a conversão da energia mecânica em calor depende fortemente das amplitudes e da taxa das deformações. Os resultados experimentais obtidos evidenciaram para esta classe de polímeros, que este parâmetro assume valores entre $[0,1; 1,0]$, cuja estimativa, reportada posteriormente por Rittel e Rabin (2000), é extremamente dificultada.

Johnson e Chen (2002) consideraram a resolução de um problema termo-estrutural visando evidenciar o fenômeno do autoaquecimento em cilindros de borracha com insertos metálicos. As análises térmica e estrutural acopladas foram implementadas no código comercial ABAQUS™ utilizando-se elementos axissimétricos para a representação das não linearidades materiais e geométricas do modelo de elementos finitos.

Karnaukhov e Senchenkov (2003) investigaram o comportamento termomecânico de um cilindro viscoelástico sobre excitações mecânicas cíclicas. O método de superposição foi utilizado para a determinação do estado de tensão-deformação. Uma técnica assintótica refinada foi considerada e as características de rigidez analisadas. Pelo uso de componentes de tensão conhecidas a função para a taxa de dissipação foi construída e o campo de temperatura devido ao autoaquecimento foi obtido pela resolução de um problema de condução de calor.

Metodologias numéricas e experimentais objetivando aplicações envolvendo materiais viscoelásticos para a atenuação de vibrações a baixas frequências em carrocerias de automóveis foram propostas por Mertlette (2005). O estudo propôs o desenvolvimento de um modelo termomecânico 1D simplificado de quatro graus de liberdade integrado a uma ferramenta numérica implementada em MATLAB™. A resolução dos problemas térmico e mecânico acoplados foi feita de forma sequencial, e os resultados das simulações numéricas, comparados com respectivos obtidos experimentalmente para dois corpos de prova. Neste caso, foram considerados diversos valores de amplitude e frequência da excitação. Enfoque também foi dado ao controle do autoaquecimento em juntas translacionais através do projeto de superfícies de troca de calor mais significativas, além da convecção forçada.

Braeck e Podladchikov (2007), considerando um modelo viscoelástico simples e a obtenção da distribuição de temperatura pela equação de conservação de energia acoplada ao modelo de Maxwell, realizou uma investigação teórica da fuga térmica como mecanismo de falha de materiais viscoelásticos. Na sequência, Braeck, Podladchikov e Medvedev (2009) propuseram uma abordagem mais ampla baseada em uma formulação contínua de materiais viscoelásticos utilizando, além da abordagem analítica, métodos numéricos para caracterizar as distribuições espaciais de temperatura para a fuga térmica.

Cazenove (2010) e Cazenove et al. (2012) investigaram numericamente a influência da amplitude e da frequência da excitação sobre o fenômeno do autoaquecimento em dispositivos rotacionais e translacionais viscoelásticos em cisalhamento puro. Uma estratégia iterativa de resolução do problema termoviscoelástico foi proposta, desenvolvida em linguagem APDL e integrada ao *software* de elementos finitos ANSYS™. A validação do modelo termomecânico também foi realizada e um problema inverso de otimização foi formulado para a identificação dos parâmetros mais sensíveis ao ajuste de curvas.

Rodvalho (2014) investigou os efeitos de esforços mecânicos cíclicos combinados a pré-cargas estáticas sobre o autoaquecimento de uma junta viscoelástica translacional para um estado triaxial de tensões. Um estudo experimental foi realizado para validação dos resultados, sendo investigada a influência da condutividade térmica do material restringente na evolução dos valores do campo de temperatura.

Utilizando uma representação reológica de Zener para a parte mecânica, Rodas et al. (2014) propuseram um modelo termoviscoelástico não linear tridimensional para descrever o autoaquecimento de elastômeros à fadiga de baixo ciclo. O modelo em elementos finitos foi ajustado através da identificação paramétrica utilizando dados experimentais obtidos para diferentes condições de carregamento.

Rodvalho et al. (2016) investigaram numérica e experimentalmente a degradação de rigidez e da capacidade de amortecimento de um material viscoelástico devido à fuga térmica para condições de cargas estáticas e dinâmicas aplicadas simultaneamente. A estratégia de modelagem baseada em elementos finitos foi implementada no código comercial ANSYS™ utilizando um esquema iterativo para a resolução do sistema de equações termo-estrutural acopladas. Os resultados foram apresentados em termos das evoluções de temperatura em diferentes pontos do volume do material viscoelástico e dos ciclos de histerese para três níveis de pré-cargas estáticas.

Mais recentemente, Rodriguez et al. (2018) propuseram uma investigação do efeito do autoaquecimento em um elemento de suspensão elastomérico sobre o comportamento térmico de um eixo com aplicações no transporte ferroviário. Um modelo térmico de elementos finitos integrado o código ALGOR 20.3™ foi validado experimentalmente para a caracterização de mapas de distribuição de temperatura de montagens completas em condições operacionais. Diferentes cenários foram simulados avaliando os efeitos combinados da temperatura ambiente, da temperatura do eixo e da frequência do carregamento, evidenciando aumentos da temperatura do elastômero acima à do ambiente de até 125 °C.

2.2 Motivação e objetivos

Apesar de um grande número de pesquisadores terem se dedicado ao estudo numérico-experimental do fenômeno do autoaquecimento de dispositivos viscoelásticos e naturalmente a extensões contemplando solicitações dinâmicas combinadas ao efeito de pré-tensões estáticas, cujos resultados mais recentes decorrem dos estudos realizados pelo grupo de pesquisa do LMEst/UFU, pouco se tem feito quanto ao estudo da fuga térmica. Além disso, pouquíssimos são os trabalhos que propõem metodologias de análise dos efeitos combinados de pré-cargas estáticas e dinâmicas sobre a fuga térmica. Ainda que a análise de transferência de calor em polímeros viscoelásticos tenha sido conduzida por alguns autores (KATUNIN, 2012; KATUNIN, GNATOWSKI, 2012; DIPPEL et al., 2015; MORTAZAVIAN et al., 2015; HASHEMI, ZHUK, 2017; KATUNIN et al., 2017; XU et al., 2017; SHOU et al., 2018; FEDERICO et al., 2018; HAMED, FROSTIG, 2018; KATUNIN, 2018; KATUNIN, WACHLA, 2018; KIRICHOK, CHERNYUSHOK, 2018; TONG et al., 2018), não se tem registros na literatura aberta de estudos envolvendo ensaios experimentais de tais carregamentos sobre a fuga térmica.

Neste contexto, esta Tese, que representa a continuidade da Dissertação de Rodovalho (2014), tem como objetivo geral contribuir com a modelagem numérico-experimental do autoaquecimento de dispositivos viscoelásticos discretos levando-se em conta os efeitos combinados de esforços mecânicos cíclicos e pré-cargas estáticas. Como objetivos específicos são estabelecidos os seguintes:

- Melhoria da metodologia de modelagem numérica e caracterização experimental do autoaquecimento proposta por Rodovalho (2014), considerando os efeitos acoplados de cargas estáticas e dinâmicas sobre o equilíbrio térmico e a fuga térmica;
- Utilização do método Direto para a caracterização das propriedades mecânicas de um material viscoelástico termoreologicamente simples para uma dada faixa de frequência e temperatura, e vários níveis de pré-carga estática. Para tanto, a hipótese de extensão do Princípio da Superposição Frequência-Temperatura (PSFT) para a pré-carga estática é avaliada preliminarmente;

- Um estudo numérico-experimental mais abrangente da influência de parâmetros operacionais sobre o fenômeno do autoaquecimento.

CAPÍTULO III

FUNDAMENTOS DA VISCOELASTICIDADE LINEAR

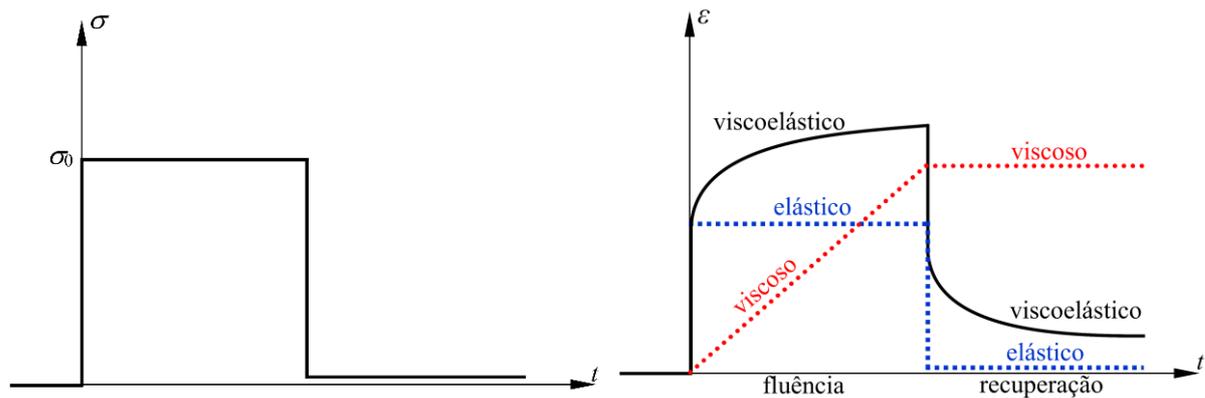
3.1 Viscoelasticidade linear

De acordo com Christensen (1982), a viscoelasticidade pode ser interpretada como sendo a combinação dos comportamentos de um sólido elástico linear em que a tensão é instantaneamente proporcional à deformação, e de um fluido viscoso newtoniano, onde a tensão cisalhante é diretamente proporcional à taxa de deformação e independente da deformação. O compromisso entre estes comportamentos sob a ação de cargas cíclicas leva a uma diferença de fase entre a tensão e a deformação, viabilizando a dissipação de energia vibratória. Além disso, esta defasagem intervém direta e simultaneamente nas fases de deformação, em função da dependência das propriedades mecânicas das histórias das deformações.

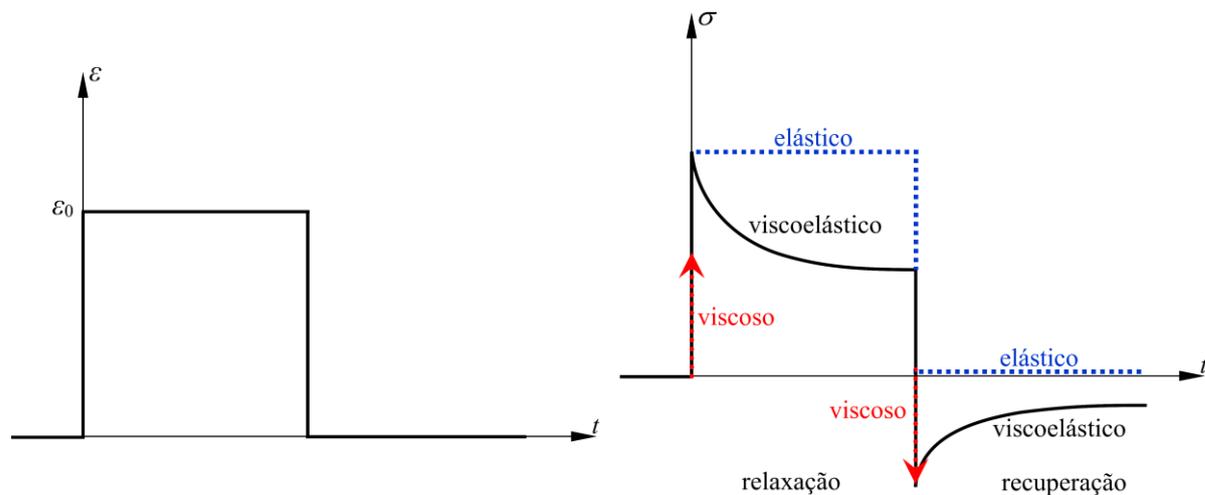
Nesse contexto, o comportamento dos materiais viscoelásticos, tais como os polímeros de cadeias moleculares longas cujo o amortecimento resulta da relaxação e acomodação da rede molecular (NASHIF et al., 1985; LIMA, 2003), pode ser caracterizado pelos fenômenos de fluência e relaxação (FLÜGGE, 1975; LAKES, 2009; SALES, 2012). A fluência é a evolução temporal das deformações do material viscoelástico devido a uma tensão constante, σ_0 , sendo representada pela relação, $E(\sigma_0, t) = \varepsilon(t)/\sigma_0$. Já a relaxação representa a evolução das tensões em resposta a uma deformação constante dada pela seguinte relação, $G(\varepsilon_0, t) = \sigma(t)/\varepsilon_0$. Esses fenômenos são ilustrados na Fig. 3.1 abaixo.

O caráter não estacionário dos fenômenos de fluência e relaxação decorrentes do mecanismo molecular (ROYLANCE, 1989; CHRISTENSEN, 1982; NASHIF et al., 1985) tem como consequência direta a mútua dependência das deformações (ou tensões) a todos os estados

de tensão (ou deformação) precedentes, caracterizando o chamado efeito de memória dos materiais viscoelásticos. No entanto, quanto mais distante no tempo os eventos passados, menos significativa tende a ser a contribuição ao estado atual, ou seja, o efeito de memória se esvanece com o tempo (BRIEND, 2017).



(a) Fluência e recuperação: tensão, σ , e deformação, ε , versus tempo, t .



(b) Relaxação e recuperação.

Figura 3.1 – Fluência (a) e relaxação (b) de materiais viscoelásticos (adaptada de Lakes (2009)).

A maioria dos materiais viscoelásticos apresentam comportamento próximo ao linear sob condições restritivas para a tensão, a deformação, o tempo e a temperatura, e não linear sob uma ampla faixa para alguns destes parâmetros. Findley et al. (1976) estabelece que se as amplitudes das deformações excedem 1 % ou 2 %, a maioria dos materiais viscoelásticos podem exibir comportamento não linear, enquanto que Tschoegl (1997) afirma que para polímeros utilizados em aplicações de engenharia, o regime linear deve ser considerado apenas para deformações inferiores à 0,5 %. Neste sentido, o princípio da Superposição de Boltzmann é

admitido como sendo válido somente para baixos níveis de tensão-deformação. Dessa forma, na viscoelasticidade linear, para uma classe específica de materiais viscoelásticos, o princípio da Superposição de Boltzmann (MINARDI, 2010; SHUKLA, JOSHI, 2017) é aplicável e os históricos das tensões (ou deformações) podem ser obtidos a partir das seguintes integrais de hereditariedade (caso particular de integral de convolução):

$$\varepsilon(t) = \int_{-\infty}^t E(t-\tau) d\sigma(\tau) \quad (3.1)$$

$$\sigma(t) = \int_{-\infty}^t G(t-\tau) d\varepsilon(\tau) \quad (3.2)$$

onde os casos multidimensionais podem ser considerados em substituição às respectivas componentes escalares por grandezas tensoriais.

Avaliando as integrais (3.1) e (3.2) no intervalo $[-\infty, t]$, sobre as hipóteses de que $\varepsilon(t) = 0$ para $t < 0$ e históricos causais e diferenciáveis para $t > 0$, as Eqs. (3.1) e (3.2) conduzem às seguintes relações:

$$\varepsilon(t) = \int_{0^-}^t E(t-\tau) d\sigma(\tau) = \sigma(0)E(t) + \int_0^t E(t-\tau) \frac{d\sigma(\tau)}{d\tau} d\tau \quad (3.3)$$

$$\sigma(t) = \int_{0^-}^t G(t-\tau) d\varepsilon(\tau) = \varepsilon(0)G(t) + \int_0^t G(t-\tau) \frac{d\varepsilon(\tau)}{d\tau} d\tau \quad (3.4)$$

ou ainda no domínio de Laplace,

$$\tilde{\varepsilon}(s) = s\tilde{E}(s)\tilde{\sigma}(s) \quad (3.5)$$

$$\tilde{\sigma}(s) = s\tilde{G}(s)\tilde{\varepsilon}(s) \quad (3.6)$$

onde s é a variável de Laplace, $\tilde{\varepsilon}(s)$, $\tilde{\sigma}(s)$, $\tilde{E}(s)$ e $\tilde{G}(s)$ são as transformadas de Laplace das respectivas funções causais.

Neste sentido, para o caso em que a relação tensão-deformação depende unicamente da história das solitações, as integrais hereditárias (3.3) e (3.4) permitem representar o efeito de memória de materiais viscoelásticos termoreologicamente simples. Além disso, através da transformação de um domínio para o outro, o efeito de memória se traduz por uma dependência em frequência da propriedade mecânica do material. Desta forma, todo material viscoelástico exibe tal dependência. Entretanto, um grande número de parâmetros é necessário para uma boa representatividade com relação à frequência da excitação e, dentre os diferentes modelos matemáticos que podem ser utilizados para tal representação, neste trabalho ênfase é dada à abordagem módulo complexo.

3.2 Abordagem módulo complexo

Para o caso de excitações harmônicas, o comportamento de materiais viscoelásticos lineares pode ser completamente caracterizado pelas funções de fluência e de relaxação conjuntamente com as denominadas funções dinâmicas (FINDLEY et al.; 1976). Além disso, estão diretamente correlacionadas ao armazenamento e à dissipação de energia mecânica pelo efeito viscoelástico.

Neste contexto, as excitações harmônicas para a caracterização das funções dinâmicas de um material viscoelástico podem ser estabelecidas em termos de tensão ou de deformação:

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 e^{i\omega t}, \omega > 0, -\infty < t < +\infty. \quad (3.7)$$

Levando-se em conta a Eq. (3.2), a Eq. (3.7) conduz à seguinte relação:

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 e^{i\omega t} \Rightarrow \sigma(t) = G(\omega) \varepsilon_0 e^{i\omega t}, G(\omega) = i\omega \int_0^{+\infty} G(t) e^{-i\omega t} dt \quad (3.8)$$

onde $G(\omega)$ é o módulo complexo do material viscoelástico.

Quando submetido a um carregamento senoidal, a resposta do material viscoelástico também se apresenta senoidal, porém, com uma diferença de fase, ϕ , e de módulo em relação à excitação. Esse fenômeno é denominado de acomodação viscoelástica e corresponde ao tempo necessário para que ocorram os rearranjos moleculares associados à relaxação da cadeia

polimérica ou de segmentos dela (NASHIF et al., 1985). Assim, admitindo-se variação harmônica da tensão, $\sigma(t) = \sigma_0 e^{i\omega t}$, a deformação é defasada em ϕ :

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 e^{i(\omega t - \phi)}, \quad (3.9)$$

permitindo expressar $G(\omega)$ em termos da seguinte relação entre as amplitudes:

$$G(\omega) = \frac{\sigma}{\varepsilon} = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} e^{i\phi} = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} (\cos \phi + i \operatorname{sen} \phi) \quad (3.10)$$

ou sob a seguinte forma,

$$G(\omega) = G'(\omega) + iG''(\omega) = G'(\omega)(1 + i\eta(\omega)) \quad (3.11)$$

onde $G'(\omega) = (\sigma_0/\varepsilon_0) \cos \phi$ e $G''(\omega) = (\sigma_0/\varepsilon_0) \operatorname{sen} \phi$ são o módulo de armazenamento e o módulo de perda, respectivamente, e $\eta(\omega) = G''(\omega)/G'(\omega) = \operatorname{tg} \phi$ é o fator de perda.

Em termos de energia, ϕ , deve ser positivo, mais especificamente, $0 < \phi < \pi/2$, uma vez que as componentes do módulo complexo devem ser positivas. Estas são relacionadas às propriedades conservativas e dissipativas do material em termos da energia dissipada durante um ciclo de vibração através da seguinte relação:

$$\begin{aligned} w_d &= \int_0^T \sigma_0 \operatorname{sen}(\omega t) \varepsilon_0 \omega \cos(\omega t - \phi) dt \\ &= \sigma_0 \varepsilon_0 \omega \int_0^T \operatorname{sen}(\omega t) (\cos(\omega t) \cos \phi - \operatorname{sen}(\omega t) \operatorname{sen} \phi) dt \end{aligned} \quad (3.12)$$

onde $T = 2\pi/\omega$. Introduzindo as expressões dos módulos de armazenamento e de perda, obtém-se:

$$w_d = \omega \varepsilon_0^2 \left(\underbrace{G'(\omega) \int_0^{2\pi/\omega} \sin(\omega t) \cos(\omega t) dt}_{=0} + G''(\omega) \underbrace{\int_0^{2\pi/\omega} \sin^2(\omega t) dt}_{=\pi/\omega} \right). \quad (3.13)$$

A relação (3.13) mostra que o módulo de armazenamento é associado à parte puramente elástica, sendo proporcional a uma componente da energia de deformação que se anula sobre um ciclo de vibração. Esta energia é armazenada e restituída pelo material viscoelástico, enquanto a componente proporcional ao módulo de perda representa a energia dissipada durante um ciclo de vibração.

Para cada ciclo, a relação tensão/deformação descreve uma curva elíptica no plano (ε, σ) , tal como a mostrada na Fig. 3.2, e pode ser expressa como:

$$\sigma = G'(\omega) \varepsilon_0 (\cos \omega t - \eta(\omega) \sin \omega t). \quad (3.14)$$

O fator de perda designa a relação entre a energia dissipada, w_d , e a energia armazenada, $w_a = G'(\omega) \varepsilon_0^2 / 2$, pelo material para um ciclo de deformação máxima (área da elipse) dada pela Eq. (3.13) e representada pela seguinte expressão:

$$w_d = \pi G''(\omega) \varepsilon_0^2 = \pi \eta(\omega) G'(\omega) \varepsilon_0^2. \quad (3.15)$$

A forma da elipse que descreve a curva de histerese altera-se com a evolução do fator de perda, η . Para o caso puramente elástico, ou seja, com $\eta = 0$, como em totalidade toda a energia de deformação é armazenada e restituída viscoelasticamente, a curva tensão-deformação se reduz a uma reta. Dessa forma, quanto maiores os valores de η , mais significativa a área da curva de histerese e mais importante a dissipação de energia: $\eta = 1$, indica que 100 % da energia mecânica é dissipada ao fim de um ciclo de vibração. No entanto, certos materiais viscoelásticos possuem valores de η superiores a 1, viabilizando uma dissipação de 100 % da energia antes do fim do ciclo de vibração (NASHIF et al., 1985).

As propriedades dinâmicas de materiais viscoelásticos isotrópicos e homogêneos são completamente descritas pela relação (3.11), assumindo que o coeficiente de Poisson independe da frequência de tal forma que a relação, $G(\omega) = E(\omega)/2(1 + \nu)$, é satisfeita. Tal consideração,

que será assumida ao longo deste trabalho, tem sido extensivamente discutida por Moreau (2007) e viabiliza a descrição da resposta de um material viscoelástico em regime permanente à um carregamento harmônico via Princípio da Equivalência Elástico-Viscoelástico (PEEV) (THEISEN, 2006). Neste caso, o PEEV considera o problema viscoelástico como sendo um caso particular de elasticidade onde as propriedades mecânicas do viscoelástico são complexas e dependentes da frequência da excitação (NASHIF et al., 1985).

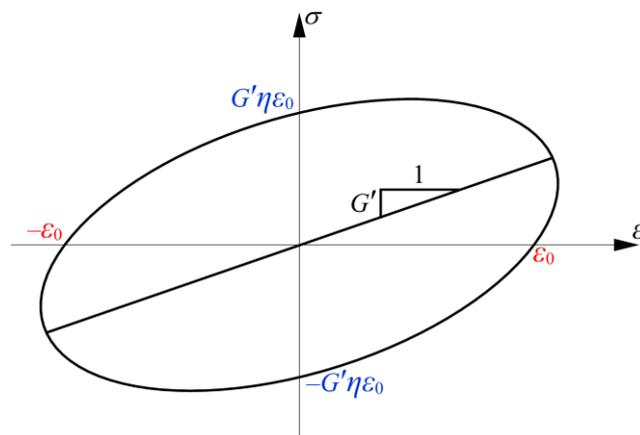


Figura 3.2 – Ciclo elíptico tensão-deformação para um material viscoelástico linear.

3.3 Influência de fatores ambientais e operacionais

É sabido que a eficiência dos materiais viscoelásticos é condicionada às condições ambientais e operacionais. Neste caso, os módulos de armazenamento e de perda são fortemente influenciados pela temperatura de operação, umidade, frequência da excitação dinâmica, pré-carga estática, dentre outros (NASHIF et al., 1985; CAZENOVE, 2010; RODOVALHO, 2014). Na sequência, é discutido a influência dos parâmetros mais relevantes de interesse deste trabalho no comportamento de materiais viscoelásticos.

3.3.1 Efeitos da temperatura

A temperatura é o parâmetro ambiental que mais influencia nas propriedades mecânicas dos materiais viscoelásticos (NASHIF et al., 1985). A evolução do módulo de armazenamento e do fator de perda em função da temperatura mostrada na Fig. 3.3 permite distinguir as seguintes regiões distintas, a saber:

- Região vítrea: intrínseca a baixas temperaturas, é caracterizada pelo comportamento vítreo do material. A sua baixa capacidade dissipativa é acompanhada por altos valores do módulo de armazenamento, experimentando uma lenta perda de rigidez e um rápido crescimento dos valores do fator de perda com a evolução da temperatura;
- Região de transição: nessa região, o material viscoelástico experimenta uma drástica perda de rigidez com um rápido decréscimo do módulo de armazenamento, enquanto o fator de perda atinge um valor máximo em uma temperatura denominada de temperatura de transição vítrea;
- Região de borracha: é caracterizada por baixos valores do fator de perda, de 0,1 a 0,3, e um módulo de armazenamento da ordem de 10 KPa, com baixa variabilidade em relação à evolução da temperatura;
- Região de escoamento: fase de transição do material viscoelástico do estado sólido para o estado líquido, apresentando fator de perda tendendo a valores extremos e módulo de armazenamento mínimo, com o aumento da temperatura.

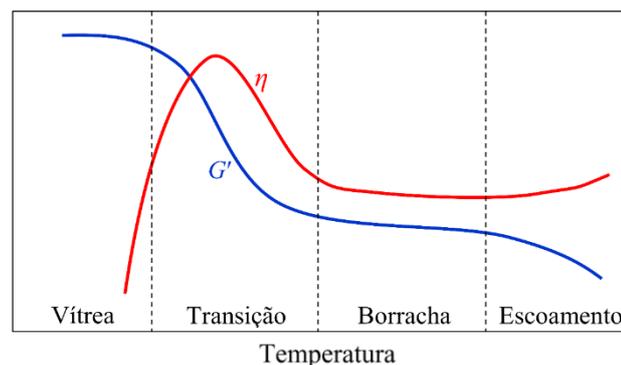


Figura 3.3 – Módulo de armazenamento e fator de perda de materiais viscoelásticos em função da temperatura a uma frequência fixa (adaptado de Nashif et al. (1985)).

3.3.2 Efeitos da frequência

O efeito dissipativo dos materiais viscoelásticos, onde o amortecimento inerente advém da relaxação e da recuperação da cadeia polimérica pós-deformação, decorre do mecanismo de movimentação, que é diretamente influenciado pela temperatura e frequência da excitação.

Assim, a dependência em frequência das propriedades mecânicas destes polímeros é descrita em termos da influência das velocidades de carregamento e descarregamento sobre o fenômeno de relaxação do material viscoelástico (CAZENOVE, 2010). A Figura 3.4 apresenta a evolução do módulo de armazenamento e do fator em função da frequência para uma dada temperatura.

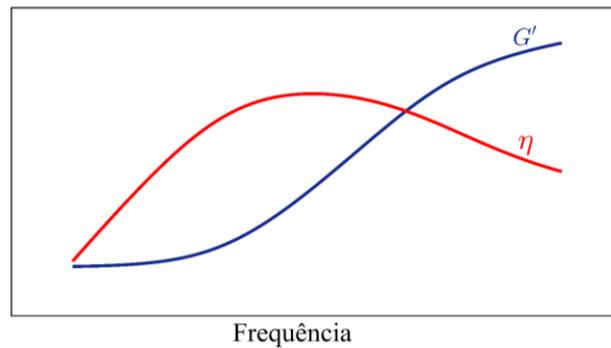


Figura 3.4 – Evolução típica do módulo de armazenamento e do fator de perda de materiais viscoelásticos em função da frequência e isotemperatura (adaptado de Nashif et al. (1985)).

Comparando as Figs. 3.3 e 3.4, nota-se que o comportamento em relação à frequência é qualitativamente o inverso do comportamento em relação à temperatura (NASHIF et al., 1985). Quantitativamente, variações de alguns poucos graus na temperatura é equivalente a variações de algumas décadas na frequência. Este fenômeno constitui um dos mais importantes aspectos da teoria da viscoelasticidade linear para descrever o Princípio da Superposição Frequência-Temperatura (PSFT) (CHRISTENSEN, 1982). Neste caso, o módulo de armazenamento e o fator de perda, como ilustrados na Fig. 3.5, podem ser relacionados por um fator de deslocamento horizontal aplicado na direção do eixo logarítmico de frequência. Pode-se então construir curvas mestre do módulo de armazenamento e do fator de perda para uma temperatura de referência, T_0 , onde as frequências operacionais associadas aos pontos das curvas mestres são denominadas de frequências reduzidas, $\omega_r = \alpha_T(T) \omega$.

O fator de deslocamento, $\alpha_T(T)$, relaciona o módulo de armazenamento e o fator de perda nas frequências operacionais à frequência reduzida pelas seguintes relações constitutivas:

$$G'(\omega, T) = G'(\omega_r, T_0) = G'(\alpha_T(T) \omega, T_0) \quad (3.16)$$

$$\eta(\omega, T) = \eta(\omega_r, T_0) = \eta(\alpha_T(T) \omega, T_0). \quad (3.17)$$

Além disso, a caracterização de $\alpha_T(T)$ pode ser realizada experimentalmente, levando-se em conta as propriedades obtidas para vários valores de temperatura e pequenas faixas de frequência, de forma que a superposição das mesmas para tais parâmetros resultem em um curva mestre contínua, respectivamente, para o módulo de armazenamento, o módulo de perda e para o fator de perda (KERGOURLAY, 2004).

Nesse sentido, destaca-se as expressões empíricas para o fator de deslocamento e o módulo complexo na zona de transição propostas por Drake e Soovere (1984) com base nas equações de Williams-Landel-Ferry (WILLIAMS et al., 1955) para vários materiais viscoelásticos comerciais. Em especial, para o material viscoelástico 3M ISD 112TM, utilizado neste trabalho, para temperaturas de $-73,15$ °C (200 K) a $86,85$ °C (360 K) e faixa de frequência que varia de 1 a 10^6 Hz, as expressões analíticas para o fator de deslocamento e para o módulo de armazenamento são as seguintes:

$$\log(\alpha_T(T)) = a \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) + 2,303 \left(\frac{2a}{T_0} - b \right) \log \left(\frac{T}{T_0} \right) + \left(\frac{b}{T_0} - \frac{a}{T_0^2} - S_{AZ} \right) (T - T_0) \quad (3.18)$$

$$G(\omega_r, T_0) = B_1 + \frac{B_2}{\left(1 + B_5 \left(\frac{i\omega_r}{B_3} \right)^{-B_6} + \left(\frac{i\omega_r}{B_3} \right)^{-B_4} \right)} \quad (3.19)$$

onde $B_1 = 0,4307$ MPa, $B_2 = 1200$ MPa, $B_3 = 1,543 \times 10^6$ rad·s⁻¹, $B_4 = 0,6847$, $B_5 = 3,2410$, $B_6 = 0,18$, $S_{AH} = 0,009725$ K⁻¹, $S_{AL} = 0,1474$ K⁻¹, $S_{AZ} = 0,05956$ K⁻¹, $T_0 = 290$ K, $T_H = 360$

$$\text{K}, T_L = 210 \text{ K}, a = A \frac{D_B C_C - C_B D_C}{D_E},$$

$$b = \frac{D_C C_A - C_C D_A}{D_E}, C_A = \left(\frac{1}{T_L} - \frac{1}{T_0} \right)^2,$$

$$C_B = \frac{1}{T_L} - \frac{1}{T_0}, C_C = S_{AL} - S_{AZ},$$

$$D_A = \left(\frac{1}{T_H} - \frac{1}{T_0} \right)^2, D_B = \frac{1}{T_L} - \frac{1}{T_0},$$

$$D_C = S_{AH} - S_{AZ}, D_E = D_B C_A - C_B D_A.$$

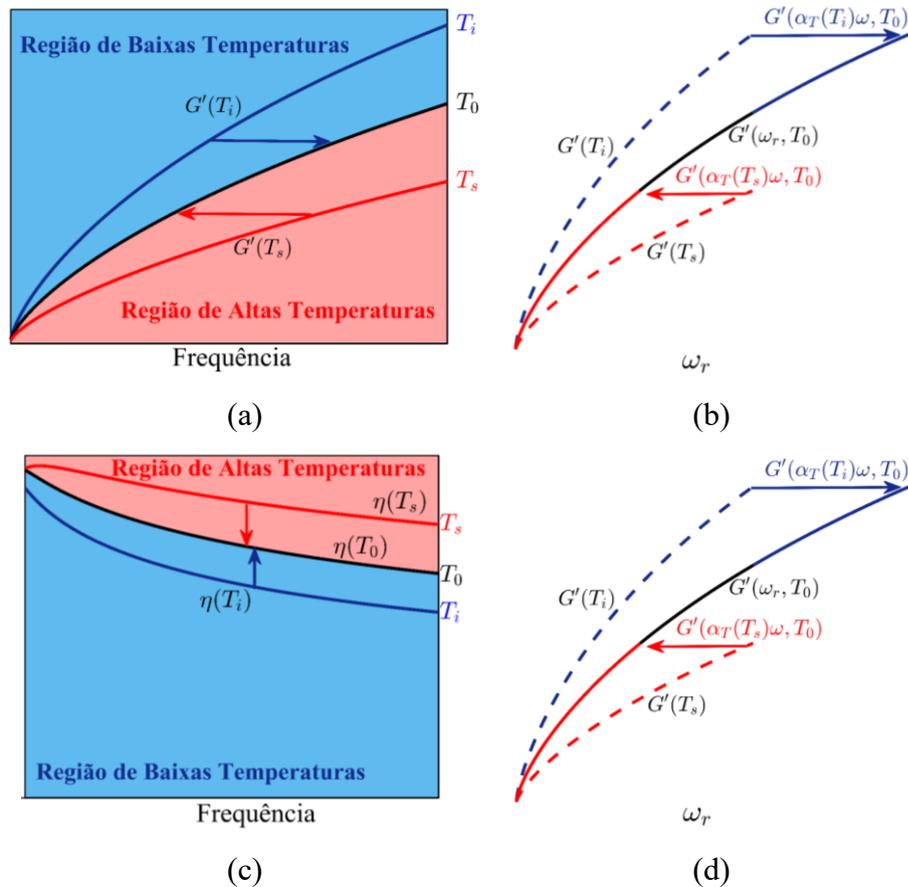


Figura 3.5 – (a)-(c) Interpretação fenomenológica do PSFT para o módulo de armazenamento e o fator de perda caracterizados a diferentes temperaturas comparativamente à temperatura de referência, T_0 . (b)-(d) Fator de deslocamento em frequência para o módulo de armazenamento e o fator de perda e a construção das curvas mestre, $G'(\omega_r, T_0)$ e $\eta(\omega_r, T_0)$, a temperatura de referência, T_0 .

Na Figura 3.6 são mostradas as curvas relativas aos módulos de armazenamento e de perda, e do fator de perda do material ISD 112™ para diferentes temperaturas na banda de frequência de 1 a 10^4 Hz. A Figura 3.7 apresenta a variação do fator de deslocamento em função da temperatura com $T_0 = 290$ K, entre 210 K e 360 K, empregado na construção das curvas mestre da Fig. 3.8, em conformidade com as Eqs. (3.18) e (3.19) para o material ISD 112™.

Crandall (1970) mostra que para descrever um mecanismo de dissipação fisicamente realizável, a função representativa do fator de perda deve ser positiva e par em relação à frequência, ω . Assim, por extrapolação a baixa frequência, têm-se assíntotas reais G_0 e $\eta = 0$, em consistência com a função de relaxação real, cuja transformada de Fourier é par e real em zero. Já para as altas frequências, define-se às assíntotas complexas, G_∞ e η_∞ .

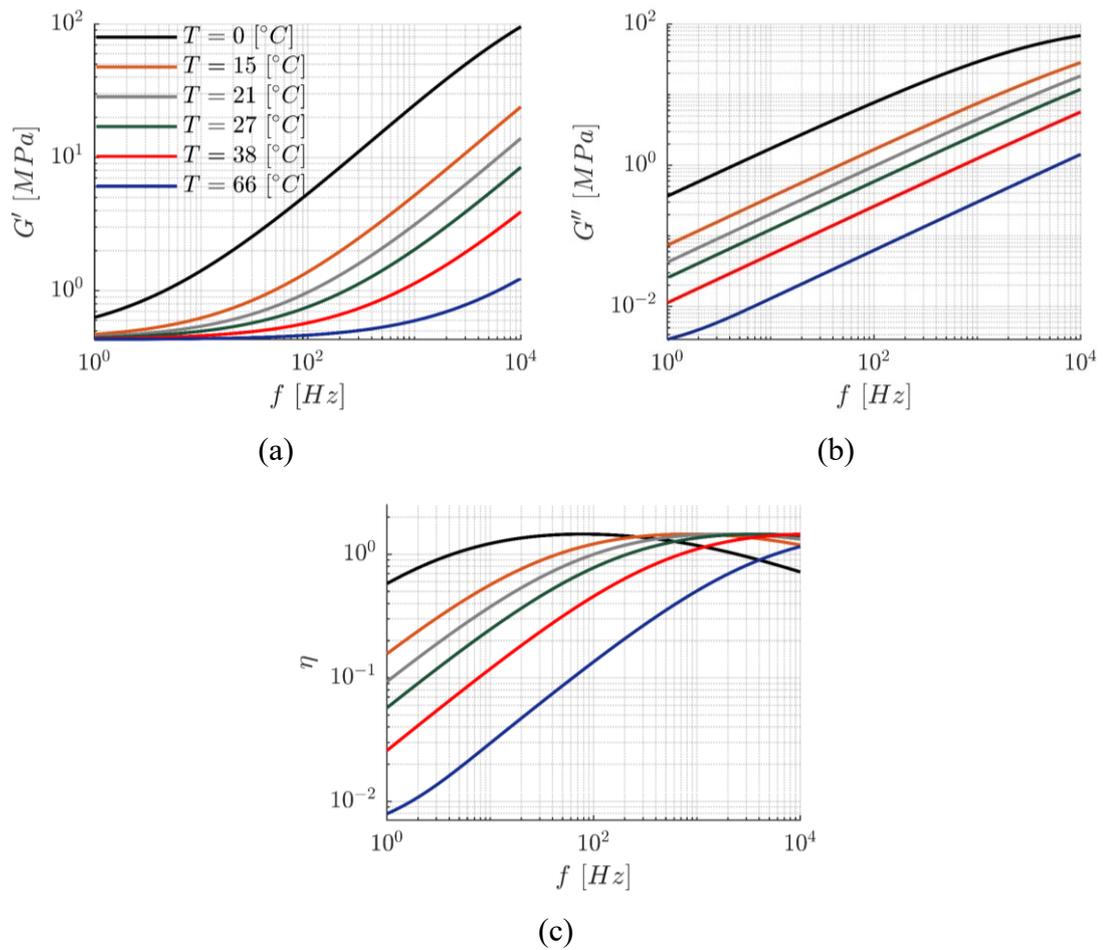


Figura 3.6 – Evoluções dos (a) módulos de armazenamento e (b) de perda, e (c) do fator de perda com a frequência operacional a diferentes temperaturas.

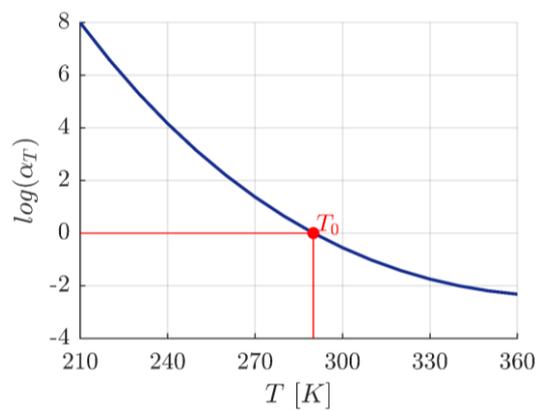


Figura 3.7 – Fator de deslocamento em função da temperatura para o material ISD 112™.

3.3.3 Efeito das amplitudes das deformações dinâmicas e estáticas

Como um dos objetivos deste trabalho é investigar a influência de esforços mecânicos cíclicos combinados a pré-cargas estáticas nos fenômenos de equilíbrio térmico e fuga térmica de materiais viscoelásticos, o estudo dos efeitos das amplitudes das deformações dinâmicas e estáticas em relação à temperatura e à frequência sobre as propriedades viscoelásticas é de suma importância. Apesar de serem poucos os trabalhos da literatura correlata com esse enfoque, os efeitos desses parâmetros, para determinadas condições, podem vir a se tornarem acoplados com a temperatura (FAISCA, 1998).

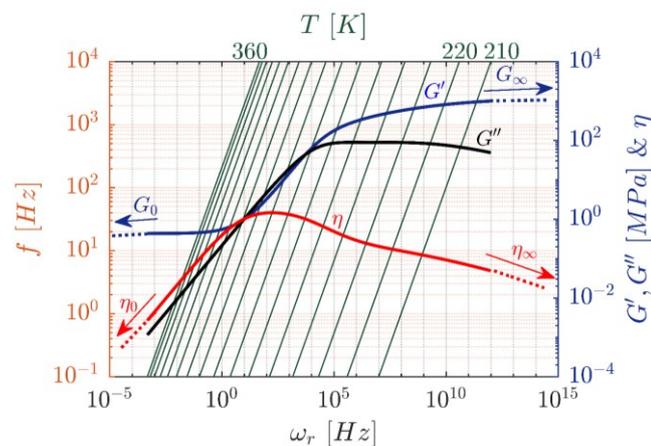


Figura 3.8 – Nomograma do material ISD 112™.

De acordo com Nashif et al. (1985) e Faisca (1998), grandes deformações dinâmicas em decorrência da natureza cíclica da excitação resultam em altas taxas de dissipação de energia e, conseqüentemente, a um rápido aumento da temperatura interna do material (autoaquecimento). Na região de transição, onde o amortecimento é máximo, os efeitos da temperatura e das amplitudes das deformações dinâmicas tornam-se acoplados (acoplamento termomecânico). Entretanto, para a zona de borracha, onde o módulo de armazenamento e o fator de perda evoluem mais lentamente com a temperatura, o efeito da temperatura torna-se secundário em relação ao das deformações dinâmicas. A maioria das investigações sobre este efeito têm sido realizadas nesta região, cujo comportamento típico é ilustrado na Fig. 3.9. Nota-se a presença de três regiões denominadas de linear, de transição e de equilíbrio, onde a variabilidade das propriedades mecânicas depende da composição do material viscoelástico.

No que se refere às amplitudes das deformações estáticas, o efeito da pré-carga estática sobre as propriedades mecânicas difere sobremaneira àqueles de temperatura e das deformações dinâmicas. Neste caso, elas promovem aumentos nos valores do módulo de armazenamento e reduções no fator de perda (NASHIF et al., 1985; MARTINEZ-AGIRRE et al. (2014). De

acordo com Olienick Filho (2018), esse comportamento ilustrado na Fig. 3.10, mais relevante na região de borracha e a alta frequência, produz um efeito ortogonal, para estados de tração e compressão, em relação à variação das propriedades mecânicas dos materiais viscoelásticos com a temperatura e os deslocamentos cíclicos.

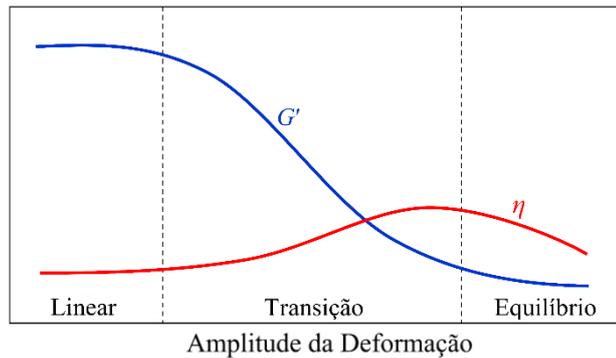


Figura 3.9 – Evolução típica do módulo de armazenamento e do fator de perda de materiais viscoelásticos com a amplitude das deformações dinâmicas (adaptada de Nashif et al. (1985)).

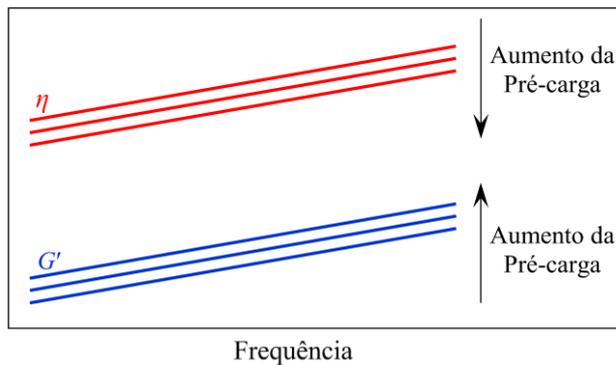


Figura 3.10 – Módulo de cisalhamento e fator de perda em função da frequência com a evolução da pré-carga estática a uma dada temperatura (adaptada de Nashif et al. (1985)).

3.3.4 Módulo complexo em função das deformações estáticas e dinâmicas

A utilização da abordagem módulo complexo combinada ao PSFT é satisfatória para a obtenção das respostas dinâmicas no domínio da frequência. No entanto, para condições nas quais o material viscoelástico é simultaneamente submetido a pré-cargas estáticas e esforços mecânicos cíclicos, tem-se a necessidade de elaborar modelos matemáticos que representem os efeitos combinados entre as deformações estáticas e dinâmicas, adicionalmente aos efeitos da temperatura e da frequência. Nesse caso, a caracterização experimental é dificultada pelo

grande número de combinações dos parâmetros operacionais e de temperatura envolvidos nas metodologias de experimentação normalmente utilizadas para os materiais viscoelásticos.

A alternativa é a utilização de uma abordagem na qual os efeitos dos domínios físicos podem ser analisados separadamente e as propriedades mecânicas do material caracterizadas independentemente e, em seguida, utilizadas para representar os efeitos combinados. Assim, com base no fato de que as propriedades estáticas e dinâmicas de materiais viscoelásticos termoreologicamente simples podem ser caracterizadas independentemente (NASHIF et al., 1985), o módulo complexo contemplando os efeitos da frequência, da temperatura, das amplitudes dinâmicas e das amplitudes das deformações devido à pré-carga estática, pode ser expresso da seguinte forma (RODOVALHO et al., 2016):

$$G(\omega_r, T_0, \delta) = F(\delta)G(\omega_r, T_0) \quad (3.20)$$

onde δ representa a deformação estática.

Neste caso, a proposição de uma função da deformação estática, $F(\delta)$, para representar os efeitos da pré-carga estática depende do estado de tensões ao qual o material viscoelástico está submetido, além da configuração geométrica do dispositivo, o que inevitavelmente conduz a inúmeras representações físico-matemáticas. Entretanto, para solicitações unidimensionais, a seguinte equação de Mooney-Rivlin (MOONEY, 1940; RIVLIN, 1947) pode ser considerada para descrever os efeitos das deformações estáticas:

$$F(\delta) = C_1 F_1(\delta) + C_2 F_2(\delta) \quad (3.21)$$

com $F_1(\delta) = 2\left(2\delta^2 + \frac{1}{\delta}\right)$, $F_2(\delta) = 2\left(2\delta + \frac{2}{\delta^2}\right)$, e $\delta = \varepsilon + 1$.

Introduzindo a Eq. (3.21) na (3.20), a seguinte aproximação para o módulo complexo pode ser empregada na descrição do comportamento de materiais viscoelásticos sob condições de deformações estáticas e dinâmicas combinadas (RODOVALHO et al., 2016):

$$G(\omega_r, T_0, \delta) = C_1 F_1(\delta)G(\omega_r, T_0) + C_2 F_2(\delta)G(\omega_r, T_0) \quad (3.22)$$

onde os parâmetros C_1 e C_2 podem ser determinados a partir das propriedades caracterizadas estaticamente para um estado de compressão (WAN et al., 2018), e o módulo complexo especificado em termos das propriedades medidas dinamicamente.

É importante salientar que no contexto do estudo numérico do autoaquecimento de materiais viscoelásticos levando-se em conta o acoplamento dos efeitos da pré-carga estática e dos esforços mecânicos cíclicos, as propriedades mecânicas em função da frequência e da temperatura são avaliadas via Eqs. (3.18)-(3.19), e os efeitos das deformações estáticas, considerados diretamente pela realização de uma análise harmônica inclusive os efeitos de pré-tensões estáticas (*prestress effects*) via código de elementos finitos ANSYS™.

3.4 Técnicas experimentais para a caracterização das propriedades mecânicas de materiais viscoelásticos

Dentre as técnicas experimentais para a caracterização das propriedades mecânicas de materiais viscoelásticos, pode-se distinguir as diretas e as indiretas. As técnicas indiretas se baseiam na utilização de taxas de amortecimento modais (OBERST, FRANKENFELD, 1952) de combinações de corpos de prova modelados por elementos estruturais do tipo vigas (viga homogênea, viga de Oberst e viga de Oberst modificada), cuja análise em tração-compressão fornece as frequências e o amortecimento associado. Por análise inversa das soluções analíticas ou numéricas, pode-se determinar o módulo complexo.

Entre os métodos analíticos, o método de Ross-Kerwin-Ungar (ROSS et al., 1950) é o mais utilizado. Desenvolvido para estruturas com três camadas, este método pode ser adaptado para estruturas sob tração-compressão como em cisalhamento. Ao variar as dimensões da viga e a temperatura, um número de pontos significativo pode ser determinado.

As técnicas de medição diretas se caracterizam pela viabilidade da obtenção do módulo complexo de forma direta ao longo de toda a faixa de abrangência do sinal da sollicitação dinâmica em tração/compressão, torsão (CARRASCOSA et al., 1985) e/ou cisalhamento (ALLEN, 1996). Além disso, de acordo com o corpo de prova, levando-se em conta varreduras frequenciais e o controle minucioso de temperatura, pode-se caracterizar diretamente o módulo complexo para várias frequências e temperaturas. Neste sentido, a análise dinâmica-mecânica (DMA – *Dynamical Mechanical Analysis*) (CASSU, FELISBERTI, 2005; HENRIQUES et al., 2018, SHARMA et al., 2018) com a utilização do método direto viabiliza, para materiais

viscoelásticos termoreologicamente simples, a medição direta das respostas dinâmicas do corpo de prova.

Especificamente para uma junta viscoelástica translacional sujeita a cisalhamento puro, estas respostas dinâmicas, caracterizadas em termos das funções de repostas em frequência (FRFs) a diferentes temperaturas e pré-cargas estáticas, permitem estimar as propriedades mecânicas de um material viscoelástico via rigidez complexa expressa constitutivamente como (FAISCA, 1998; HERNÁNDEZ et al., 2017):

$$K^*(\omega) = H_{UF}(\omega)^{-1} + m\omega^2 \quad (3.23)$$

onde m designa a massa do bloco de aço central e H_{UF} denota a resposta em frequência, ω , obtida para uma determinada temperatura, T , e pré-carga estática, δ .

Desta forma, o módulo de cisalhamento complexo pode ser obtido pela seguinte relação (FAISCA, 1998):

$$G(\omega) = \frac{h}{2A} K^*(\omega) \quad (3.24)$$

onde A representa a área da seção transversal e h é a espessura da camada viscoelástica.

Embora correlações muito satisfatórias tenham sido obtidas por Rodvalho et al. (2016), envolvendo o autoaquecimento de materiais viscoelásticos para a condição de sobreposição de cargas estáticas e dinâmicas, o módulo de cisalhamento complexo sob o efeito acoplado das deformações estáticas e dinâmicas é representado de forma aproximada, como abordado no contexto da Subseção 3.3.3. Melhorias nesse procedimento, necessariamente exige a utilização de um modelo que leve em conta os efeitos combinados da temperatura, da frequência da excitação e da pré-carga estática diretamente.

Ainda que alguns modelos com tal atribuição sejam encontrados na literatura aberta (NASHIF et al., 1985; MARTÍNEZ-AGIRRE et al., 2014), estes envolvem a identificação de parâmetros das leis constitutivas de acordo com o estado funcional (espessura) do material viscoelástico. Neste contexto, uma proposta de representação não paramétrica é de grande interesse. Além de proporcionar o emprego direto dos dados, eliminando as etapas de escolha da representação e de identificação de parâmetros, esta abordagem viabilizará uma

representação mais geral do comportamento viscoelástico de determinado material com dependência a temperatura/pré-carga para uma ampla faixa de frequência.

Dessa forma, assim como as medições diretas viabilizam a caracterização do módulo de armazenamento e do fator de perda como função da temperatura e da frequência, espera-se que os valores obtidos para diferentes pré-cargas estáticas com o uso do Princípio da Superposição Frequência-Temperatura (PSFT), permitam obter um nomograma em frequência reduzida. Neste caso, busca-se obter um fator de deslocamento como função da pré-carga estática, α_s , de acordo com os procedimentos detalhados em Nashif et al. (1985) e Kergourlay (2004). Esta hipótese de extensão do PSFT para a pré-carga é avaliada em termos de resultados preliminares mostrados no Capítulo 5.

CAPÍTULO IV

MODELAGEM DO PROBLEMA DE TERMOVISCOELASTICIDADE LINEAR

O autoaquecimento de materiais viscoelásticos é um fenômeno termofísico que acarreta aumentos locais da temperatura interna desses materiais causados pela aplicação de vibrações mecânicas cíclicas (CHERVINKO et al., 2007). Como a distribuição espacial e a evolução temporal do campo de temperaturas no volume do material dependem da fonte de calor gerada pelas cargas dinâmicas e estáticas combinadas, das propriedades térmicas do material, das condições contorno térmicas e das características geométricas estruturais (LIMA et al., 2013, RODOVALHO, 2014; LIMA et al., 2015), a análise e o projeto de dispositivos amortecedores viscoelásticos requerem uma modelagem termomecânica específica (MERLETTE, 2005).

Nesse contexto, será apresentada neste capítulo uma estratégia para a modelagem por elementos finitos do acoplamento termomecânico em viscoelasticidade linear com objetivo de caracterizar a influência de pré-cargas estáticas combinados com esforços mecânicos cíclicos sobre os fenômenos de equilíbrio térmico e fuga térmica de materiais viscoelásticos.

4.1 Equacionamento do problema termoviscoelástico

A relação entre a variação do campo de temperatura e os fluxos de calor gerado, φ_g , e armazenado, φ_a , para um volume, Ω , delimitado pela superfície, $\partial\Omega$, decorre da Primeira Lei da Termodinâmica (LIENHARD, LIENHARD, 2017). Ela estabelece que a variação da energia interna de um corpo (soma das energias cinéticas de todas as partículas que o compõem) é igual a diferença do calor armazenado pelo sistema e o trabalho fornecido ao longo da transformação.

Esta relação pode ser representada para uma alteração infinitesimal do estado de um corpo, como segue (GASKELL, 2008):

$$dU = d\varphi - dw \quad (4.1)$$

onde dU é forma diferencial da função de energia interna, U , $d\varphi$ denota a quantidade de calor que é trocada pelo sistema e dw é o trabalho fornecido, representando a quantidade de energia que é transferida ao meio externo.

Para o caso específico em que o sistema não produz trabalho, ou seja, $dw = 0$, a relação (4.1) se reduz a:

$$dU = d\varphi. \quad (4.2)$$

Como a variação da energia interna por unidade de tempo envolve apenas o armazenamento e a geração de calor, a termodinâmica permite descrever quantitativamente (no espaço e no tempo) a evolução da temperatura entre os estados inicial e final de equilíbrio em termos da diferença dos fluxos de calor que entram e saem do sistema, como ilustrado na Fig. 4.1. Dessa forma, aplicando-se a Primeira Lei da Termodinâmica, o balanço de energia do sistema pode ser expresso da seguinte forma (LIENHARD, LIENHARD, 2017; MERLETTE, 2005):

$$\varphi_e + \varphi_g = \varphi_a + \varphi_s \quad (4.3)$$

onde φ_e ($\text{W}\cdot\text{m}^{-3}$) representa o fluxo de calor de entrada, φ_g ($\text{W}\cdot\text{m}^{-3}$) designa o fluxo de calor gerado, φ_a ($\text{W}\cdot\text{m}^{-3}$) é o fluxo de calor armazenado e φ_s ($\text{W}\cdot\text{m}^{-3}$) é o fluxo de calor de saída. Os fluxos de calor de entrada e saída representam o calor trocado pelas superfícies que delimitam o domínio por meio dos mecanismos de radiação, convecção e condução térmica.

A radiação consiste na transmissão de energia térmica por emissão eletromagnética (LIENHARD, LIENHARD, 2017), enquanto que regida pela Lei de Newton (MERLETTE, 2005), a transferência de calor por convecção é um mecanismo de transporte de calor pelo qual a energia de um sólido é transmitida pelo deslocamento do fluido circundante, sendo caracteristicamente natural quando o movimento do fluido decorre apenas de diferenças de densidade devido ao gradiente de temperatura. A condução térmica ou difusão térmica, ou

ainda, difusão de calor é o fenômeno de transferência térmica devido a diferença de temperatura sem deslocamento global de matéria em escala macroscópica.

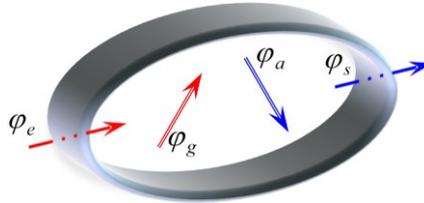


Figura 4.1 – Balanço energético do sistema.

A teoria da condução tem como base a lei de Fourier (LIENHARD, LIENHARD, 2017), segundo a qual, o fluxo de calor resultante da condução térmica em uma determinada direção é proporcional ao gradiente temperatura:

$$\varphi_x = -k_x \frac{\partial T}{\partial x} \quad (4.4)$$

onde φ_x e k_x são, respectivamente, o fluxo de calor trocado por condução e a condutividade térmica no material na direção x do domínio ilustrado na Fig. 4.2. Generalizando para o caso tridimensional tem-se:

$$\varphi = -\mathbf{k}\nabla T \quad (4.5)$$

sendo \mathbf{k} a matriz de condutividade térmica definida como:

$$\mathbf{k} = \begin{pmatrix} k_x & 0 & 0 \\ 0 & k_y & 0 \\ 0 & 0 & k_z \end{pmatrix} \quad (4.6)$$

onde o vetor gradiente de temperatura é definido como segue:

$$\nabla T = \left\{ \begin{array}{c} \frac{\partial T}{\partial x} \\ \frac{\partial T}{\partial y} \\ \frac{\partial T}{\partial z} \end{array} \right\}. \quad (4.7)$$

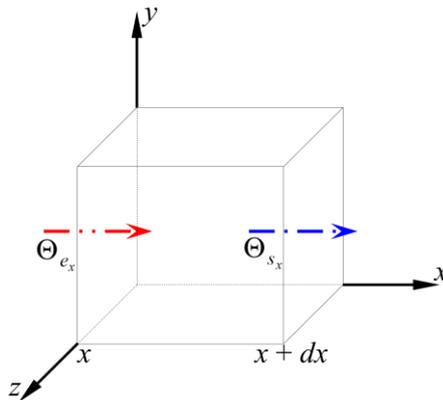


Figura 4.2 – Volume de controle e fluxos de calor trocados por condução na direção x .

Para um material isotrópico em termos da condução de calor, $k_x = k_y = k_z$, a matriz de condutividade térmica se reduz a um parâmetro escalar, k , conduzindo à seguinte expressão do fluxo de calor decorrente da condução:

$$\varphi = -k\nabla T. \quad (4.8)$$

A aplicação da lei de Fourier para o volume de controle infinitesimal mostrado na Fig. 4.2, permite deduzir a expressão do fluxo de calor total entrando pela face normal a x , como:

$$\Theta_{e_x} = -kdydz \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_x \quad (4.9)$$

Analogamente, pode-se deduzir a expressão do fluxo de saída:

$$\Theta_{s_x} = -kdydz \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x+dx}. \quad (4.10)$$

Logo, pode-se expressar a diferença entre os fluxos de entrada e saída como segue:

$$\Theta_{e_x} - \Theta_{s_x} = -kdydz \left(\frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x+dx} - \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_x \right). \quad (4.11)$$

A aplicação da definição de derivadas (STEWART, 2012) à Eq. (4.11) conduz à seguinte expressão para a diferença dos fluxos:

$$\Theta_{e_x} - \Theta_{s_x} = -k \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} dx dy dz \quad (4.12)$$

Dividindo todos os termos da equação anterior pelo domínio do volume infinitesimal, $V = dx \cdot dy \cdot dz$, obtém-se a seguinte relação para a diferença dos fluxos de entrada e saída por unidade de volume:

$$\varphi_{e_x} - \varphi_{s_x} = -k \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}. \quad (4.13)$$

A soma dos fluxos de entrada e saída nas três direções conduz a seguinte expressão:

$$\varphi_e - \varphi_s = -k \nabla^2 T. \quad (4.14)$$

Combinando as Eqs. (4.3) e (4.14), o problema termoviscoelástico pode ser definido em qualquer ponto do volume Ω pela relação entre a geração/armazenamento de calor e a variação espaço-temporal da temperatura, através da equação transiente de transferência de calor:

$$\varphi_g + k \nabla^2 T = \varphi_a. \quad (4.15)$$

Vale ressaltar que o armazenamento de calor depende da capacidade de aquecimento do material e da energia induzida pela variação do volume devido ao efeito termoelástico. Já a geração de calor depende da dissipação viscoelástica relacionada aos esforços mecânicos

cíclicos sobrepostos às pré-cargas estáticas, podendo ser descrito pelo estado de tensão-deformação e pelas velocidades de deformação (RITTEL, 1999; RODOVALHO, 2014).

4.2 Geração de calor pelo efeito dissipativo viscoelástico

Uma parte do trabalho mecânico por unidade de tempo de um material viscoelástico é armazenada através de alterações microestruturais, e a parcela complementar convertida em calor. A aplicação da lei de Fourier para um material isotrópico apresentada anteriormente permitiu a formulação da equação do balanço de calor relacionando às derivadas espaciais de segunda ordem do campo de temperatura com os fluxos de calor armazenado, φ_a , e gerado pelo efeito viscoelástico de dissipação, φ_g . A fonte de calor, φ_g , para um material submetido a tensões cíclicas do tipo, $\sigma(t) = \sigma_0 \sin(\omega t)$, sobrepostas a pré-cargas estáticas, δ , pode ser expressa da seguinte forma (RODOVALHO, 2014):

$$\varphi_g = \beta \dot{w}_m \quad (4.16)$$

onde β é o coeficiente de rendimento térmico e \dot{w}_m é a potência mecânica dissipada por unidade de volume, sendo expressa da seguinte forma (RODOVALHO et al., 2016):

$$\dot{w}_m = \sigma^T(t) \dot{\epsilon}(t) \quad (4.17)$$

Para carregamentos cíclicos, uma vez atingido o regime permanente, o material está sujeito a deformações cíclicas da forma, $\epsilon(t) = \epsilon_0 e^{i\omega t + \phi}$, e as velocidades de deformações podem ser obtidas como segue:

$$\dot{\epsilon}(t) = i\omega \epsilon_0(t) e^{i\omega t + \phi} = i\omega \epsilon(t). \quad (4.18)$$

Substituindo a Eq. (4.18) na Eq. (4.17), obtém-se a seguinte expressão para a potência mecânica dissipada pelo material viscoelástico:

$$\dot{w}_m = i\omega \sigma^T(t) \epsilon(t). \quad (4.19)$$

A utilização do Princípio da Equivalência Elástico-Viscoelástico (NASHIF et al., 1985; CAZENOVE, 2010) descrito no Capítulo 3 facilita a modelagem de sistemas viscoelásticos como um caso particular da elasticidade linear. Para uma dada temperatura, os módulos longitudinal e/ou cisalhante, conforme o estado de tensão-deformação adotado, são assumidos, em um primeiro momento, independentes de frequência da excitação. Isto possibilita estender a teoria da elasticidade clássica à expressão da relação tensão-deformação no caso tridimensional, para um material viscoelástico isotrópico, da forma (CHRISTENSEN, 1982; RODOVALHO, 2014):

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C}(\omega, T)\boldsymbol{\varepsilon} \quad (4.20)$$

onde $\mathbf{C}(\omega, T)$ é a matriz de elasticidade complexa dependente da temperatura e da frequência da excitação.

A dependência em frequência dos módulos pode ser representada segundo a aproximação do módulo complexo descrita no Capítulo 3. Dessa forma, a matriz de elasticidade complexa pode ser definida da forma (MOREAU, 2007):

$$\mathbf{C}(\omega, T) = \frac{E(\omega, T)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{pmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} \end{pmatrix} \quad (4.21)$$

onde $E(\omega, T)$ representa a aproximação do Módulo Complexo incluindo os efeitos de frequência e temperatura e ν é o coeficiente de Poisson.

Vale salientar que será assumido que o coeficiente de Poisson é constante (independente da frequência e da temperatura) (ARAI et al., 2009; LEE, KIM, 2009; CAZENOVE et al., 2012; LIMA et al., 2013; LIMA et al., 2015; RODOVALHO, 2014; RODOVALHO et al., 2016). Esta hipótese é equivalente a assumir um amortecimento igual dos módulos longitudinal e de

cisalhamento complexos devido à relação de proporcionalidade (LIMA, 2003; LIMA, 2007; MOREAU, 2007), possibilitando a fatoração da expressão do módulo da matriz de propriedades mecânicas do material viscoelástico, conduzindo à seguinte relação:

$$\mathbf{C}(\omega, T) = E(\omega, T) \bar{\mathbf{C}} \quad (4.22)$$

ou,

$$\mathbf{C}(\omega, T) = G(\omega, T) \bar{\mathbf{C}}, \quad (4.23)$$

onde $\bar{\mathbf{C}}$ é a matriz de elasticidade independente da frequência e temperatura.

A substituição da Eq. (4.23) na (4.19), considerando a relação (4.18) e a função módulo complexo definida na Eq. (3.11), permite obter a seguinte expressão para a potência mecânica dissipada:

$$\dot{w}_m = \underbrace{i\omega \boldsymbol{\varepsilon}^T(t) \bar{\mathbf{C}} \boldsymbol{\varepsilon}(t) G'(\omega, T)}_{\dot{w}_{mi}} - \underbrace{\omega \boldsymbol{\varepsilon}^T(t) \bar{\mathbf{C}} \boldsymbol{\varepsilon}(t) G''(\omega, T)}_{\dot{w}_{mr}} \quad (4.24)$$

onde \dot{w}_{mi} é a parte imaginária proporcional ao módulo de armazenamento e \dot{w}_{mr} é a parte real, proporcional ao módulo de perda. Além disso, o termo $i\omega \boldsymbol{\varepsilon}(t)$ em \dot{w}_{mi} pode ser substituído por $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(t)$, conduzindo à seguinte relação:

$$\dot{w}_{mi} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^T(t) \bar{\mathbf{C}} \boldsymbol{\varepsilon}(t) G'(\omega, T). \quad (4.25)$$

Para uma resposta harmônica sobreposta a uma pré-carga estática, as componentes de deformação variam senoidalmente com o tempo e $\boldsymbol{\varepsilon}$ é escrito como (RODOVALHO et al., 2016):

$$\boldsymbol{\varepsilon}(t) = \boldsymbol{\varepsilon}_\delta + \boldsymbol{\varepsilon}_0 \text{sen}(\omega t + \phi) \quad (4.26)$$

onde ε_0 designa as deformações dinâmicas, ε_δ são as amplitudes das deformações estáticas e ϕ é o ângulo de fase.

Integrando \dot{w}_m sobre um ciclo de vibração, obtém-se:

$$\begin{aligned} \int_t^{t+2\pi/\omega} \dot{w}_m dt &= \int_t^{t+2\pi/\omega} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^T(t) \overline{\mathbf{C}} \boldsymbol{\varepsilon}(t) G'(\omega, T) dt \\ &= \omega \boldsymbol{\varepsilon}_0^T \overline{\mathbf{C}} (\boldsymbol{\varepsilon}_\delta + \boldsymbol{\varepsilon}_0) G'(\omega, T) \int_t^{t+2\pi/\omega} \sin(\omega t + \phi) \cos(\omega t + \phi) dt = 0 \end{aligned} \quad (4.27)$$

A relação (4.27) mostra que o módulo de armazenamento é associado à parte elástica da resposta, sendo proporcional a uma componente da energia de deformação que se anula sobre um ciclo de vibração. Como esta energia é armazenada e restituída microestruturalmente, a potência mecânica dissipada pelo efeito viscoelástico decorre unicamente da componente real \dot{w}_{mr} proporcional ao módulo de perda:

$$\dot{w}_m = \dot{w}_{mr} = -\omega \boldsymbol{\varepsilon}^T(t) \overline{\mathbf{C}} \boldsymbol{\varepsilon}(t) G''(\omega, T). \quad (4.28)$$

onde \dot{w}_m é negativa, uma vez que corresponde à parcela da energia mecânica que é dissipada.

Em termos do balanço de energia térmica, a geração de calor pelo efeito dissipativo viscoelástico condiz com uma parcela da energia que é recebida pelo material e, portanto, deve ser positiva. Dessa forma, a introdução da Eq. (4.28) na expressão (4.16), conduz à:

$$\varphi_g = |\beta \dot{w}_m| = \beta \omega \boldsymbol{\varepsilon}^T(t) \overline{\mathbf{C}} \boldsymbol{\varepsilon}(t) G''(\omega, T). \quad (4.29)$$

Substituindo a Eq. (4.26) na Eq. (4.29), obtém-se o fluxo de calor gerado, sendo não estacionário e dependente das amplitudes das deformações ε_δ e ε_0 para cada instante de tempo variando $\sin^2(\omega t + \phi)$ para cada ciclo de vibração (RODOVALHO et al., 2016):

$$\varphi_g = \beta \omega G''(\omega, T) (\boldsymbol{\varepsilon}_\delta^T \overline{\mathbf{C}} \boldsymbol{\varepsilon}_\delta + \boldsymbol{\varepsilon}_0^T \overline{\mathbf{C}} \boldsymbol{\varepsilon}_0) \sin^2(\omega t + \phi). \quad (4.30)$$

A utilização direta da Eq. (4.30) resulta em um alto custo computacional em termos da integração numérica, sendo necessário, aproximadamente, 10 passos de tempo por período

(RODOVALHO, 2014). Além disso, como as velocidades de ocorrência de fenômenos térmicos e estruturais são distintas, em sólidos viscoelásticos o tempo de um período de um ciclo de vibração não é quantitativamente suficiente para que os fenômenos de troca e armazenamento de calor conduzam a um aumento significativo da temperatura interna do material devido à baixa condutividade térmica do mesmo (MERLETTE, 2005). Neste caso, o termo $\sin(\omega t + \phi)$ é substituído pelo valor médio da função seno quadrático, conduzindo à seguinte expressão para a geração de calor pelo efeito viscoelástico:

$$\varphi_g = \frac{1}{2} \beta \omega G''(\omega, T) (\boldsymbol{\varepsilon}_\delta^T \bar{\mathbf{C}} \boldsymbol{\varepsilon}_\delta + \boldsymbol{\varepsilon}_0^T \bar{\mathbf{C}} \boldsymbol{\varepsilon}_0) . \quad (4.31)$$

Combinando as Eqs. (4.31) e (4.15), tem-se:

$$\frac{1}{2} \beta \omega G''(\omega, T) (\boldsymbol{\varepsilon}_\delta^T \bar{\mathbf{C}} \boldsymbol{\varepsilon}_\delta + \boldsymbol{\varepsilon}_0^T \bar{\mathbf{C}} \boldsymbol{\varepsilon}_0) + k \nabla^2 T = \varphi_a . \quad (4.32)$$

4.2.1 Parâmetro β

A importância relativa da geração de calor pelo efeito de dissipação viscoelástica é expressa pelo rendimento térmico, β , conforme a Eq. (4.16). Embora poucos estudos relacionados aos valores e a evolução desta medida do aumento global da temperatura para materiais viscoelásticos, trabalhos como os de Chou et al. (1973), Trojanowski et al. (1997) e Rittel (1999) evidenciam que os valores de β dependem das características termofísicas do material, das amplitudes e das velocidades das deformações, podendo variar sobre um ciclo de vibração (DILLON, 1966). Para a maioria dos materiais viscoelásticos, β é inferior ou igual a 1. Para $\beta = 1$, a energia de deformação viscoelástica é totalmente convertida em calor, caso contrário, a parte complementar, $(1 - \beta)$, é armazenada no material através de modificações microestruturais (BEVER et al, 1973; RITTEL, 2000).

Embora na literatura seja bem estabelecida uma faixa com β variando entre $(0,1 \leq \beta \leq 1,0)$ (RITTEL, 1999), Cazenove et al. (2012) observou valores inferiores a 0,1 para um estado tridimensional de cisalhamento puro. Além disso, de acordo com Rittel e Rabin (2000), para a hipótese de pequenas deformações e efeitos termoelásticos desprezíveis, β , pode ser assumido constante (valor médio), sendo considerado adequadamente representativo. No entanto, tal

consideração implica, para baixos valores de, β , que uma quantidade não negligenciável da energia histerética é armazenada microestruturalmente (SALAMATINA et al., 1994).

4.3 Armazenamento de calor e contribuição termoelástica

O armazenamento de energia térmica em um corpo corresponde ao aumento da temperatura interna do domínio com o tempo. Como a variação de temperatura pode ocorrer pela emissão de calor por uma fonte externa ou pela geração interna, o armazenamento de energia térmica por um material viscoelástico depende ao mesmo tempo da sua capacidade de se aquecer sob a ação do calor recebido e da energia induzida pela variação de volume devido ao efeito termoelástico.

De acordo com Gaskell (2008), para transformações reversíveis, o armazenamento de calor é relacionado à entropia, S , que depende das variáveis de estado, pressão, P , volume, V , e temperatura, T , de acordo com a seguinte relação constitutiva (CAZENOVE, 2010):

$$dS = \frac{C_p}{T_0} dT - \alpha V dP \quad (4.33)$$

onde dS é a diferencial da entropia, o coeficiente de dilatação térmica à pressão constante, α , representa a variação relativa do volume em relação à evolução da temperatura e o calor específico, C_p , corresponde a energia necessária para aquecer 1 °C uma unidade de volume do material.

Dividindo a Eq. (4.33) pelo volume do material, obtém-se a seguinte forma diferencial da densidade de entropia:

$$ds = \frac{\rho c_p}{T_0} dT - \alpha dP \quad (4.34)$$

onde ρ é a densidade do material e c_p é o calor específico por unidade de massa.

No caso de sólidos, o campo de pressão é adaptado à descrição de gases e fluidos. Além disso, de acordo com Cazenove (2010), a força normal exercida sobre cada face do volume assume valores diferentes dependendo da face. Assim, a pressão aplicada em cada direção deve

ser descrita considerando as componentes normais das tensões. Dessa forma, a contribuição termoelástica, αdP , pode ser expressa como:

$$\alpha dP = \begin{pmatrix} \alpha_x & 0 & 0 \\ 0 & \alpha_y & 0 \\ 0 & 0 & \alpha_z \end{pmatrix} d\boldsymbol{\sigma}. \quad (4.35)$$

A diagonalidade da matriz de dilatação térmica evidencia que o efeito termoelástico gera apenas variações de volume nas direções normais às faces do corpo. Para um material viscoelástico isotrópico em termos da dilatação térmica, $\alpha_x = \alpha_y = \alpha_z = \alpha$, a Eq. (4.35) pode ser reescrita da forma:

$$ds = \frac{\rho c_p}{T_0} dT + \alpha d(\text{tr}(\boldsymbol{\sigma})). \quad (4.36)$$

onde $d(\text{tr}(\boldsymbol{\sigma}))$ é o diferencial do traço do tensor das tensões e a diferença de sinal entre (4.34) e (4.36) decorre das convenções utilizadas na mecânica dos sólidos (CAZENOVE, 2010). Enquanto o campo de pressão é descrito como uma força aplicada orientada para o interior do domínio, as tensões são definidas positivas de acordo com o vetor normal orientado para o exterior do domínio.

Como o armazenamento de calor é relacionado à entropia para transformações reversíveis, a Eq. (4.36) pode ser expressa como:

$$ds = \frac{\delta \varphi}{T_0} = \frac{\rho c_p}{T_0} dT + \alpha d(\text{tr}(\boldsymbol{\sigma})). \quad (4.37)$$

Derivando (4.37) em relação ao tempo e simplificando todos os termos por T_0 , tem-se:

$$\frac{d}{dt}(\delta \varphi) = \varphi_a = \rho c_p \dot{T} + \alpha T_0 \text{tr}(\dot{\boldsymbol{\sigma}}). \quad (4.38)$$

O termo $\text{tr}(\dot{\boldsymbol{\sigma}})$ pode ser expresso em termos das deformações utilizando os coeficientes de Lamé (MERLETTE, 2005). Com λ e μ sendo independentes do tempo, chega-se na relação:

$$tr(\dot{\boldsymbol{\sigma}}) = \dot{\sigma}_x + \dot{\sigma}_y + \dot{\sigma}_z = (3\lambda + 2\mu)tr(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}), \quad (4.39)$$

onde a substituição em (4.38) conduz à seguinte expressão para o armazenamento de calor por unidade de tempo:

$$\varphi_a = \rho c_p \dot{T} + (3\lambda + 2\mu)\alpha T_0 tr(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}). \quad (4.40)$$

Portanto, a introdução da expressão anterior na Eq. (4.32) resulta na seguinte equação do problema termoviscoelástico do autoaquecimento de materiais viscoelásticos:

$$\frac{1}{2}\beta\omega G''(\omega, T)(\boldsymbol{\varepsilon}_\delta^T \bar{\mathbf{C}} \boldsymbol{\varepsilon}_\delta + \boldsymbol{\varepsilon}_0^T \bar{\mathbf{C}} \boldsymbol{\varepsilon}_0) + k\nabla^2 T = \rho c_p \dot{T} + (3\lambda + 2\mu)\alpha T_0 tr(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}). \quad (4.41)$$

A maioria dos dispositivos amortecedores viscoelásticos utilizados no controle passivo de vibrações são projetados de tal forma que durante o funcionamento, o material viscoelástico está sujeito, predominantemente, a uma condição de cisalhamento. Embora em alguns casos, a geometria complexa do dispositivo envolva também tensões normais, a sua influência no autoaquecimento é limitada, uma vez que o calor autogerado pelo efeito da dissipação viscoelástica permanece significativamente maior. Nesse sentido, no caso de cisalhamento puro, as componentes normais das velocidades de deformação são nulas e o efeito termoelástico não tem contribuição significativa no aquecimento, uma vez que $tr(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}) = 0$. Assim, desprezando a contribuição termoelástica, a Eq. (4.41) pode ser reescrita da forma:

$$\frac{1}{2}\beta\omega G''(\omega, T)(\boldsymbol{\varepsilon}_\delta^T \bar{\mathbf{C}} \boldsymbol{\varepsilon}_\delta + \boldsymbol{\varepsilon}_0^T \bar{\mathbf{C}} \boldsymbol{\varepsilon}_0) + k\nabla^2 T = \rho c_p \dot{T}, \quad (4.42)$$

que deve ser resolvida sob a imposição do seguinte conjunto de condições de contorno térmicas:

$$\begin{cases} \bar{T} = \bar{T}_0 & \text{em } \partial\Omega_D \\ \bar{q} = \bar{q}_0 & \text{em } \partial\Omega_N \\ \bar{q} = h(T - T_\infty) & \text{em } \partial\Omega_C \end{cases}. \quad (4.43)$$

Na Eq. (4.43), \bar{T}_0 , \bar{q}_0 , h e T_∞ denotam, respectivamente, a temperatura imposta, o fluxo de calor imposto, o coeficiente de transferência de calor por convecção natural e a temperatura ambiente. $\partial\Omega_D$, $\partial\Omega_N$ e $\partial\Omega_C$ designam, respectivamente, a condição de Dirichlet, a condição de Neuman e a condição de transferência de calor por convecção natural.

Vale ressaltar que a solução exata do problema termoviscoelástico não linear definido pela Eq. (4.42) não é tarefa fácil (KOVALENKO, KARNAUKHOV, 1972) e esquemas de resolução numéricas devem ser utilizados. Além disso, o problema estrutural deve levar em conta estados de deformações gerais (2D ou 3D) pela inclusão adequada das componentes de deformação no vetor de deformações, que deve ainda considerar os efeitos combinados entre os esforços mecânicos cíclicos e as pré-cargas estáticas.

4.4 Equações da dinâmica do problema de termoviscoelasticidade

Os efeitos dos fatores ambientais e operacionais sobre o comportamento dinâmico de materiais viscoelásticos pode ser representado pela dependência das propriedades mecânicas em relação à temperatura, à frequência e à pré-carga estática. Assim, no contexto do método dos elementos finitos, negligenciando outras formas de amortecimento, a equação do movimento no domínio da frequência para um sistema viscoelástico de N graus de liberdade pode ser expressa da seguinte forma:

$$\left[\mathbf{K}^*(\omega, T) - \omega^2 \mathbf{M} \right] \mathbf{U}(\omega) = \mathbf{F}(\omega) \quad (4.44)$$

sendo $\mathbf{M} \in \mathbb{R}^{N \times N}$ a matriz de massa, $\mathbf{K}^*(\omega, T) \in \mathbb{C}^{N \times N}$ a matriz de rigidez complexa da parte viscoelástica dependente da temperatura e frequência, $\mathbf{F}(\omega) \in \mathbb{R}^N$ e $\mathbf{U}(\omega) \in \mathbb{R}^N$ são as forças externas e as amplitudes dos deslocamentos generalizados, respectivamente.

A incorporação do amortecimento viscoelástico no sistema pode ser feito assumindo que o sistema é formado por uma parte elástica e outra viscoelástica, de forma que a matriz de rigidez complexa, $\mathbf{K}^*(\omega, T)$, é expressa da forma (LIMA, RADE, 2005):

$$\mathbf{K}^*(\omega, T) = \mathbf{K}_e + \mathbf{K}_v(\omega, T). \quad (4.45)$$

Para a inclusão dos efeitos da pré-carga estática no modelo, uma matriz de rigidez tangente, \mathbf{K}_δ , pode ser calculada a partir da realização de uma análise estática sobre a estrutura carregada, cuja incorporação em (4.45) conduz à seguinte relação (MANCONI et al., 2013):

$$\mathbf{K}^*(\omega, T, \delta) = \mathbf{K}_e + \mathbf{K}_\delta + \mathbf{K}_v(\omega, T). \quad (4.46)$$

Utilizando o Princípio da Correspondência Elástico-Viscoelástico apresentado na Seção 3.2, do Capítulo 3, a inclusão da dependência em frequência do material viscoelástico pode ser feita a partir da construção da matriz, $\mathbf{K}_v(\omega, T)$, para tipos específicos de elementos considerando inicialmente as propriedades mecânicas constantes. Em um segundo momento, o módulo pode ser fatorado da matriz de rigidez e considerado dependente da frequência, conforme o modelo viscoelástico adotado:

$$\mathbf{K}_v(\omega, T) = G(\omega, T) \bar{\mathbf{K}}_v = G(\omega, T) \int_V \mathbf{B}^T \bar{\mathbf{C}} \mathbf{B} dV \quad (4.47)$$

onde $\bar{\mathbf{K}}_v$ é a matriz de rigidez fatorada da parte viscoelástica e \mathbf{B} é a matriz formada pelos operadores diferenciais, os quais intervêm nas relações entre deformações e deslocamentos.

Dessa forma, o problema estrutural (4.44) com efeito de pré-tensões estáticas para um estado de cisalhamento puro pode ser reescrito da seguinte forma:

$$\left[\mathbf{K}_e + \mathbf{K}_\delta + G'(\omega, T) \bar{\mathbf{K}}_v + iG''(\omega, T) \bar{\mathbf{K}}_v - \omega^2 \mathbf{M} \right] \mathbf{U}(\omega, \delta) = \mathbf{F}(\omega). \quad (4.48)$$

Em vários códigos comerciais de elementos finitos como o ANSYSTM é conveniente definir uma matriz de amortecimento viscoso equivalente para que o modelo de elementos finitos descreva o comportamento dissipativo viscoelástico. Nesse caso, a Eq. (4.48) pode ser formulada da seguinte forma:

$$\left[\mathbf{K}_e + \mathbf{K}_\delta + G'(\omega, T) \bar{\mathbf{K}}_v + i\omega \mathbf{C}_{EQ} - \omega^2 \mathbf{M} \right] \mathbf{U}(\omega, \delta) = \mathbf{F}(\omega) \quad (4.49)$$

onde $\mathbf{C}_{EQ} = o(\omega, T) \bar{\mathbf{K}}_v$.

Portanto, o sistema de equações do movimento é equivalente a um sistema contendo amortecimento viscoso proporcional à matriz de rigidez com um coeficiente dependente da frequência e da temperatura de operação do dispositivo viscoelástico:

$$o(\omega, T) = \frac{\eta(\omega, T)G'(\omega, T)}{\omega}. \quad (4.50)$$

Ainda no contexto da modelagem por elementos finitos empregada no presente estudo, a taxa de geração de calor deve ser calculada para cada elemento finito viscoelástico através das amplitudes dos deslocamentos, $U_{(e)}(\omega, \delta)$, obtidas via análise harmônica com efeito das pré-cargas estáticas. Isto pode ser feito através da integração da Eq. (4.31) sobre o volume de cada elemento viscoelástico como segue:

$$\int_{V_{(e)}} \varphi_g dV = \frac{\beta\omega}{2} \int_{V_{(e)}} G''(\omega, T) (\boldsymbol{\varepsilon}_\delta^T \bar{\mathbf{C}} \boldsymbol{\varepsilon}_\delta + \boldsymbol{\varepsilon}_0^T \bar{\mathbf{C}} \boldsymbol{\varepsilon}_0) dV \quad (4.51.a)$$

$$\int_{V_{(e)}} \varphi_g dV = \frac{\beta\omega}{2} \left[\mathbf{U}_{(e)}^T(\delta) {}_{(e)}\mathbf{K}_v''(\omega, T) \mathbf{U}_{(e)}(\delta) + \mathbf{U}_{(e)}^T(\omega) {}_{(e)}\mathbf{K}_v''(\omega, T) \mathbf{U}_{(e)}(\omega) \right] \quad (4.51.b)$$

onde ${}_{(e)}\mathbf{K}_v''(\omega, T) = \int_{V_{(e)}} G''(\omega, T) \mathbf{B}^T \bar{\mathbf{C}} \mathbf{B} dV$.

Considerando um fator de perda $\eta(\omega, T)$ estabelecido de acordo com a temperatura no centro do elemento sobre o domínio de integração, a fonte de calor total recebida por um elemento viscoelástico pode ser também obtida de maneira aproximada da forma:

$${}_{(e)}\varphi_g \approx \frac{\beta\omega\eta(\omega, T)}{2} \left[\mathbf{U}_{(e)}^T(\delta) {}_{(e)}\mathbf{K}_v'(\omega, T) \mathbf{U}_{(e)}(\delta) + \mathbf{U}_{(e)}^T(\omega) {}_{(e)}\mathbf{K}_v'(\omega, T) \mathbf{U}_{(e)}(\omega) \right] \quad (4.52)$$

No código ANSYS™, existe a necessidade de se definir a geração de calor por unidade de volume. Isto pode ser feito dividindo (4.52) pelo volume do elemento, conduzindo à seguinte expressão para a fonte de calor devida ao efeito dissipativo viscoelástico:

$${}_{(e)}\varphi_g \approx \frac{\beta\omega\eta(\omega, T)}{2V_{(e)}} \left[\mathbf{U}_{(e)}^T(\delta) {}_{(e)}\mathbf{K}_v'(\omega, T) \mathbf{U}_{(e)}(\delta) + \mathbf{U}_{(e)}^T(\omega) {}_{(e)}\mathbf{K}_v'(\omega, T) \mathbf{U}_{(e)}(\omega) \right]. \quad (4.53)$$

4.5 Procedimento iterativo de resolução do problema acoplado de termoviscoelasticidade

A característica não estacionária e a inerente complexidade do problema termomecânico de viscoelasticidade induz à utilização de procedimentos numéricos para a sua resolução em caráter transitório. Desta forma, a metodologia iterativa sequencial empregada nas simulações do autoaquecimento de materiais viscoelásticos levando em conta os efeitos combinados de esforços mecânicos cíclicos e pré-cargas estáticas foi desenvolvida na linguagem APDL (ANSYS *Parametric Design Language*), integrada ao ANSYSTM, com interface ao ambiente de programação MATLABTM. Na Fig. 4.3 é ilustrado o procedimento iterativo proposto neste trabalho para a resolução sequencial dos problemas estrutural e térmico acoplados.

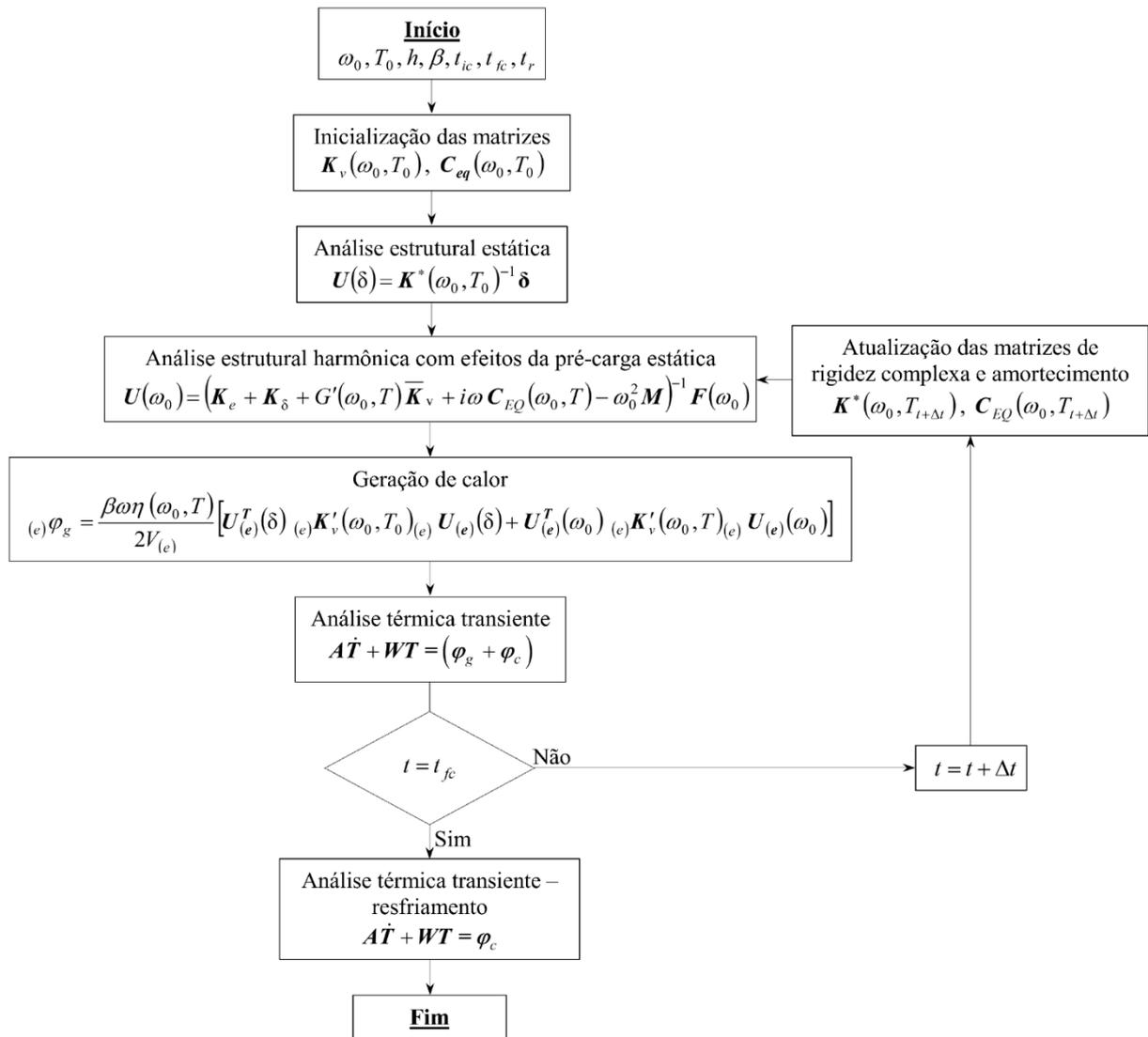


Figura 4.3 – Etapas do processo iterativo de resolução do problema termoviscoelástico.

Os principais aspectos da metodologia são resumidos nas seguintes etapas:

1. **Inicialização** – No início do processo de resolução, as matrizes de rigidez viscoelástica, $\mathbf{K}_v(\omega, T)$, e de amortecimento viscoso equivalente, $\mathbf{C}_{EQ}(\omega, T)$, são calculadas para a frequência, ω_0 , e temperatura inicial, T_0 , levando-se em conta as condições de contorno mecânicas do problema;
2. **Análise estática** – Uma análise estrutural estática é realizada para o cálculo das amplitudes dos deslocamentos estáticos, $\mathbf{U}_{(e)}(\delta)$ para cada elemento finito viscoelástico levando-se em conta a pré-carga estática, δ ;
3. **Análise estrutural harmônica com efeitos da pré-carga estática** – As amplitudes dos deslocamentos dinâmicos com pré-tensão, $\mathbf{U}_{(e)}(\omega)$, para cada elemento viscoelástico em relação às condições operacionais e ambientais atuais do sistema são avaliadas através da seguinte análise harmônica com efeitos da pré-carga estática:

$$\mathbf{U}(\omega) = \left[\mathbf{K}_e + \mathbf{K}_\delta + G'(\omega, T) \bar{\mathbf{K}}_v + i\omega \mathbf{C}_{EQ}(\omega, T) - \omega^2 \mathbf{M} \right]^{-1} \mathbf{F}(\omega). \quad (4.54)$$

4. **Geração de calor** – o calor gerado é calculado para cada EF a partir das amplitudes dos deslocamentos dinâmicos, $\mathbf{U}_{(e)}(\omega)$, obtidos em (3), conforme a Eq. (4.53);
5. **Análise térmica transiente** – Um novo conjunto de valores de temperatura, levando-se em conta as condições de contorno térmicas de temperatura imposta, fluxo imposto e de transferência de calor por convecção natural definidas pelas relações (4.43), são calculados pela integração numérica entre os instantes de tempo t e Δt do problema térmico transiente:

$$\mathbf{A} \dot{\mathbf{T}} - \mathbf{W} \mathbf{T} = (\boldsymbol{\varphi}_g + \boldsymbol{\varphi}_c). \quad (4.55)$$

6. **Atualização das propriedades do material viscoelástico** – Se o critério de convergência estabelecido para a obtenção da solução numérica do problema térmico em termos das variações entre as temperaturas de sucessivas iterações é satisfeito, uma

nova iteração é iniciada e as análises estrutural e térmica são reinicializadas com base na atualização das matrizes de rigidez da parte viscoelástica e de amortecimento viscoso equivalente para os valores de temperatura, $T_{t+\Delta t}$, e do tempo, $t = t + \Delta t$ onde Δt é o incremento de tempo;

7. **Critério de parada** – Enquanto $t \leq t_{fc}$, as etapas de 3 a 6 são repetidas; caso contrário, a análise térmica é realizada entre os instantes t_{fc} e t_r , sendo, respectivamente, t_{fc} o tempo final de aplicação da excitação cíclica e t_r o tempo final da análise de resfriamento do dispositivo, correspondendo à fase de descarregamento da estrutura.

Ressalta-se que o uso de um incremento de tempo pequeno, além de levar a um alto custo computacional, não é adequado para a segunda fase do autoaquecimento, caracterizada por uma evolução mais lenta dos valores do campo de temperatura. Por outro lado, a utilização de um incremento de tempo maior, conduz a uma significativa redução do custo computacional, embora, induza à perda de precisão em termos da solução relativa à primeira fase do autoaquecimento. Assim, devido a tais considerações, no presente estudo é utilizada uma escala logarítmica para definir os incrementos de tempo, que são estabelecidos via função *logspace* no ambiente MATLAB™.

CAPÍTULO V

SIMULAÇÕES NUMÉRICAS

Este capítulo apresenta os resultados das simulações utilizando uma junta viscoelástica translacional. Ênfase é dada à avaliação dos efeitos de parâmetros operacionais e ambientais sobre o equilíbrio térmico do material viscoelástico submetido a um estado triaxial de tensões. Além disso, enfoque é dado ao fenômeno da fuga térmica (*thermal runaway*) levando-se em conta os efeitos combinados dos esforços mecânicos cíclicos e das pré-cargas estáticas. Adicionalmente, são mostrados os resultados de uma proposta de controle passivo do fenômeno do autoaquecimento através do emprego de insertos metálicos de alta condutividade térmica nas camadas viscoelásticas. Por fim, é apresentada uma metodologia para caracterização das propriedades mecânicas de materiais viscoelásticos termoreologicamente simples levando-se em conta os efeitos da temperatura, frequência e pré-carga estática.

5.1 Modelo estrutural do dispositivo viscoelástico

O dispositivo viscoelástico considerado nesta seção consiste de uma junta viscoelástica translacional (RODOVALHO, 2014; RODOVALHO et al., 2016) semelhante aos amortecedores utilizados em estruturas prediais (BARBOSA, 2000), como ilustrado na Fig. 5.1, para a parte simétrica em relação ao plano yz . Constituído por duas camadas do material viscoelástico 3M™ ISD 112 entre três blocos de aço SAE 1020, as camadas viscoelásticas estão submetidas à uma compressão pela aplicação de uma pré-carga estática e na condição dinâmica, estão sujeitas a cisalhamento pela aplicação de um esforço mecânico cíclico.

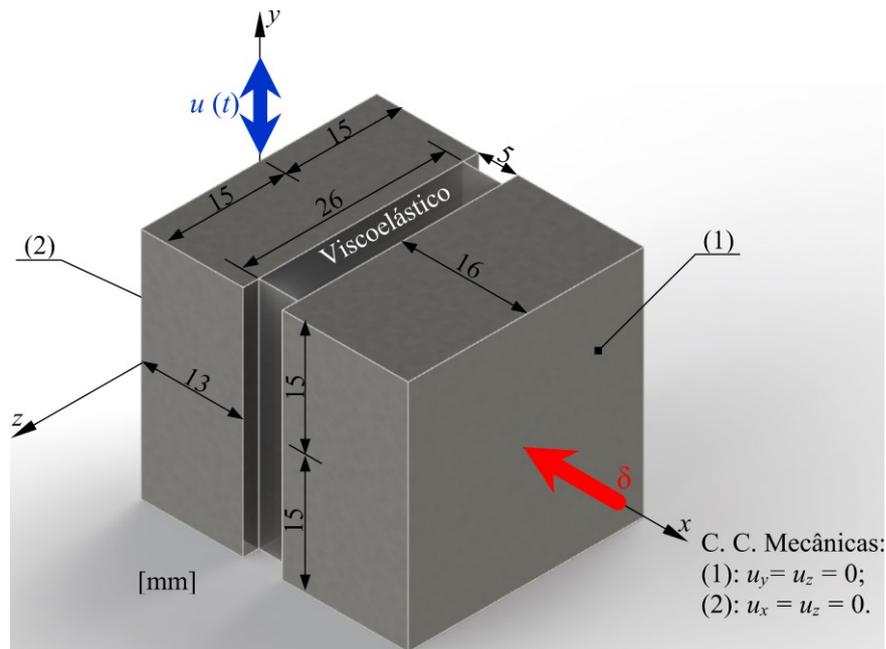


Figura 5.1 – Junta viscoelástica translacional: geometria e condições de contorno mecânicas.

A geometria da junta viscoelástica foi modelada utilizando o código comercial ANSYS™. Neste caso, para o domínio mecânico, empregou-se o elemento SOLID45 que possui oito nós e três graus de liberdade por nó representados pelos deslocamentos nas direções x , y e z . Já para o domínio térmico, foi utilizado o SOLID70 que possui também oito nós e um grau de liberdade por nó que é a temperatura. A Tabela 5.1 apresenta as propriedades térmicas utilizadas para a geração do modelo. As propriedades estáticas e dinâmicas combinadas do material viscoelástico são descritas pelo módulo de cisalhamento complexo, $G(\omega, T, \delta)$, definido pela Eq. (3.20), Capítulo 3.

Tabela 5.1 – Propriedades termofísicas da junta viscoelástica translacional.

Material	ρ [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$]	c_p [$\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$]	k [$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$]	β
ISD 112	1000	2000	0,16	0,1755
SAE 1020	7850	476	35	–

Em função da simetria da junta viscoelástica (plano de simetria (2) indicado na Fig. 5.1), apenas uma parte será considerada nas simulações para reduzir o custo computacional. Nesse sentido, como condições de contorno associadas à simetria são estabelecidos um fluxo de calor nulo e deslocamentos nodais nulos nas direções x e z sobre a superfície coincidente com a direção longitudinal de aplicação do carregamento cíclico, como visto na Fig. 5.1. Para as demais superfícies em contato com o ar circundante foi definida a condição de convecção

natural com $h = 13,016 \text{ W/m}^2\text{K}$ (RODOVALHO, 2014) e temperatura ambiente $T_\infty = 25 \text{ }^\circ\text{C}$, sendo a temperatura inicial do viscoelástico considerada como sendo uniforme.

5.1.2 *Análise da convergência do nível de discretização espacial e temporal*

Como será visto no decorrer deste capítulo e nos subsequentes, os resultados numéricos e experimentais obtidos do autoaquecimento permitem concluir que a evolução da temperatura no interior do material viscoelástico segue um padrão típico, apresentando duas fases distintas: a primeira, caracterizada por um aumento rápido da temperatura, que ocorre imediatamente após o início da aplicação da carga dinâmica, como mencionado por Brackbill et al. (1996); e a segunda, caracterizada por uma estabilização (MERLETTE, 2005) ou uma queda progressiva da temperatura, como constatado por Rittel (1999), durante a qual o sistema evolui lentamente para uma configuração de quase-equilíbrio térmico. Nesta fase, o calor trocado com o meio é compensado pela energia gerada pelo efeito da dissipação viscoelástica.

A importância relativa destas duas fases depende tanto dos mecanismos de troca de calor – condução, convecção natural, calor imposto e temperatura ambiente – quanto dos parâmetros operacionais e intrínsecos do material, cuja influência é preponderante sobre os mecanismos de dissipação viscoelástica. Além disso, como as propriedades mecânicas do material viscoelástico são altamente dependentes da temperatura, se faz necessária uma análise de convergência do modelo de EF termomecânico em termos dos números de elementos e passos de tempo.

Como o procedimento implementado neste trabalho não permite o ajuste automático do passo de tempo para o cálculo da fonte de calor e atualização das propriedades mecânicas do material viscoelástico, a utilização de um passo de tempo constante também não é adequada em função das características do perfil de aumento da temperatura do material. O uso de um passo de tempo pequeno para a primeira fase viabiliza a atualização frequente das matrizes de rigidez viscoelástica e de amortecimento equivalente garantindo alta precisão. Entretanto, tem-se um alto custo computacional associado, além de não ser adequado à segunda fase, de acréscimos da temperatura a baixas taxas de geração de calor. Adicionalmente, embora a utilização de um passo de tempo maior reduza o custo computacional, isto pode afetar diretamente a precisão da solução obtida para a primeira fase do autoaquecimento.

Neste trabalho, este problema é resolvido utilizando uma escala logarítmica para definir os incrementos de tempo. Assim, escolhido o número de passos de tempo através da função *logspace* do MATLAB™ é gerado um vetor de, n_s , pontos logaritmicamente espaçados entre

os instantes inicial, t_{ic} , e final, t_{fc} , de aplicação da carga dinâmica. Dessa forma, o parâmetro, n_s , pode ser ajustado a um valor para o qual o aumento do número de pontos não resulta em uma diferença significativa entre os perfis de temperatura na fase de carregamento. Na fase de resfriamento posterior à retirada da carga cíclica, como uma análise térmica transiente pode ser realizada, o sistema de equações é integrado utilizando 100 passos de tempo linearmente espaçados, sendo adequado para obtenção da convergência do modelo nesta fase do cálculo.

De forma análoga, a convergência da malha de EF é avaliada em termos do número de elementos finitos, n_x , ao longo da espessura da camada viscoelástica orientada em relação ao eixo, x . Visando o equilíbrio entre custo computacional e predição do modelo, para a malha do domínio das componentes metálicas foram estabelecidos 12 e 14 elementos tridimensionais, respectivamente, para as direções y e z . Na Figura 5.3 é mostrada a evolução da temperatura para o ponto C no interior da camada viscoelástica da Fig. 5.1, cujas coordenadas são especificadas na Tab. 5.2 e o posicionamento ilustrado na Fig. 5.2. Neste caso, foi aplicado um carregamento cíclico da forma, $u(t) = u_0 \text{sen}(2\pi f_0 t)$, $u_0 = 3,5$ mm (totalizando 7,0 mm pico a pico) e $f_0 = 17$ Hz durante 3396 s, sobreposto a uma pré-carga, $\delta = 250$ N para 3 diferentes malhas, a saber: $n_x = 5, 10$ e 15 .

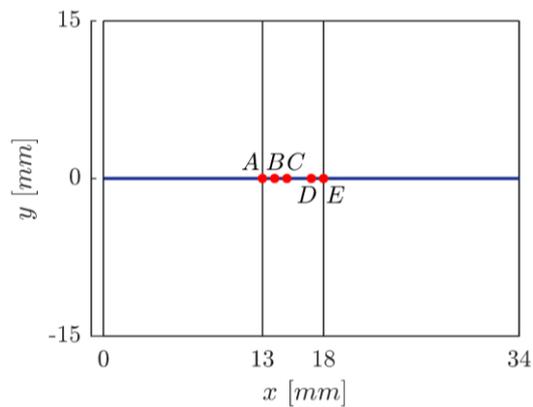


Figura 5.2 – Localização no plano xy dos pontos de observação dos valores do campo de temperatura.

Tabela 5.2 – Pontos escolhidos para a obtenção dos perfis numéricos de temperatura.

Ponto	A	B	C	D	E
x [mm]	13	14	15	17	18
y [mm]	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
z [mm]	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0

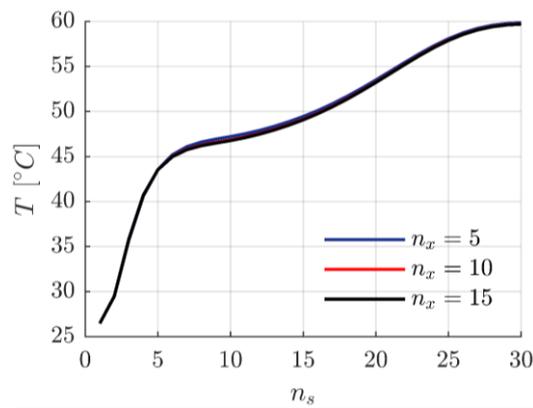


Figura 5.3 – Evolução da temperatura no ponto *C* da camada viscoelástica na fase de carregamento considerando $n_s = 30$ para a integração temporal.

De acordo com os valores da Tab. 5.3, extraídos das curvas da Fig. 5.3 considerando a condição operacional mais crítica, pode-se observar um aumento da temperatura de 33,251 °C. Embora o tempo de carregamento para as condições operacionais e ambientais especificadas não tenham sido suficientes para se chegar a uma completa estabilização das temperaturas, as fases 1 e 2 estão presentes. Além disso, a comparação das curvas de temperatura mostra que o refino da malha não tem influência significativa sobre as fases de carregamento e resfriamento, uma vez que as respostas obtidas com $n_x = 10$ e 15 apresentam um desvio de 0,01°C entre as temperaturas máximas. Entretanto, como a número de elementos para $n_x = 15$ leva a um custo computacional elevado sem muito ganho em qualidade de predição, pode-se considerar que o grau de refino da malha com $n_x = 10$ é suficiente neste caso.

Tabela 5.3 – Valores máximos de temperatura no ponto *C* em $t = 3396$ s para diferentes malhas espaciais.

Malha	$n_x = 5$	$n_x = 10$	$n_x = 15$
$T_{t=3396\text{ s}}$ [°C]	59,86	59,72	59,71

Na Figura 5.4(b) são mostradas as curvas de temperatura para $n_s = 30, 40, 50, 60, 70$ e 80. Os perfis obtidos mostram que a discretização temporal não tem influência significativa sobre a primeira fase do autoaquecimento. No entanto, para a segunda fase é observada uma tendência de superestimação dos valores de temperatura para baixos valores de n_s , seguida de uma aparente estabilização nos valores de desvios se mantendo constante e igual à 0,01 °C para $n_s = 60, 70$ e 80 (ver Tab. 5.4). A utilização de $n_s = 70$ ou 80 seria interessante, porém, o custo computacional associado é maior para que se tenha um ganho de 0,01 °C em qualidade de

solução. Nesse sentido, visando o equilíbrio entre custo e predição, será adotado $n_s = 60$, Fig. 5.4(a), para a obtenção da convergência da discretização temporal.

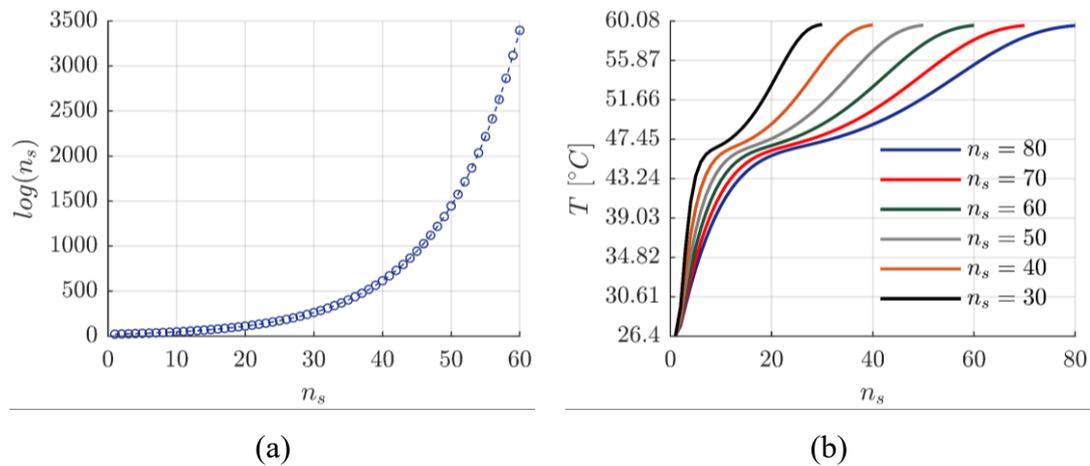


Figura 5.4 – (a) Tempo de integração em escala logarítmica e (b) evolução da temperatura no ponto C para diferentes n_s pontos na fase de carregamento.

Tabela 5.4 – Valores máximos de temperatura no ponto C em $t = 3396$ s para os passos de tempo.

n_s	30	40	50	60	70	80
$T_{t=3396\text{ s}} [^{\circ}\text{C}]$	59,73	59,68	59,66	59,63	59,62	59,61

5. 2 Influência dos parâmetros térmicos e da temperatura no modelo termomecânico

Embora assumidos como constantes, em um primeiro momento, os parâmetros térmicos dos materiais viscoelásticos são fortemente dependentes da temperatura (TADMOR, GOGOS, 2006). Nesse sentido, a evolução da temperatura na junta viscoelástica é avaliada levando-se conta diferentes valores de densidade, calor específico e condutividade térmica para verificar a hipótese de se manter tais parâmetros constantes em relação à temperatura. Na Figura 5.5 são mostradas as curvas de temperatura para diferentes valores de densidade do material viscoelástico.

Os resultados para a condição operacional da Seção 5.2.1 evidenciam uma redução nos valores de temperatura na fase de carregamento e, conseqüente resfriamento, embora esta não seja mostrada, com o aumento dos valores da densidade do material. Entretanto, essas variações não são significativas, permanecendo inferiores a 1 °C se considerados os valores de densidade.

Portanto, até a condição operacional considerada e faixa de temperatura atingida, a hipótese de densidade constante para o material é válida (RITTEL, RABIN, 2000).

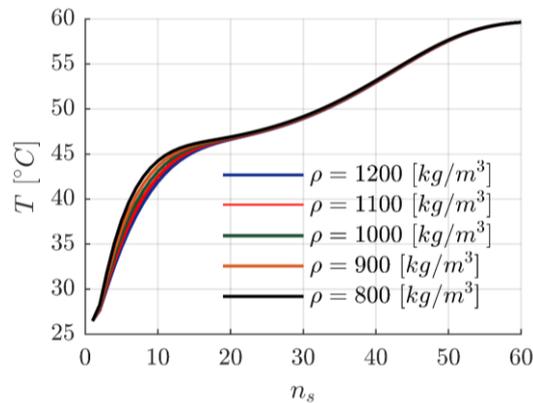


Figura 5.5 – Evolução da temperatura no ponto C na fase de carregamento para diferentes valores de densidade, ρ .

Para o calor específico, a Fig. 5.6 mostra um comportamento similar ao observado para as variações de densidade, marcado pelo aumento dos valores de temperatura na fase de carregamento com o aumento dos valores de c_p . Embora as variações não sejam significativas, o comportamento da evolução da temperatura em ambas as fases era esperado, uma vez que o aumento do calor específico do material tende a limitar o ganho em temperatura. Nesse sentido, a utilização de c_p variável e como função da temperatura também não se justifica para a faixa de aumento obtida combinando cargas cíclicas e estáticas. Além disso, conforme Tadmor e Gogos (2006), para materiais viscoelásticos lineares, variações significativas de c_p que venham a ter influência direta sobre o autoaquecimento têm sido observadas em intervalos notadamente mais amplos de temperatura (RITTEL, 2000) superiores aos de interesse deste trabalho, $349 \text{ K} \leq T \leq 497 \text{ K}$.

A Figura 5.7 mostra uma influência bastante significativa na fase de carregamento da condutividade térmica. Na primeira fase do autoaquecimento, é observada uma redução quase instantânea de aproximadamente $3,88 \text{ °C}$ com o aumento de k , que é refletida na segunda fase, conduzindo a uma temperatura de estabilização $2,46 \text{ °C}$ menor que em relação à curva obtida com $k = 0,12 \text{ W/m}\cdot\text{K}$. Além disso, como em geral a condução de energia térmica tende a aumentar com o aumento da temperatura, a influência observada pode ser ainda mais significativa se for levado em conta variações de k sob um mesmo perfil de temperatura. Isto, no entanto, não é possível pela necessidade de uma curva da variação de k com a temperatura.

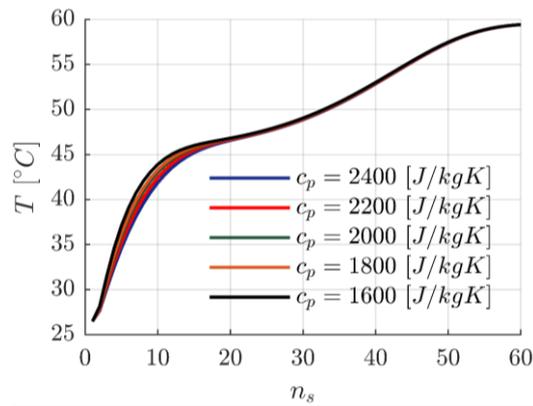


Figura 5.6 – Evolução da temperatura no ponto *C* na fase de carregamento para diferentes valores de calor específico, c_p .

Portanto, na impossibilidade da utilização de informações mais abrangentes acerca de k com a temperatura, nas simulações serão consideradas pelo menos pequenas variações em torno do valor médio $k = 0,16 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ usado. Além disso, a densidade e o calor específico serão considerados como constantes em relação à temperatura em todas as análises posteriores, mantendo os valores já definidos na Tab. 5.1.

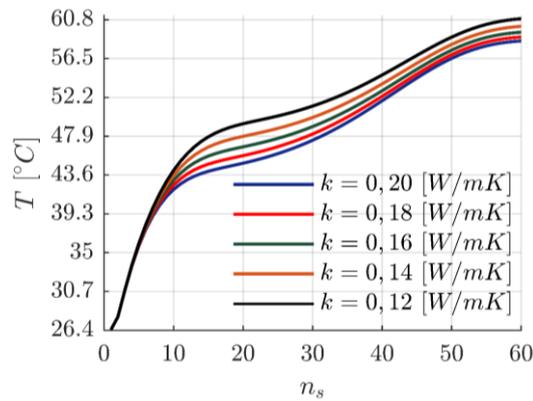


Figura 5.7 – Evolução da temperatura no ponto *C* na fase de carregamento para diferentes valores de k .

Por fim, as curvas de temperatura mostradas na Fig. 5.8 evidenciam a influência da temperatura ambiente sobre o modelo termomecânico, onde variações significativas já são observadas para flutuações de $\pm 1,5 \text{ }^\circ\text{C}$ e $\pm 3 \text{ }^\circ\text{C}$ em torno de $T_\infty = 25 \text{ }^\circ\text{C}$. Essa forte influência se deve diretamente à correlação entre a temperatura ambiente e a capacidade de dissipar calor gerado na camada viscoelástica para o meio externo. Nesse sentido, para baixos valores de T_∞ um resfriamento mais efetivo e, conseqüentemente, valores menores de temperatura para os

perfis do autoaquecimento é esperado. Entretanto, essa tendência não é verificada para a primeira fase do autoaquecimento, caracterizada por altas taxas de geração de calor. Nesta fase, como o calor é rapidamente gerado, não há tempo suficiente para que os fenômenos de transferência e condução atuem no aumento ou diminuição das temperaturas, sendo visível para a segunda fase, para a qual a geração de calor ocorre com valores significativamente menores em relação aos da primeira fase do autoaquecimento.

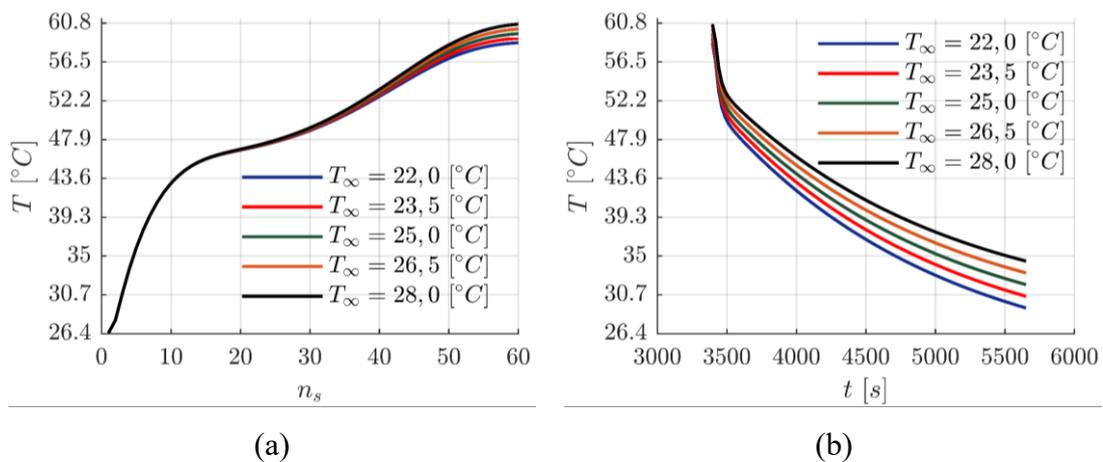


Figura 5.8 – Evolução da temperatura para diferentes valores de temperatura ambiente, T_∞ , para as fases (a) de carregamento e (b) de descarregamento em função do número de ciclos e do tempo, respectivamente.

5.3 Fenômeno de equilíbrio térmico – avaliação da influência dos parâmetros operacionais

Como dito anteriormente, o equilíbrio térmico é caracterizado por evoluções com aumentos pequenos das temperaturas e reversibilidade em termos das propriedades mecânicas do viscoelástico (LESIEUTRE, GOVINDSWAMY, 1996), sendo essa característica estritamente relacionada aos parâmetros operacionais. Nesse sentido, a influência da frequência, f_0 , e da amplitude, u_0 , do carregamento mecânico cíclico e da pré-carga estática, δ , é avaliada nesta fase levando-se em conta que a análise do problema termoviscoelástico se dá em termos da evolução da temperatura nos pontos A , B , C , D e E , indicados na Tab. 5.2, cuja disposição espacial visa mostrar a não uniformidade da distribuição do campo de temperaturas.

5.3.1 Influência da amplitude do carregamento dinâmico

A primeira fase de autoaquecimento é caracterizada pela aplicação de um deslocamento cíclico (Seção 5.2.1), $u(t) = u_0 \sin(2\pi f_0 t)$, durante 3396 s, e a segunda fase é definida pela retirada do carregamento, ocorrendo o resfriamento do material sob o efeito da convecção natural. Neste caso, é feita uma análise térmica para 100 passos de tempo para a integração numérica ao longo de 2256 s, totalizando 5652 s. A Figura 5.9 mostra as evoluções das temperaturas com o tempo dos pontos A , B , C , D e E para quatro diferentes valores de amplitude, u_0 , para $f_0 = 10$ Hz e $\delta = 0$ N.

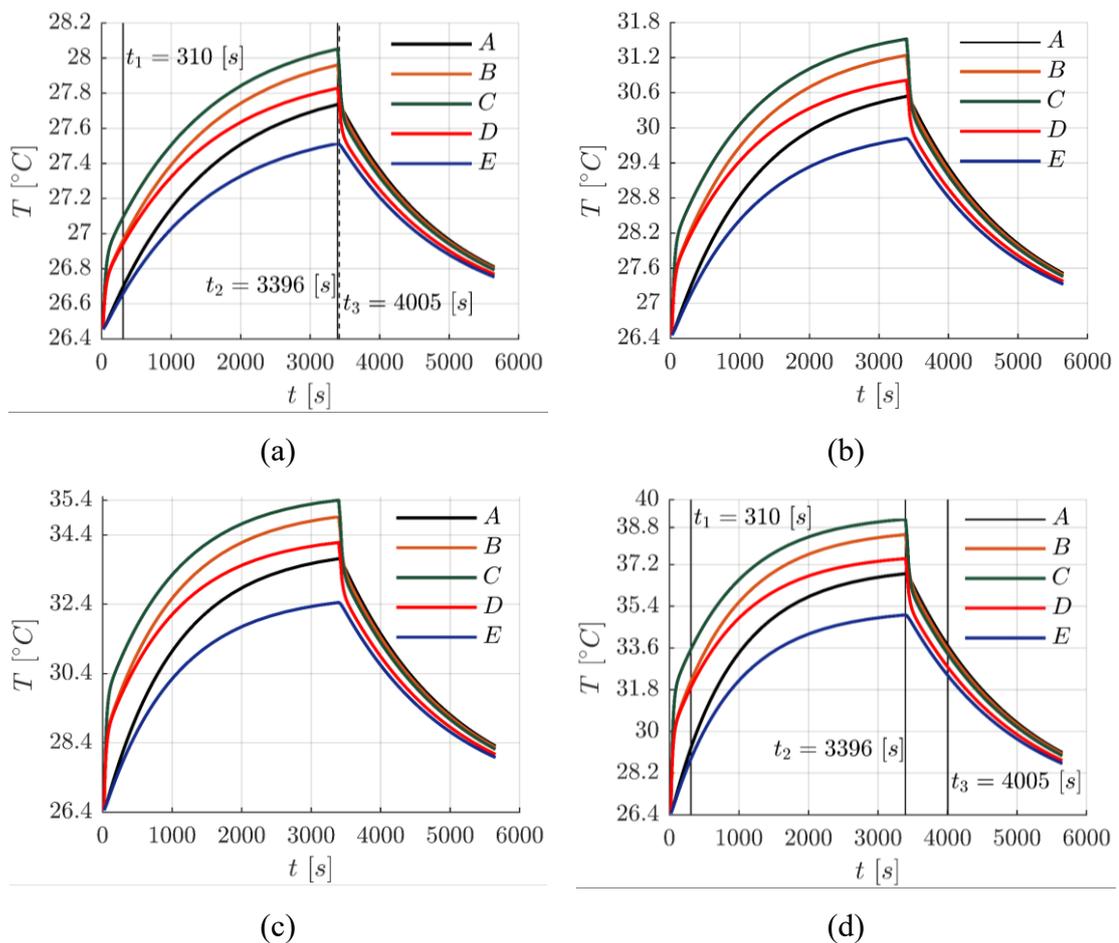


Figura 5.9 – Evolução da temperatura para os pontos A , B , C , D e E : (a) $u_0 = 0,5$ mm; (b) $u_0 = 1,0$ mm, (c) $u_0 = 1,5$ mm e (d) $u_0 = 2,0$ mm.

Nota-se claramente que a amplitude da força tem uma grande influência no autoaquecimento. Como a fonte de calor é proporcional ao quadrado das amplitudes das deformações, conforme a Eq. (4.31), a geração de calor pela dissipação viscoelástica aumenta

com a amplitude do carregamento dinâmico. Além disso, o aumento das deformações pode afetar a relaxação e a recuperação da cadeia polimérica pós-deformação, uma vez que a quantidade de energia que é armazenada microestruturalmente e dissipada em forma de calor, aumenta. Portanto, é de se esperar que o acréscimo de temperatura resultante do aumento da amplitude da carga dinâmica leve a uma perda da capacidade de amortecimento do dispositivo amortecedor viscoelástico.

Outro aspecto importante a ser notado é que a evolução da temperatura, dependente do tempo, não é uniforme, sendo diferente para pontos distintos no interior do volume do material de acordo com a não homogeneidade da transferência de calor.

A Figura 5.10 mostra as distribuições dos campos de temperatura da junta viscoelástica para os três instantes de tempo indicados na Fig. 5.9, para com $u_0 = 0,5$ mm e $u_0 = 2,0$ mm. Em $t_1 = 310$ s, percebe-se o paralelismo das isotermas às interfaces entre o núcleo viscoelástico e as chapas de aço. Além disso, o gradiente de temperatura é orientado em direção ao centro da camada viscoelástica, submetida às maiores deformações, concentrando as zonas de alta temperatura, como pode ser visto na Fig. 5.11. Nesta fase, a transferência de calor nas chapas de aço é limitada, associando-se aos valores menores do gradiente de temperatura o efeito da convecção natural para as regiões mais próximas às áreas de contato da camada viscoelástica com o meio externo.

A comparação das isotermas para ambos os cenários entre os instantes t_1 e $t_2 = 3396$ s, mostra que a dissipação viscoelástica causada pelo efeito do carregamento não resultou apenas no aumento dos valores da temperatura da estrutura, mas também na translação da zona de alta temperatura em direção ao bloco de aço, centro do dispositivo, consistentemente com a orientação do gradiente de temperatura mostrado na Fig. 5.12. Isto pode ser interpretado em termos dos fenômenos de transferência e condução de calor e do resfriamento devido à convecção natural sob os blocos metálicos periféricos, conduzindo ao acúmulo de calor gerado no centro do dispositivo. Isto justifica o aumento da temperatura no bloco de aço central. Além disso, pode-se observar que mesmo após quase uma hora de aplicação da carga, a temperatura da camada viscoelástica não apresenta tendência à estabilização, podendo ser explicado pela baixa condutividade térmica do mesmo.

A Figura 5.13 mostra as energias dissipada e armazenada pelo material viscoelástico em função do tempo e a Fig. 5.14 apresenta a evolução do módulo de armazenamento e do fator de perda com o aumento da amplitude, u_0 , considerando apenas a fase de carregamento. Além disso, os ciclos de histerese são mostrados na Fig. 5.15, sendo que cada curva de histerese é

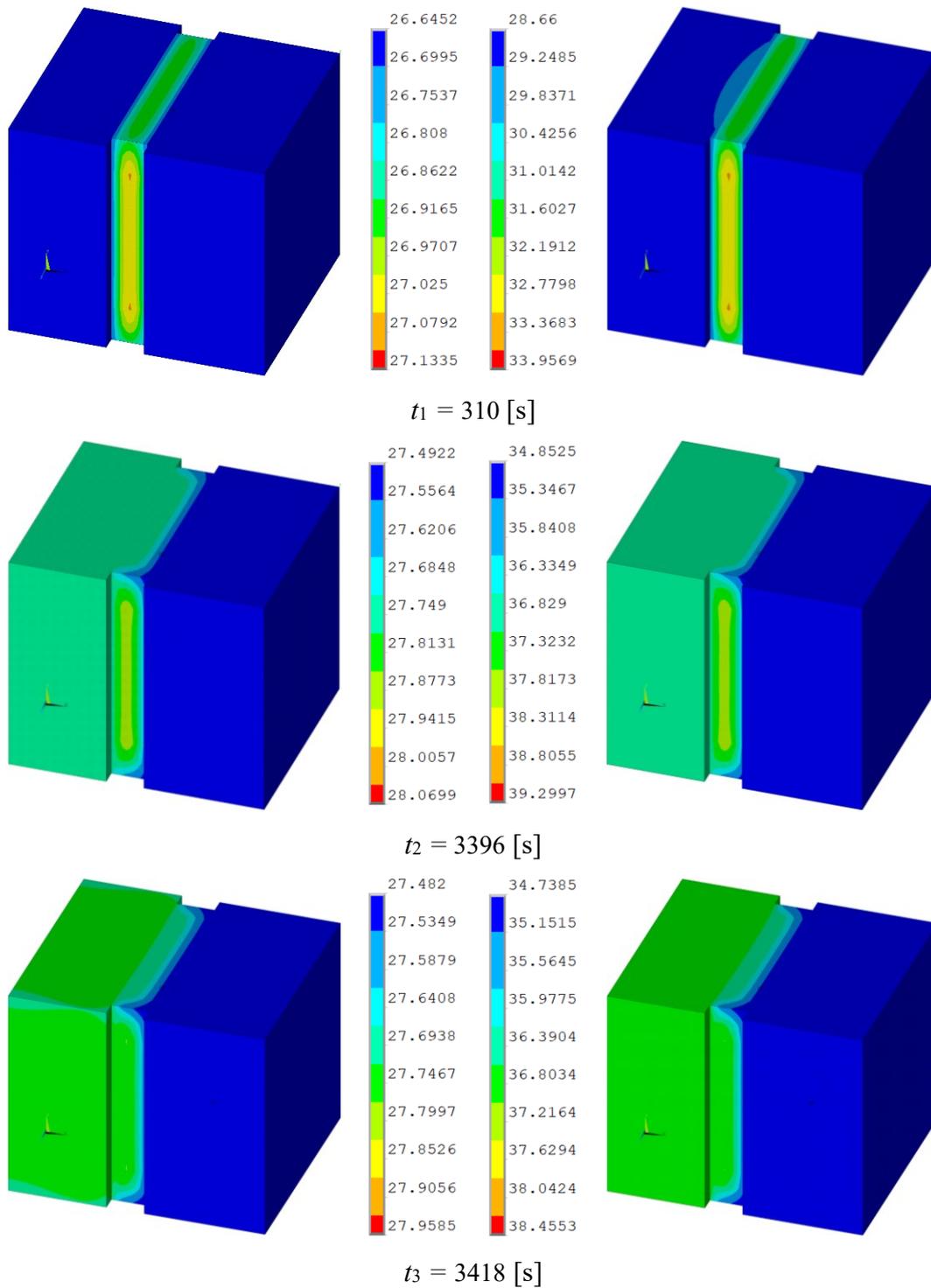
(a) $u_0 = 0,5$ [mm](b) $u_0 = 2,0$ [mm]

Figura 5.10 – Distribuições de temperatura ($^{\circ}\text{C}$) para (a) $u_0 = 0,5$ mm e (b) $u_0 = 2,0$ mm.

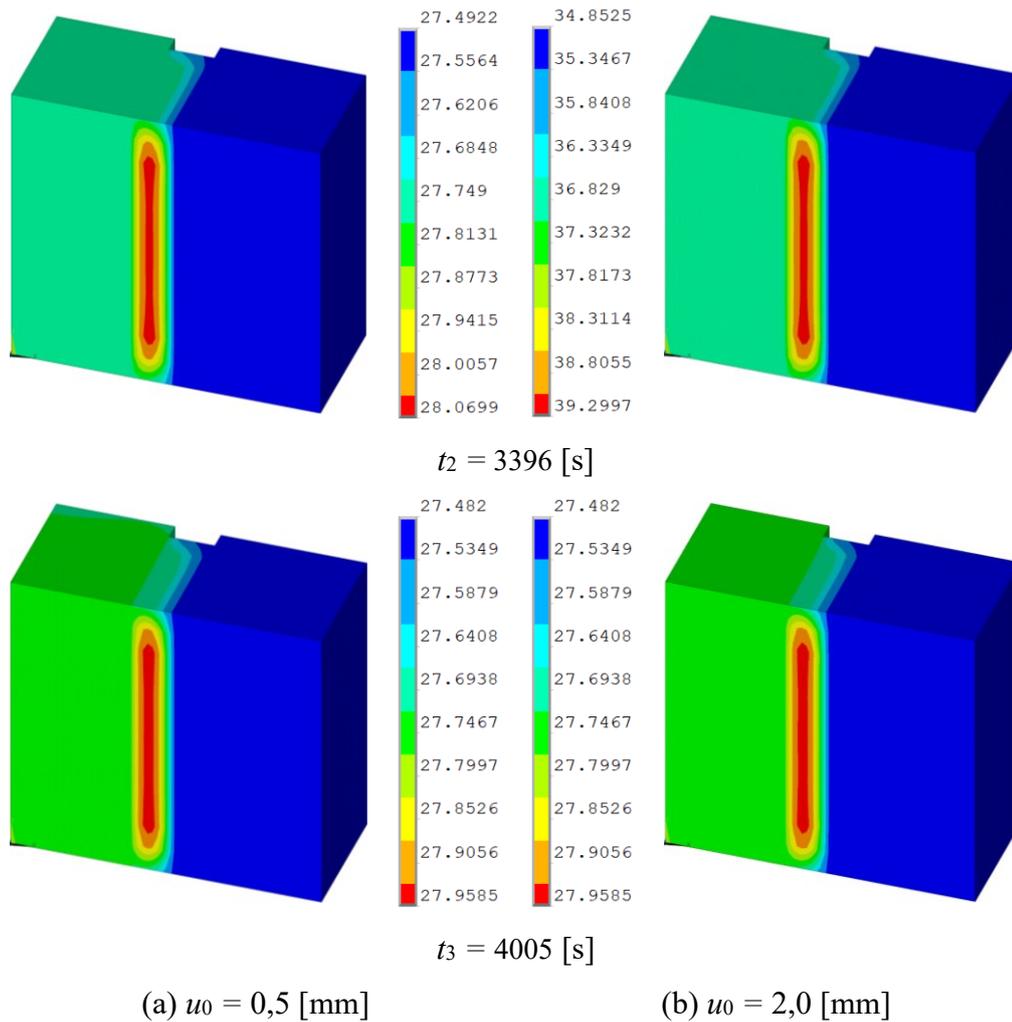


Figura 5.11 – Seções transversais das distribuições de temperatura ($^{\circ}\text{C}$) para (a) $u_0 = 0,5 \text{ mm}$ e (b) $u_0 = 2,0 \text{ mm}$.

obtida para valores de deformação e propriedades mecânicas resultantes da convergência da análise estrutural para um conjunto de 60 ciclos de vibração.

Da Figura 5.13, fica evidente o aumento da quantidade de energia dissipada e armazenada pelo material viscoelástico com o aumento de u_0 . Em termos da evolução temporal, nota-se uma redução nos valores de ambas as energias com o aumento da temperatura, consistentemente com as reduções do módulo de armazenamento e do fator de perda observadas entre os instantes inicial e final de aplicação da carga dinâmica e, com o aumento de u_0 , como mostrado na Fig. 5.14. Esse comportamento evidencia a dependência significativa das propriedades mecânicas do material viscoelástico com as amplitudes das deformações dinâmicas.

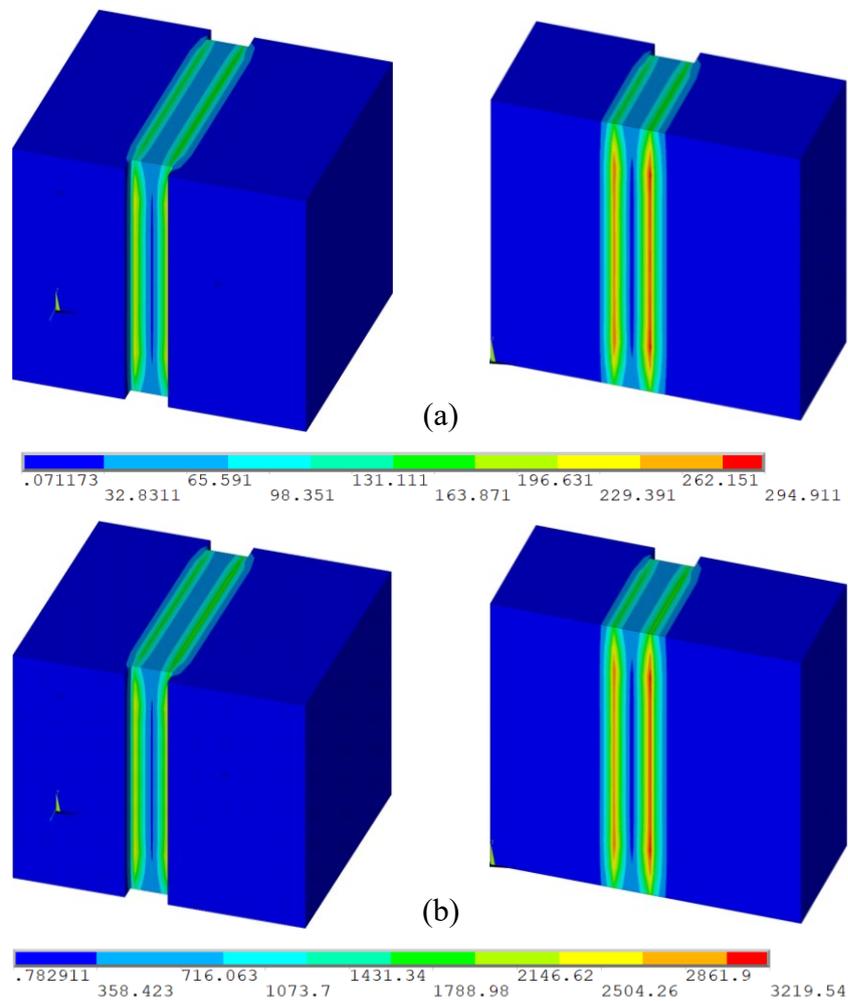


Figura 5.12 – Gradientes de temperatura ($^{\circ}\text{C}/\text{m}$) em $t = 310$ s: (a) $u_0 = 0,5$ mm; (b) $u_0 = 2,0$ mm.

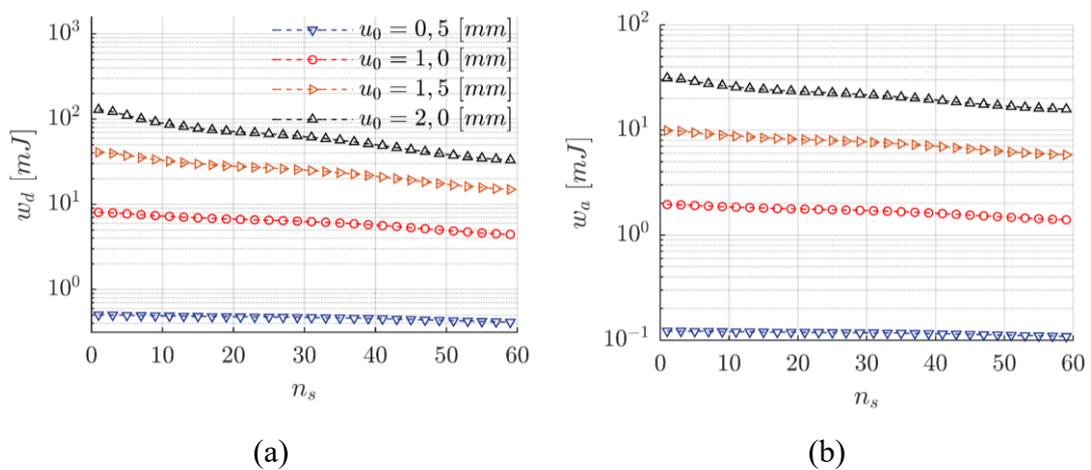


Figura 5.13 – Evolução das quantidades de energia (a) dissipada e (b) armazenada pelo material viscoelástico por conjunto de ciclos.

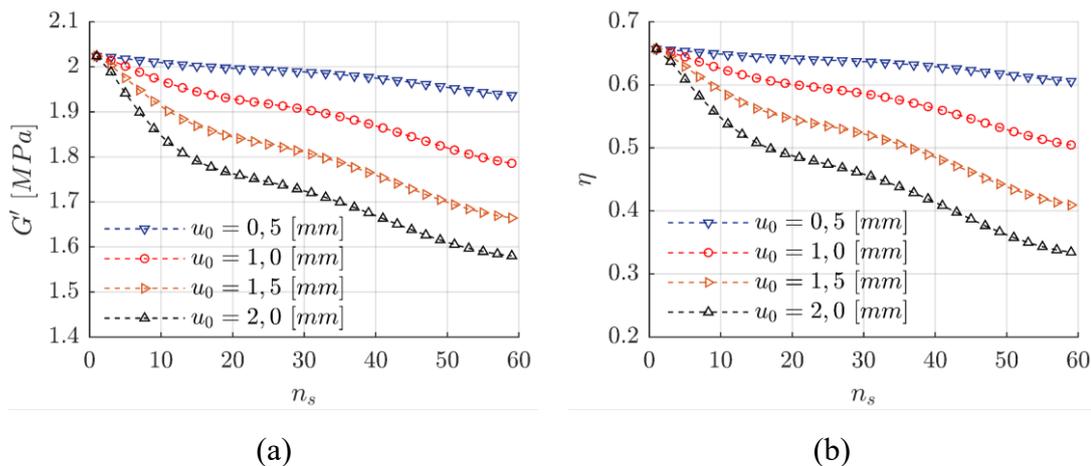


Figura 5.14 – Evolução (a) do Módulo de armazenamento e (b) do fator de perda com o número de ciclos.

Para ambos os cenários de teste da Fig. 5.15, nota-se claramente que a energia dissipada por ciclo de vibração aumenta com o aumento da amplitude do carregamento dinâmico. As pequenas variações de inclinação das curvas de histerese para a condição $u_0 = 0,5$ mm indicam a estabilidade da resposta do dispositivo (LESIEUTRE, GOVINDSWAMY, 1996), a qual é assegurada pela pequena variabilidade dos valores dos módulos de armazenamento e do fator de perda, como vistos na Fig. 5.15. Além disso, as trajetórias das curvas de histerese convergem à uma curva central, mostrando que há uma tendência de convergência da energia dissipada por ciclo de vibração para um valor constante.

Já as Figuras 5.15(b), (c) e (d) mostram variações significativas na inclinação e em termos das áreas das curvas de histerese com o aumento da amplitude da força. Essas alterações indicam que a estabilidade da resposta do dispositivo é afetada pelo carregamento dinâmico, principalmente para baixas temperaturas e alta dissipação de energia. No entanto, como visto para o primeiro cenário de teste, para a segunda fase do autoaquecimento, as curvas de histerese tendem à uma curva central, em coerência com a estabilização da quantidade de energia dissipada e armazenada no volume do material e das propriedades mecânicas.

5.3.2 Influência da frequência de excitação

A frequência da excitação pode influenciar o autoaquecimento através de dois efeitos:

(1) Efeito indireto – ocorre quando o sistema está sujeito a uma força cuja frequência é

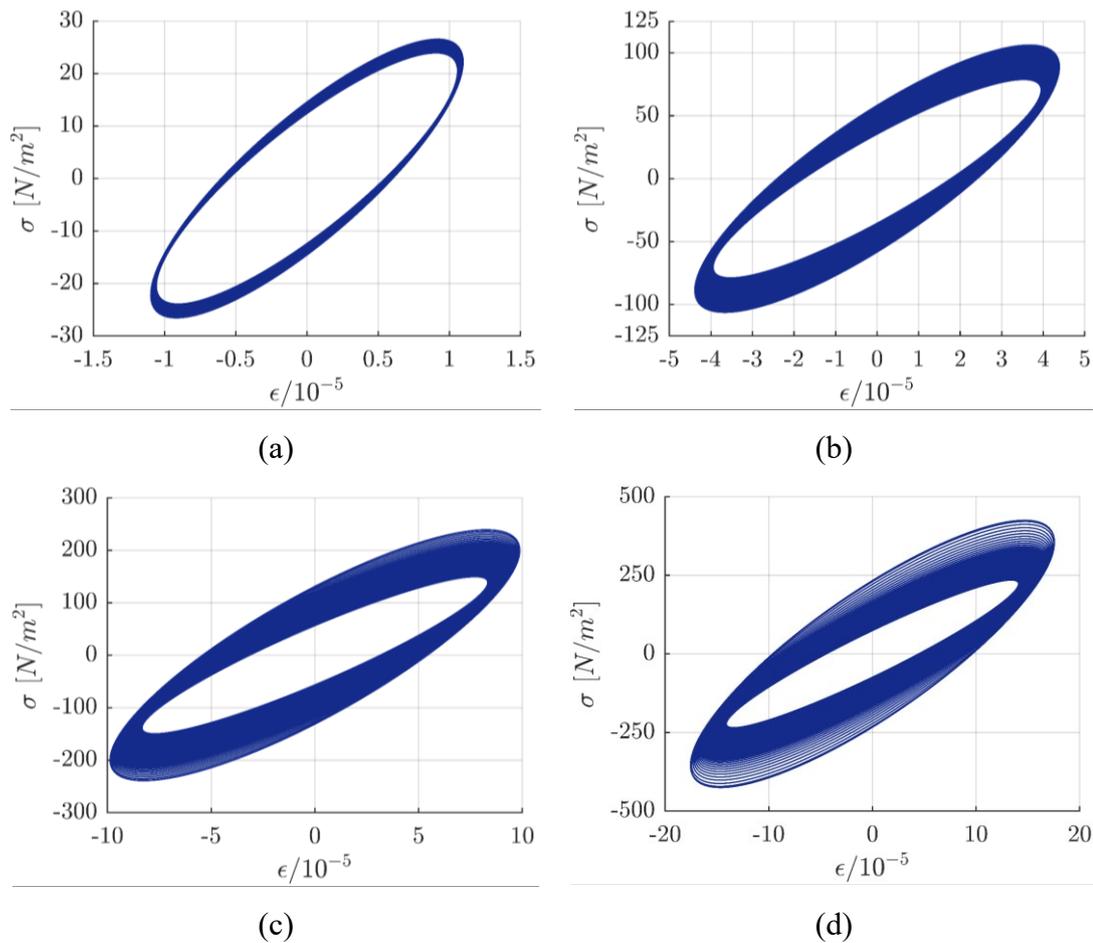


Figura 5.15 – Ciclos de histerese para (a) $u_0 = 0,5$ mm, (b) $u_0 = 1,0$ mm, (c) $u_0 = 1,5$ mm e (d) $u_0 = 2,0$ mm.

próxima ou coincidente à frequência natural do sistema viscoelástico, levando a uma amplificação da resposta e, conseqüentemente, da fonte de energia, potencializando o autoaquecimento;

- (2) Efeito direto – consiste no aumento da temperatura proporcionalmente à frequência, uma vez que o parâmetro $\omega = 2\pi f_0$ aparece como coeficiente multiplicador da fonte de calor definida na Eq. (4.53).

Assim, para avaliar a influência da frequência da excitação dinâmica sobre a evolução da temperatura do material viscoelástico na condição de equilíbrio térmico, o comportamento termomecânico foi simulado para $u_0 = 1,0$ mm e quatro valores de frequência, a saber: $f_0 = 5$ Hz, 10 Hz, 14 Hz e 17 Hz, considerando, $\delta = 0$ N, cujos perfis resultantes caracterizados em termos do ponto B (ver Tab. 5.2) são mostrados na Fig. 5.16.

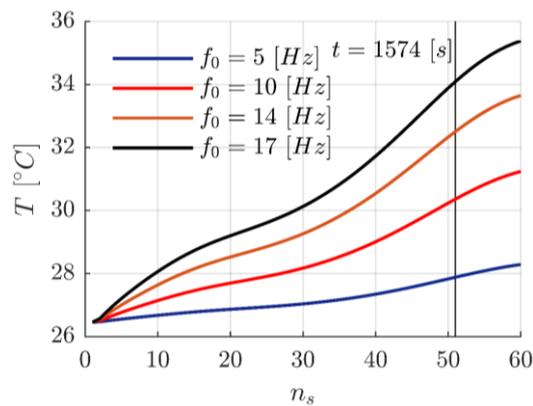


Figura 5.16 – Evolução da temperatura no ponto D para diferentes frequências de excitação.

A Figura 5.17 mostra a influência do autoaquecimento nas propriedades mecânicas do viscoelástico. Nota-se grandes perdas em termos de rigidez e capacidade de amortecimento da junta viscoelástica, principalmente para as frequências de 14 e 17 Hz. Além disso, embora seja observado um aumento significativo dos valores do campo de temperatura de um cenário para outro com significativa degradação das propriedades mecânicas em frequências mais altas, as isotermas apresentadas na Fig. 5.18 para $t = 1574$ s não evidenciam alterações significativas da distribuição do campo de temperaturas com o aumento de f_0 , permanecendo a zona de alta temperatura localizada no centro da camada viscoelástica.

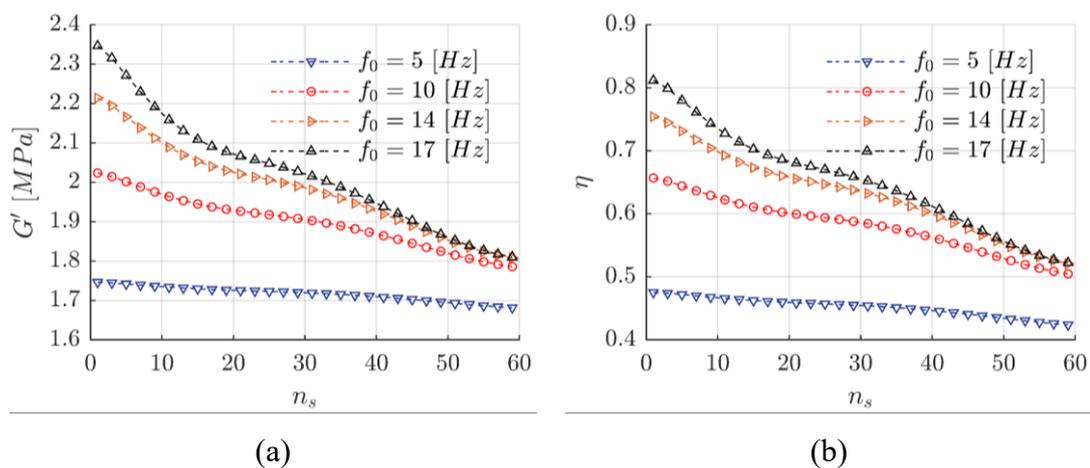


Figura 5.17 – Evolução (a) do módulo de armazenamento e (b) fator de perda.

5.3.3 Influência da pré-carga estática

Para avaliar a influência da pré-carga estática sobre a condição de equilíbrio térmico, foram considerados os seguintes níveis de pré-cargas: $\delta = 0$ N, $\delta = 100$ N, $\delta = 200$ N e $\delta = 250$ N.

N, para $u_0 = 1,0$ mm e $u_0 = 10$ Hz. Os resultados em termos dos perfis de temperatura no ponto C, região de máximas temperaturas, são mostrados na Fig. 5.19, e a Fig. 5.20 permite comparar a distribuição de temperatura entre os cenários de teste para um mesmo instante de tempo.

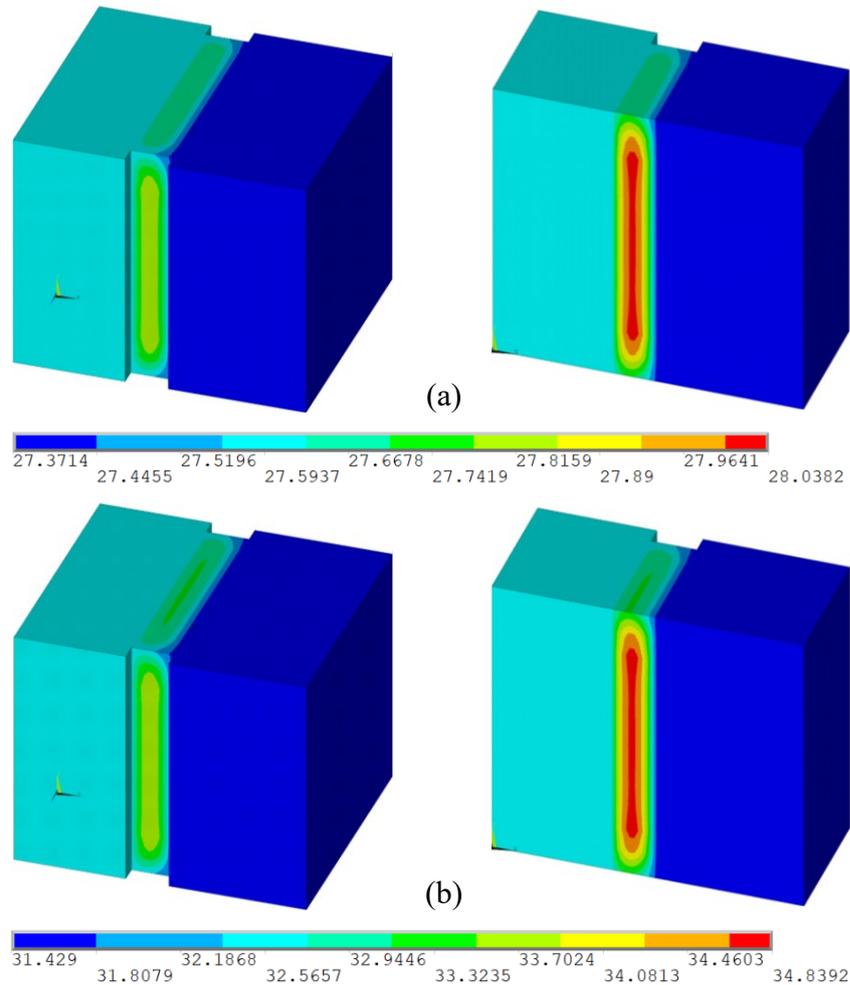


Figura 5.18 – Distribuição de temperatura (°C) em $t = 1574$ s para (a) $f_0 = 5$ Hz e (b) $f_0 = 17$ Hz.

Nota-se claramente que o autoaquecimento é potencializado pela aplicação da pré-carga estática, sendo mais pronunciada na segunda fase. Tais aumentos de temperatura podem conduzir a perdas significativas na capacidade de amortecimento do dispositivo viscoelástico, uma vez que o aumento da pré-carga estática leva a reduções do fator de perda e aumentos do módulo de armazenamento (NASHIF et al., 1985).

A comparação dos contornos de temperatura para os cenários $\delta = 0$ N e $\delta = 250$ N mostra que a dissipação viscoelástica causada pela ação do carregamento dinâmico combinado com a pré-carga estática não resultou apenas no aumento dos valores do campo de temperatura, mas também em alterações na distribuição da mesma. O paralelismo das isotermas às interfaces

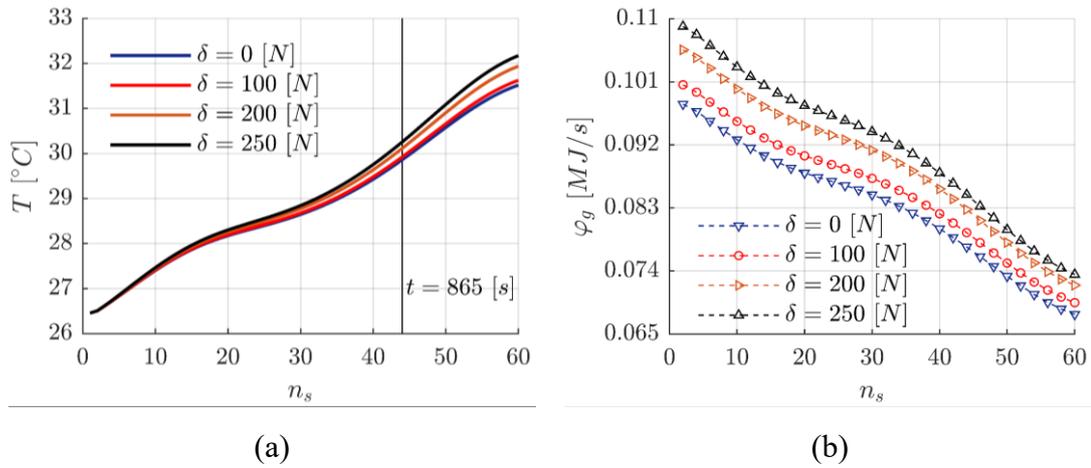


Figura 5.19 – (a) Evoluções da temperatura no ponto C e (b) da geração de calor para os quatro níveis de pré-carga estática.

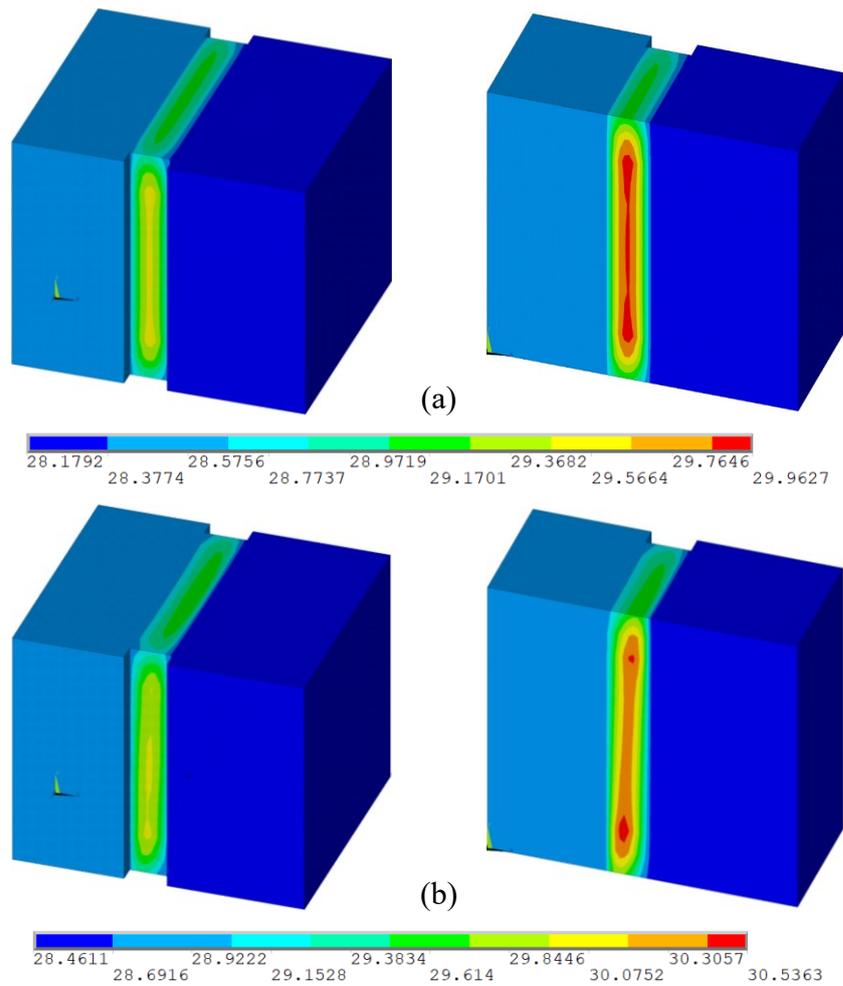


Figura 5.20 – Isotermas caracterizadas em $t = 865$ s para (a) $\delta = 0$ N e (b) $\delta = 250$ N.

entre as camadas viscoelástica e metálicas visto na Fig. 5.20(a) não é observado em 5.20(b)

para a região concentrando as maiores temperaturas. Nota-se pequenas alterações na inclinação nos contornos do campo de temperatura e modificações significativas na região de concentração das altas temperaturas, o que está consistente com o gradiente de temperatura mostrado na Fig. 5.21.

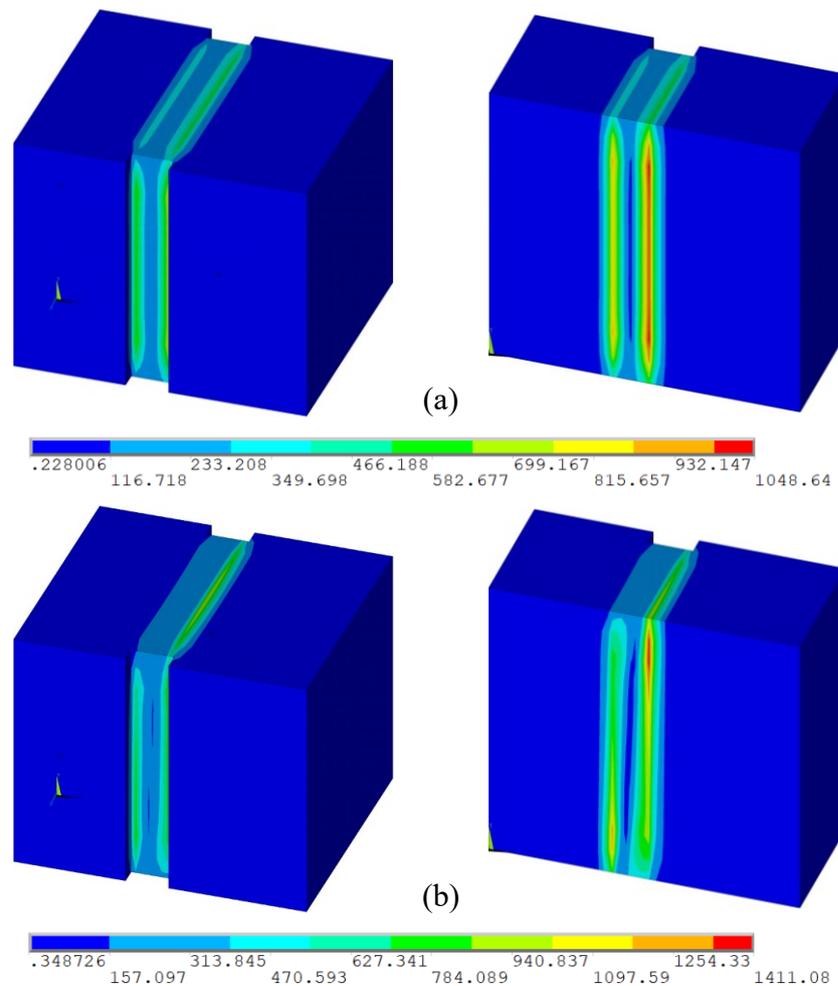


Figura 5.21 – Gradientes de temperatura ($^{\circ}\text{C}/\text{m}$) em $t = 865$ s para (a) $\delta = 0$ N e (b) $\delta = 250$ N.

Embora pequenas quantidades de energia sejam dissipadas e armazenadas pelo material viscoelástico para ambos os cenários devido à baixa amplitude do carregamento dinâmico, como mostrado na Fig. 5.22, observa-se que a pré-carga estática tem grande influência no efeito dissipativo do viscoelástico. O aumento da pré-carga conduz a um aumento da quantidade de energia que é dissipada durante toda a fase de carregamento e, conseqüentemente, da parte complementar, armazenada microestruturalmente, apresentando para ambos a convergência a um valor estacionário coerentemente com a entrada do material viscoelástico na condição de quase-equilíbrio térmico.

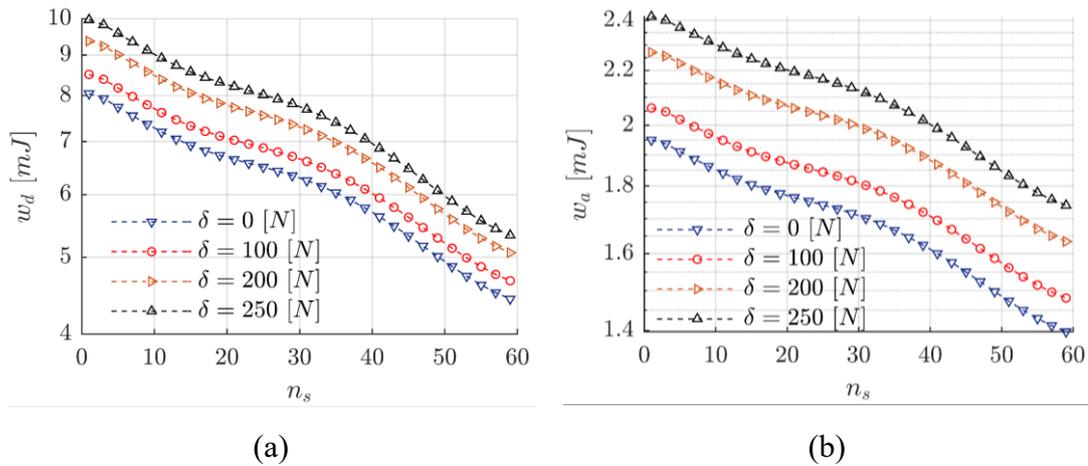


Figura 5.22 – Evolução da energia dissipada (a) e armazenada (b) pelo material viscoelástico.

A Figura 5.23 mostra as curvas de histerese para as diferentes pré-cargas e todos os 60 conjuntos de ciclos. Fica evidente a tendência observada nos resultados da Fig. 5.22, sendo constatado para $\delta = 0$ N, variações de inclinação e forma das curvas. Isto indica um processo de deformação com variações de estabilidade devido à variação das propriedades mecânicas do viscoelástico com o autoaquecimento, entre os instantes inicial e final de ciclagem.

5.4 Fenômeno da fuga térmica

Embora as condições térmicas tenham influência significativa sobre o acúmulo de calor na junta viscoelástica e, conseqüentemente, no fenômeno do autoaquecimento, a ocorrência da fuga térmica está mais ligada às condições operacionais, conforme Hausmann e Gergely (1992), Lesieutre e Govindswamy (1996) e Rodovalho et al. (2016). Além disso, segundo Braeck et al. (2009), a fase de fuga térmica é indicativa de um processo de deformação instável que depende da tensão cisalhante inicial, τ_0 , aplicada ao material viscoelástico. Para simular a ocorrência da fuga térmica no dispositivo da Fig. 5.1, a amplitude, u_0 , é definida com base no aumento da temperatura verificado em Rodovalho et al. (2016), e na estimativa de uma tensão crítica, τ_c , para a qual a fuga térmica ocorre (BRAECK e PODLADCHIKOV, 2007). Neste sentido, a tensão crítica necessária para a ocorrência da fuga térmica pode ser estimada como segue:

$$\tau_c = \sqrt{2\Delta_p \frac{G_0 C_p R}{E_a}} T_0 \quad (5.1)$$

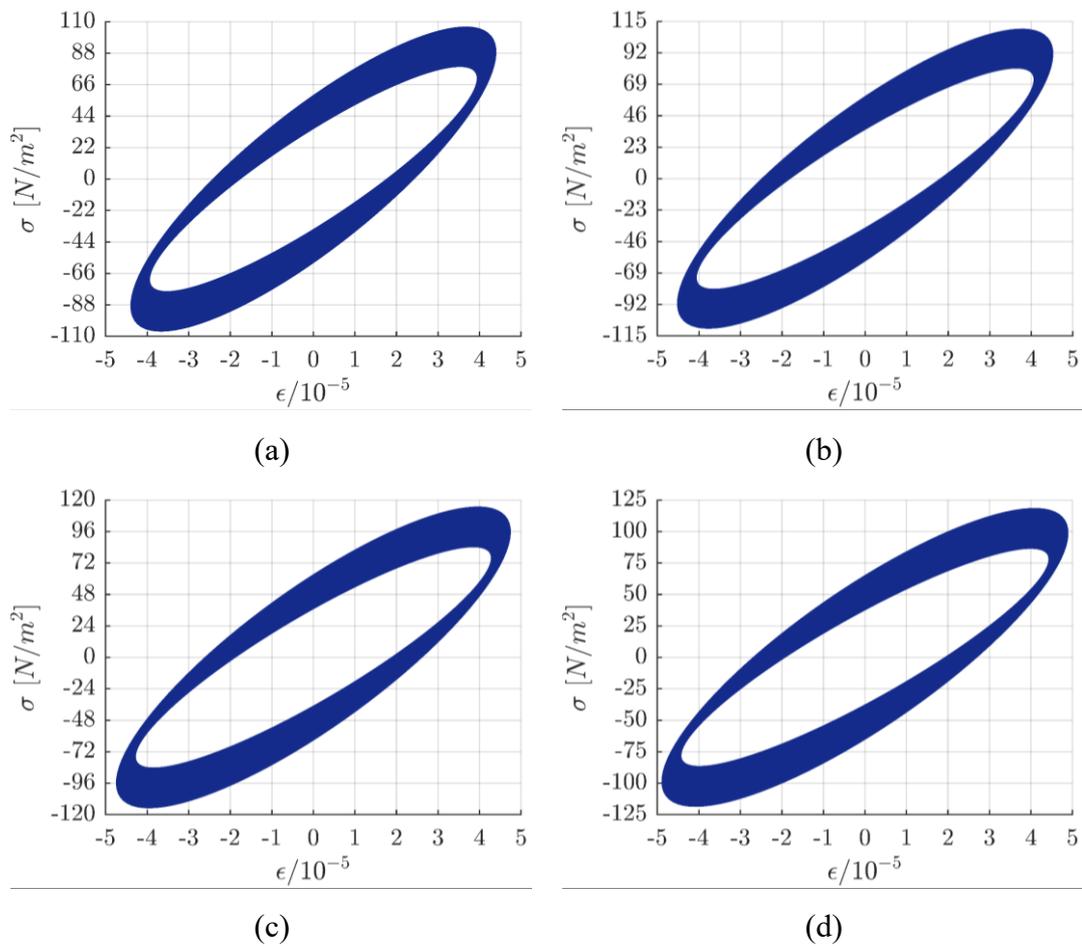


Figura 5.23 – Ciclos de histerese caracterizados para (a) $\delta = 0$ N, (b) $\delta = 100$ N, (c) $\delta = 200$ N e (d) $\delta = 250$ N.

onde G_0 é o módulo de cisalhamento à baixa frequência ou estático, E_a é a energia de ativação, $R = 8,3 \text{ J} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{mol}^{-1}$ é a constante universal dos gases, C_p denota o calor específico por unidade de volume e T_0 é uma temperatura da zona de perturbação mostrada na Fig. 5.24.

O parâmetro Δ_P definido na Eq. (5.2) é o fator que caracteriza a perturbação inicial sobre a camada viscoelástica, sendo t_p a espessura da perturbação muito menor que a espessura da amostra polimérica, t_v , e T_{bg} indica a temperatura no restante da amostra. Assim, para o caso em que $\tau_0 > \tau_c$, sendo τ_0 a tensão cisalhante inicial aplicada ao material, τ_c é uma tensão crítica para a qual a fuga térmica pode ocorrer, fornecendo uma estimativa da resistência máxima ao cisalhamento do material viscoelástico.

$$\Delta_p = \frac{t_p}{t_v} + e^{\frac{E_a}{RT_0} - \frac{E_a}{RT_{bg}}}. \quad (5.2)$$

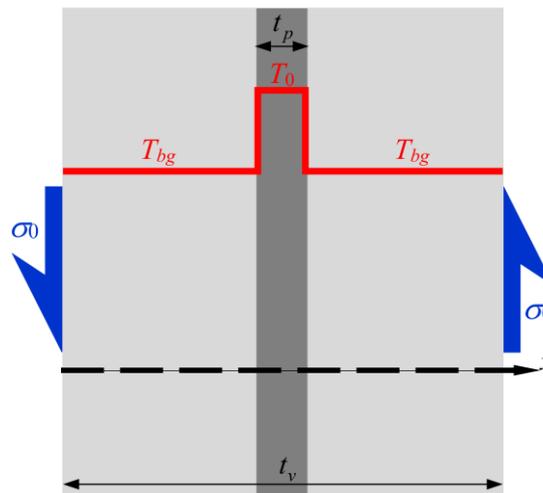


Figura 5.24 – Configuração inicial da camada viscoelástica em estado de cisalhamento, onde a tensão cisalhante máxima, σ_0 , em $t = 0$ s, decresce com o tempo devido à relaxação e às deformações viscosas da microestrutura do visco (adaptado de Braeck e Podladchikov (2007)).

Considerando uma temperatura de perturbação, $T_0 = T_{bg} + 17$ °C, com $t_p = 0,25$ mm, $G_0 = 430700$ Pa e, a energia de ativação, $E_a = 137,799$ kJ/mol (Sheng et al., 2013), tem-se $\tau_c = 1,0251$ MPa, para $t_v = 5$ mm. De acordo com Rodovalho et al. (2016), assumindo, $u_0 = 3,5$ mm, totalizando 7,0 mm pico à pico, consegue-se estimar, via análise estática, a força e, conseqüentemente, a tensão cisalhante inicial: como, $\tau_0 = F/A$, obtém-se $\tau_0 = 1,1833$ MPa, para $A_v = (26/1000) \times (30/1000)$ m².

Na Figura 5.25 é mostrada a evolução da temperatura no viscoelástico para o ponto C, comparativamente ao perfil de temperatura obtido para $u_0 = 1,0$ mm, $f_0 = 10$ Hz e $\delta = 0$ N. Nota-se que a condição $u_0 = 3,5$ mm leva à fuga térmica quando comparada à condição de equilíbrio térmico. Para as mesmas condições de contorno térmicas, os valores de temperatura aumentam significativamente para os mesmos instantes em que se observa a convergência a uma temperatura estacionária para o perfil térmico obtido com baixa amplitude.

Ainda neste ponto, é importante salientar que a capacidade preditiva do modelo de elementos finitos é diretamente dependente do parâmetro de conversão térmica, β , assumido aqui arbitrariamente com base em trabalhos anteriores do autor. Como β depende fortemente das condições operacionais e ambientais, seu valor real pode ser maior que o considerado nas simulações, o que conduziria a valores ainda mais altos de temperatura da camada viscoelástica.

Embora a comparação das isotermas mostradas na Fig. 5.26 não evidenciem alterações nitidamente perceptíveis na distribuição da temperatura superficial da camada viscoelástica entre os cenários, no centro da amostra, é possível observar para a isoterma da Fig. 5.26(b)

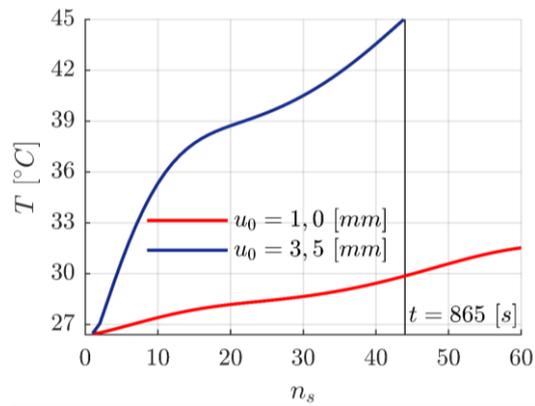


Figura 5.25 – Evolução da temperatura no ponto C para $u_0 = 1,0$ mm, $u_0 = 3,5$ mm, $f_0 = 10$ Hz e $\delta = 0$ N.

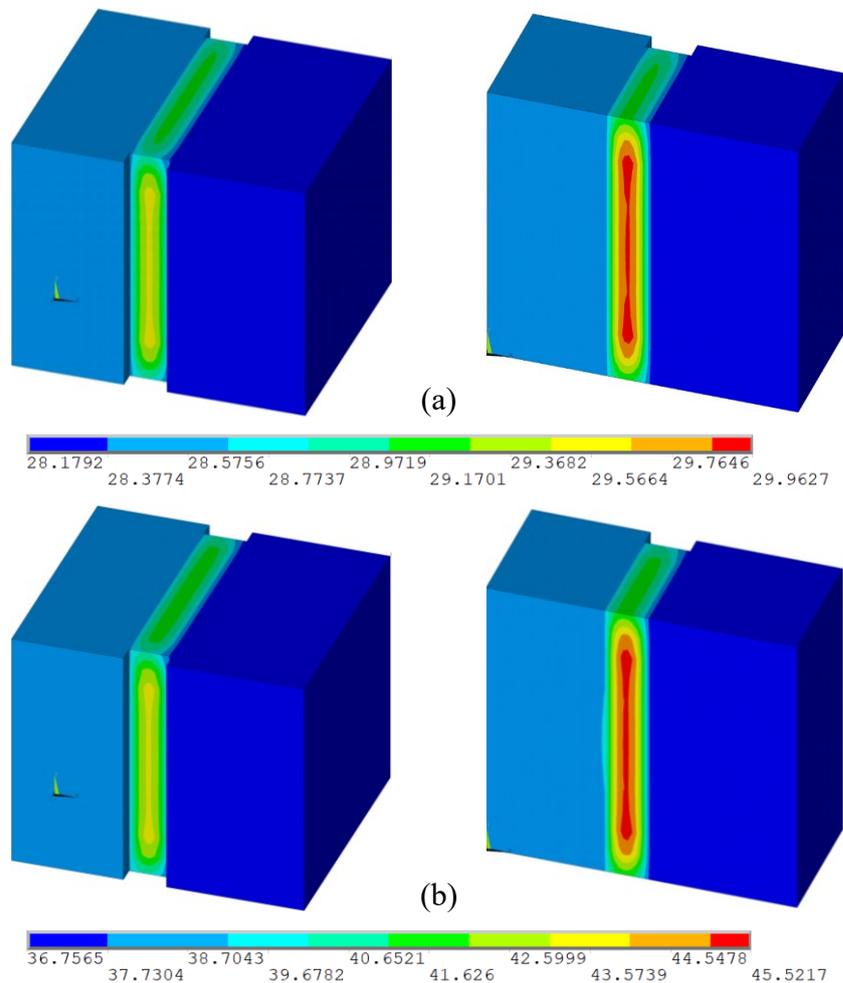


Figura 5.26 – Isotermas em um mesmo instante de tempo, $t = 865$ s.

modificações no perfil de alta temperatura em relação à Fig. 5.26(a). Isso se deve à maior amplitude da carga dinâmica, uma vez que as deformações mais expressivas a que o material é

submetido, principalmente para os primeiros conjuntos de ciclos, geram calor a uma velocidade muito superior à capacidade do mecanismo termo-dissipativo.

Não havendo tempo suficiente para que os fenômenos de condução e transferência de calor sejam significativos em termos da redução local da temperatura, todo o calor gerado pelo efeito mecânico-dissipativo viscoelástico é autoacumulado, sendo a zona de alta temperatura concentrada unicamente no núcleo viscoelástico. Devido a esta particularidade, durante o processo de deformação, a fuga térmica é descrita por Braeck et al. (2009) como sendo espacialmente autolocalizada, sendo essa característica decorrente dos efeitos da difusão térmica. Além disso, como a fluência é um processo termicamente ativado, o aumento local da temperatura gera um rápido crescimento dos seus valores que, por sua vez, impede o resfriamento local devido à condução térmica. Assim, a fuga térmica é potencializada no centro do viscoelástico com o processo de deformação incidindo em uma banda de alto cisalhamento, enquanto a região de baixa temperatura corresponde a um processo de deformação estável.

Nas Figuras. 5.27 e 5.28 são mostradas as quantidades de energia dissipada e armazenada pelo material viscoelástico, bem como a variação do módulo de armazenamento e fator de perda em função da temperatura para as condições de equilíbrio térmico e fuga térmica.

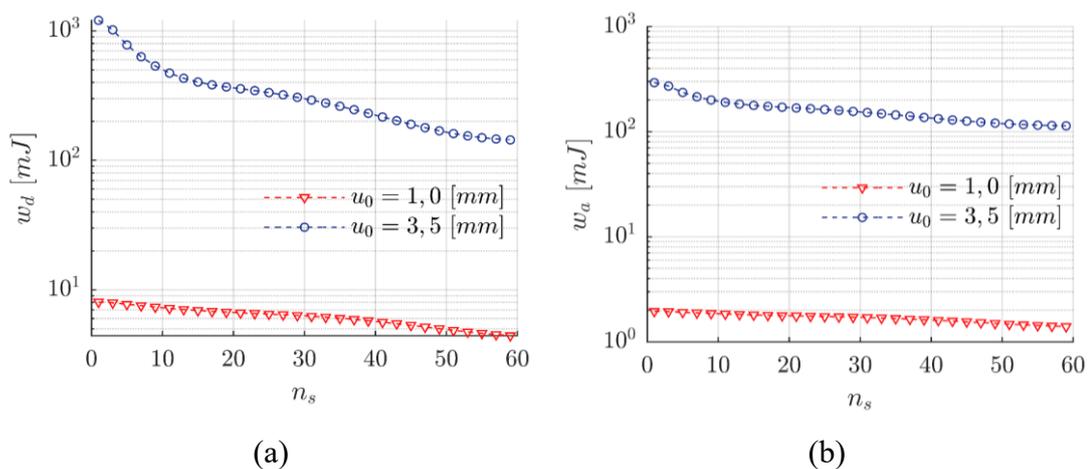


Figura 5.27 –Variação das energias (a) dissipada e (b) armazenada pelo material viscoelástico para as condições operacionais de ocorrência do equilíbrio térmico e da fuga térmica.

Os valores de w_d evidenciam que grande quantidade de energia é dissipada ao longo dos 60 conjuntos de ciclos durante a fase de carregamento para a fuga térmica em relação à condição de equilíbrio térmico. Conseqüentemente, a parcela de energia que é armazenada também tende a ser muito maior. Além disso, embora reduções percentuais em termos de energia dissipada e

armazenada entre os instantes inicial e final de aplicação da carga dinâmica sejam muito mais significativas para $u_0 = 3,5$ mm, mesmo assim, os valores finais de w_d e w_a para a fuga térmica permanecem superiores aos caracterizados para $u_0 = 1,0$ mm.

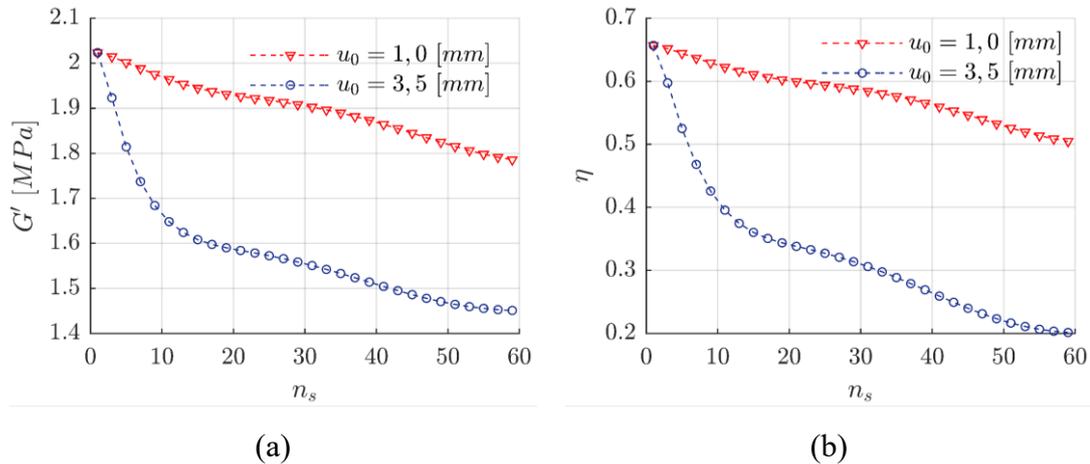


Figura 5.28 – Variação do módulo de armazenamento (a) e fator de perda (b).

A redução de aproximadamente 88 % na quantidade de energia que é dissipada pelo material viscoelástico para a ocorrência da fuga térmica se deve à significativa degradação da capacidade de amortecimento como pode ser observado na Fig. 5.28. Aumentos na temperatura da ordem mostrada na Fig. 5.25 conduzem a uma perda em capacidade mecânico-dissipativa em torno de 69 %. Essa queda acentuada do amortecimento associada com o aumento da temperatura interna da camada viscoelástica coincide com o crescimento das amplitudes dos deslocamentos transversais, podendo conduzir à irreversibilidade em termos das propriedades mecânicas do material ou mesmo ao colapso deste.

5.4.1 Influência da frequência de excitação sobre o fenômeno da fuga térmica

Na Figura 5.29 são mostrados os perfis de temperatura referentes ao ponto C da camada viscoelástica para quatro valores de frequência e para $u_0 = 3,5$ mm e $\delta = 0$ N. Estes resultados mostram um comportamento semelhante ao observado para a condição de equilíbrio térmico, Seção 5.3.2, marcado pelo acréscimo dos valores do campo de temperatura com o aumento da frequência de excitação durante a fase de aplicação da carga dinâmica, devido à dependência das propriedades mecânicas em função desse parâmetro, como mostrado na Fig. 5.30.

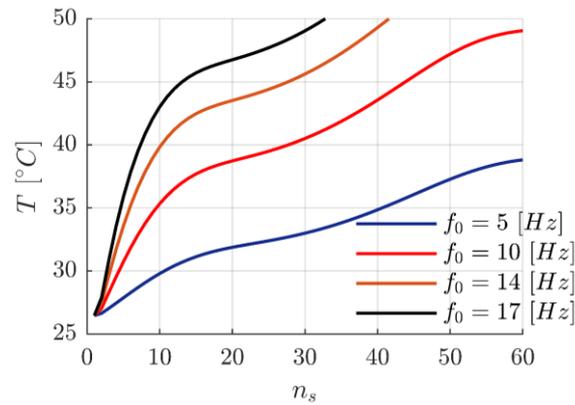


Figura 5.29 – Evolução da temperatura no ponto C em função da frequência de excitação.

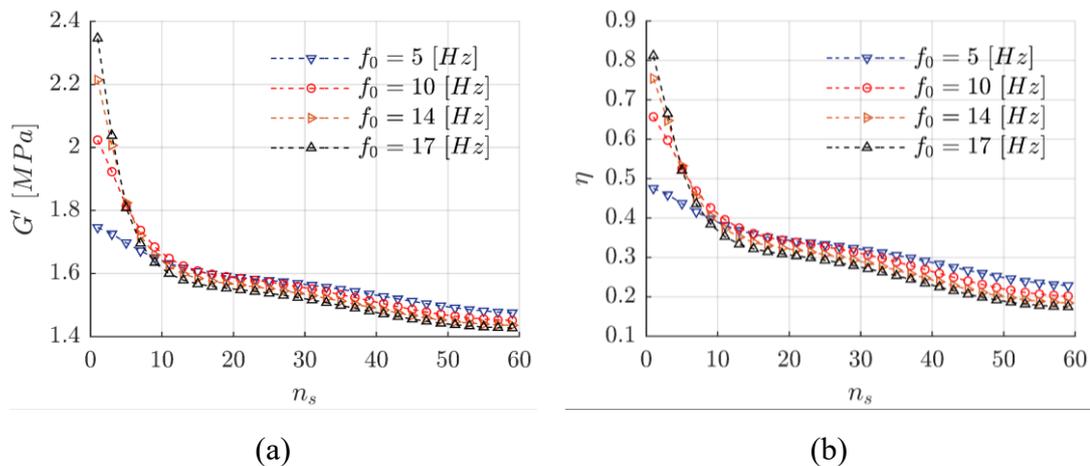


Figura 5.30 – (a) Variação do módulo de armazenamento e (b) do fator de perda com o aumento da frequência de excitação a alta amplitude de deslocamento.

Associada à alta amplitude de deslocamento, o aumento da frequência da excitação, leva a aumentos do módulo de armazenamento e do fator de perda apenas para os primeiros cíclicos de aplicação da carga dinâmica. Para a segunda fase do autoaquecimento, diferentemente do observado para baixas amplitudes das deformações dinâmicas, constata-se que há uma redução nos valores de G' e η . No entanto, essa degradação é percentualmente pouco significativa entre os cenários de testes, indicando que as propriedades mecânicas do viscoelástico tendem a se tornarem independentes da frequência com o aumento das deformações dinâmicas.

Entretanto, mesmo para uma degradação limitada, perdas significativas na capacidade dissipativa do viscoelástico são observadas na Fig. 5.31. Como constatado para baixas amplitudes da carga dinâmica, o aumento da frequência, também nessa condição, tende a limitar as amplitudes das deformações dinâmicas como mostrado na Fig. 5.32. Esse efeito associado à acentuada redução nos valores de amortecimento devido ao rápido aumento da temperatura em

recorrência a grande amplitude do carregamento dinâmico, fazem com que uma parcela de energia mais significativa seja dissipada pelo viscoelástico, apenas para os primeiros ciclos, apresentando, para instantes posteriores, uma perda de eficiência devido à sobrecarga térmica.

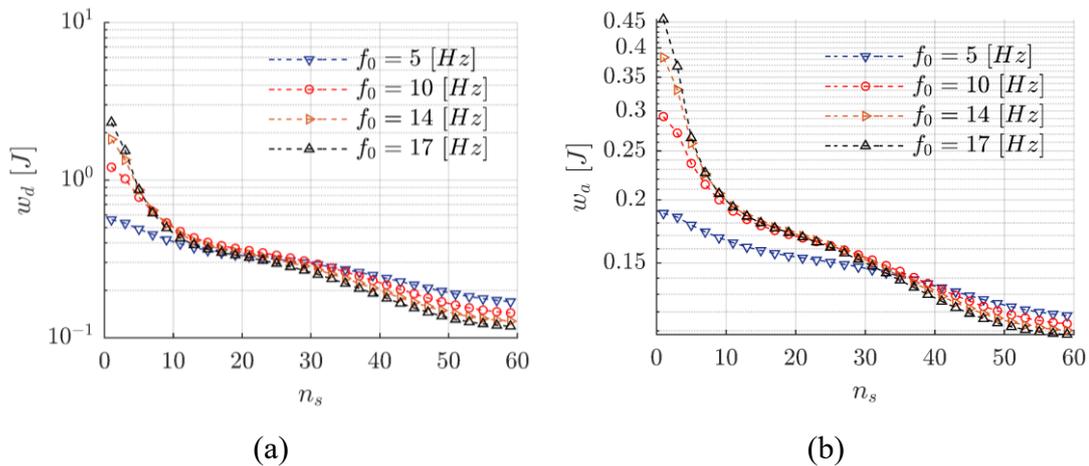


Figura 5.31 – Evolução das energias dissipada (a) e armazenada (b) com a frequência da excitação a alta amplitude de deslocamento.

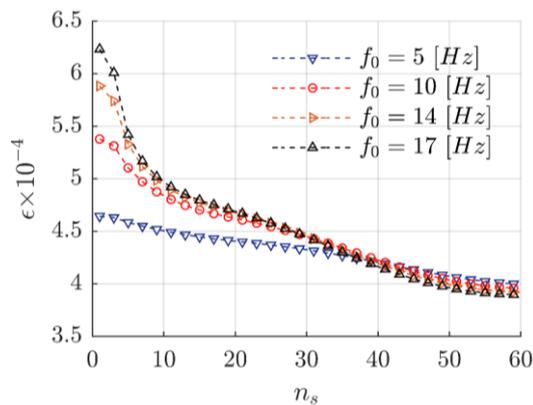


Figura 5.32 – Evolução das amplitudes das deformações dinâmicas para diferentes valores da frequência da excitação, f_0 .

Consistentemente com o obtido para a condição de equilíbrio térmico, o aumento da frequência não resulta em alterações significativas da distribuição de temperatura na camada viscoelástica. Porém, os efeitos observados com o aumento da temperatura evidenciam que à medida que os valores de f_0 crescem, as inclinações e formas das curvas de histerese mostradas na Fig. 5.33 são significativamente afetadas, principalmente para os primeiros ciclos, indicando instabilidades na resposta do dispositivo. Entretanto, como já observado, os ciclos de histerese convergem em inclinação e forma a uma elipse central, cuja área diminui com o aumento da

frequência da excitação, consistentemente com o comportamento caracterizado em termos dos valores do módulo de armazenamento e do fator de perda.

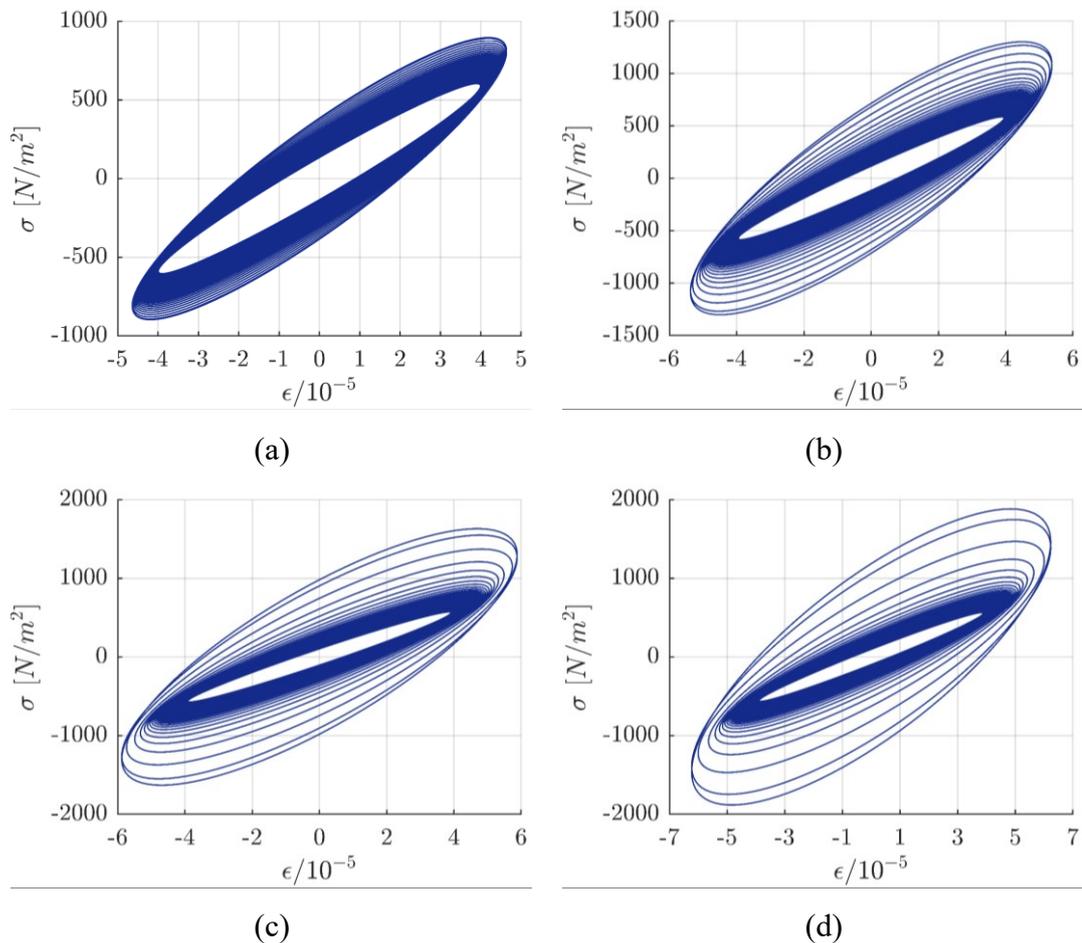


Figura 5.33 – Ciclos de histerese para (a) $f_0 = 5$ Hz, (b) $f_0 = 10$ Hz, (c) $f_0 = 14$ Hz e (d) $f_0 = 17$ Hz.

5.4.2 Influência da pré-carga estática sobre a fuga térmica

Os resultados obtidos da fuga térmica para diferentes valores de δ mostrados na Fig. 5.34 mostram um aumento da temperatura do viscoelástico, assim como obtido para a condição de equilíbrio térmico. Porém, em termos dos valores de temperatura, nota-se uma menor influência se comparado ao comportamento para baixa amplitude do carregamento dinâmico.

A minimização da influência da pré-carga estática sobre o comportamento do material viscoelástico pode ser melhor avaliada analisando-se a evolução das propriedades mecânicas mostradas na Fig. 5.35. Embora, haja uma redução nos valores do módulo de armazenamento e do fator de perda, as variações obtidas com o aumento de δ na fase de carregamento permanecem

muito inferiores às observadas para as condições da Seção 5.3.3. De acordo com Brackbill et al. (1998), esse comportamento pode estar associado às propriedades mecânicas do material viscoelástico, que tendem a se tornarem independentes da pré-carga estática com o aumento das amplitudes das deformações dinâmicas ou ao valor de β assumido para as simulações.

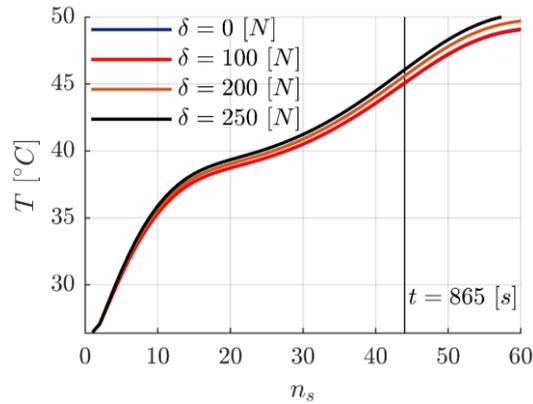


Figura 5.34 – Perfis de temperatura no ponto C da fase de carregamento e descarregamento da fuga térmica para diferentes valores de pré-carga estática e $f_0 = 10$ Hz.

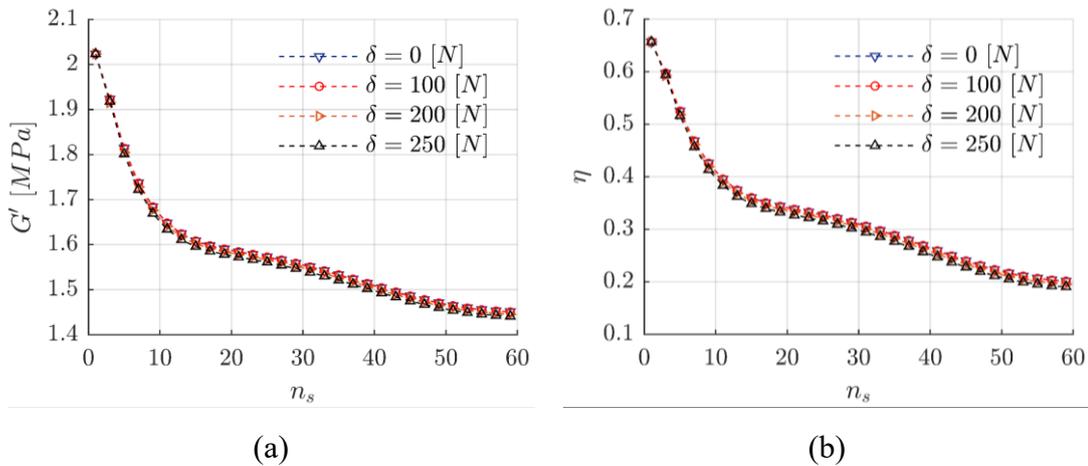


Figura 5.35 – Variação do módulo de armazenamento (a) e do fator de perda (b) em função de δ para a condição de fuga térmica.

A Figura 5.36 mostra que o aumento de δ leva a modificações significativas na distribuição da temperatura da camada viscoelástica. Comparando as isotermas para $\delta = 250$ N e as mostradas na Fig. 5.36(b), no mesmo instante de tempo, nota-se alterações na distribuição do campo de temperaturas da camada viscoelástica, consistentemente com os resultados da Fig. 5.20(b). Além disso, para o cenário de $\delta = 0$ N, constata-se uma ampliação da zona de concentração das maiores temperaturas, na qual também as microrregiões de máxima

temperatura foram amplificadas em relação à Fig. 5.20(b), sendo estas alterações decorrentes da sobreposição da carga dinâmica de maior amplitude em função das pré-deformações estáticas.

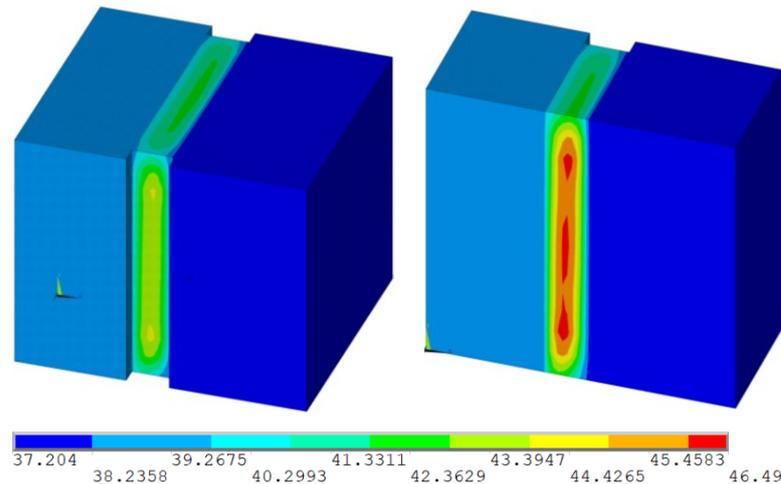


Figura 5.36 – Isotermas da fuga térmica e $\delta = 250$ N para o instante de tempo, $t = 865$ s.

5.5 Estratégia de controle do fenômeno do autoaquecimento

Os resultados obtidos mostram que em projetos práticos de dispositivos amortecedores viscoelásticos deve-se atentar para o fenômeno do autoaquecimento para evitar a perda de eficiência dos mesmos. Portanto, deve-se projetar dispositivos viscoelásticos com geometrias e/ou elementos que favoreçam a evacuação do calor autogerado da parte viscoelástica. Merlette (2005) destaca que é importante projetar superfícies de troca de calor – interface viscoelástico / metálico – maiores e a aplicação de fluxos de ar sobre o dispositivo para o resfriamento. No entanto, como o material viscoelástico possui baixa condutividade térmica, a transferência do calor autogerado na camada viscoelástica para as partes metálicas e, posteriormente, para o meio externo, e as trocas entre o material viscoelástico e o ar circundante podem não resultar em um controle eficiente em termos de velocidade da evacuação e redução da temperatura.

Neste trabalho, uma proposta para o controle do autoaquecimento é apresentada através da inclusão de insertos metálicos na camada viscoelástica. Primeiro é avaliada a influência da espessura de um único inserto sobre a eficiência termo-dissipativa do dispositivo (equilíbrio térmico) com características mostradas na Fig. 5.37(a). Neste caso, será admitida uma variação

da espessura do mesmo entre 5%, 10% e 20 % da espessura da camada viscoelástica, t_v , e a largura limitada à da camada viscoelástica.

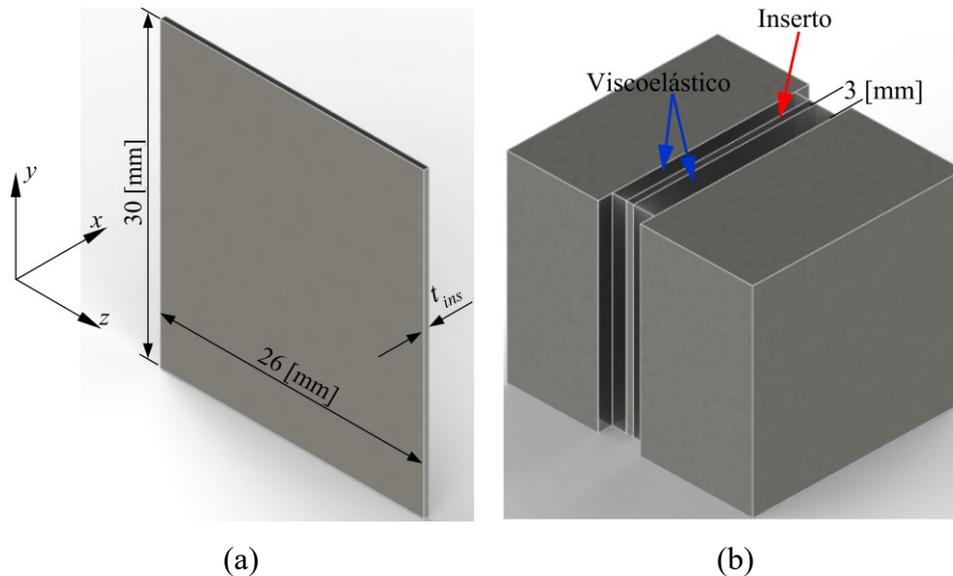


Figura 5.37 – (a) Propriedades geométricas do inserto; (b) posicionamento na camada viscoelástica.

A Figura 5.37(b) mostra a composição da camada viscoelástica pela sobreposição de fitas de 1,0 mm de espessura, local considerado crítico em relação ao acúmulo do calor autogerado com os maiores valores do campo de temperatura. Além disso, o inserto é posicionado de tal forma que a região cuja interface contém o ponto C , sendo escolhido um ponto internamente à 2ª lâmina de material viscoelástico para o monitoramento de coordenadas $x = 14,5$ mm, $y = 0,00$ mm e $z = 0,0$ mm.

Na Figura 5.38(a) são mostradas as curvas de temperatura para diferentes espessuras do inserto no regime de equilíbrio térmico para a condição $u_0 = 1,0$ mm, $f_0 = 10$ Hz e $\delta = 0$ N. A Fig. 5.38(b) mostra os desvios de temperatura obtidos segundo a seguinte relação (ROULEAU et al., 2017):

$$e_r(t) = \frac{\|T_r(t) - T(t)\|_2}{\|T(t)\|_2} \quad (5.3)$$

sendo $T_r(t)$ é a temperatura de referência para o instante t , $T(t)$ é a temperatura caracterizada com a inclusão do inserto e $\|\cdot\|_2$ é a norma Euclidiana; como uma medida da redução percentual

dos valores de temperatura em relação ao ponto de monitoramento com o aumento da espessura.

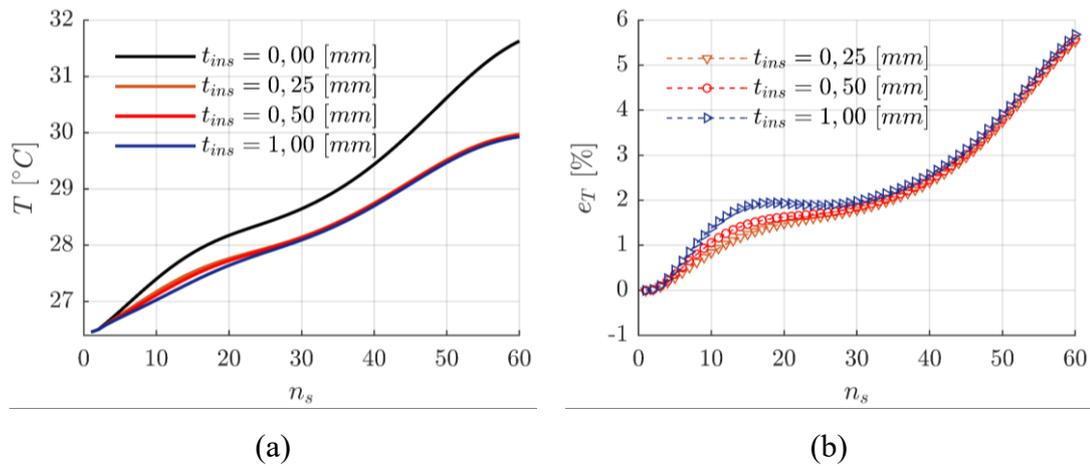


Figura 5.38 – (a) Curvas e (b) desvios em temperatura para diferentes espessuras do inserto considerando $u_0 = 1,0$ mm, $f_0 = 10$ Hz e $\delta = 0$ N.

Pode-se constatar que a eficiência termo-dissipativo do inserto está diretamente associada à sua espessura. Quanto maior as dimensões das áreas em contato direto com o ar circundante, maior é a redução das temperaturas da camada viscoelástica de aproximadamente 5,68 % para o instante final de aplicação da carga cíclica. Isto limita o acúmulo de calor pelo viscoelástico e antecipa a temperatura de equilíbrio térmico, como visto na Fig. 5.39. Portanto, espera-se que para a fase final do carregamento que este efeito seja pronunciado na presença de mais insertos.

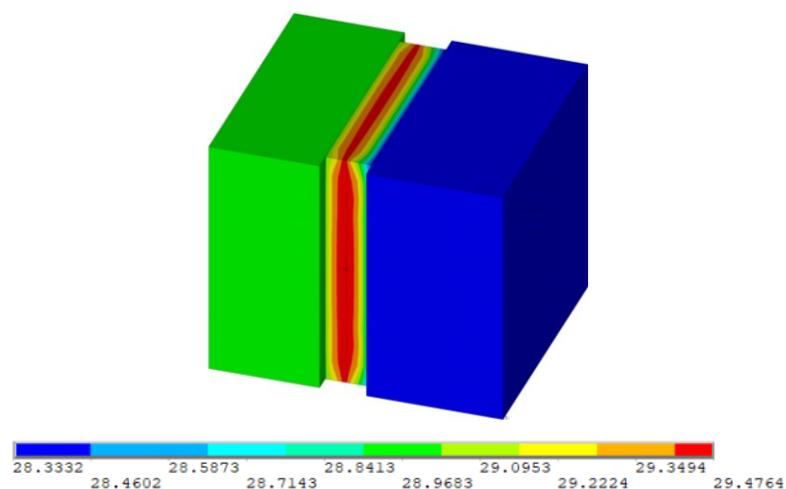


Figura 5.39 – Distribuição de temperatura na camada viscoelástica em $t = 1574$ s.

A Figura 5.40 mostra as curvas de temperatura para $\delta = 100$ N, cujos resultados seguem a tendência observada anteriormente, com uma redução dos valores de temperatura mais significativa em torno de 6 % com o aumento da espessura do inserto. A inclusão de dois insertos na camada viscoelástica mostrado na Fig. 5.41(a) com espessuras iguais de 0,5 mm representa um ganho significativo em termos da redução das temperaturas comparativamente ao sistema de referência e em relação à inclusão de um único inserto (ver Fig. 5.42(a)). Em relação à temperatura máxima alcançada pelo sistema de referência, a inclusão de dois insertos fornece uma redução de aproximadamente 2,44 °C.

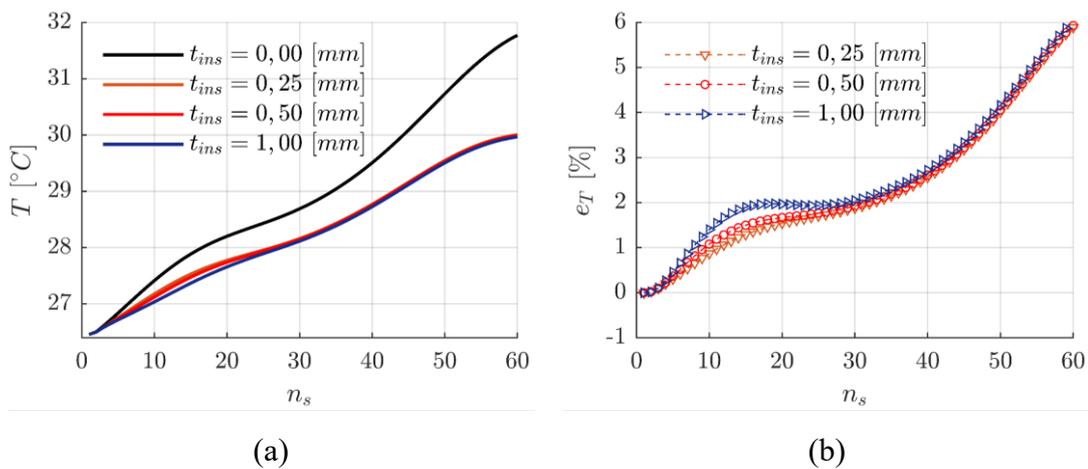


Figura 5.40 – (a) Curvas e (b) desvios em temperatura para diferentes espessuras do inserto considerando $u_0 = 1,0$ mm, $f_0 = 10$ Hz e $\delta = 100$ N.

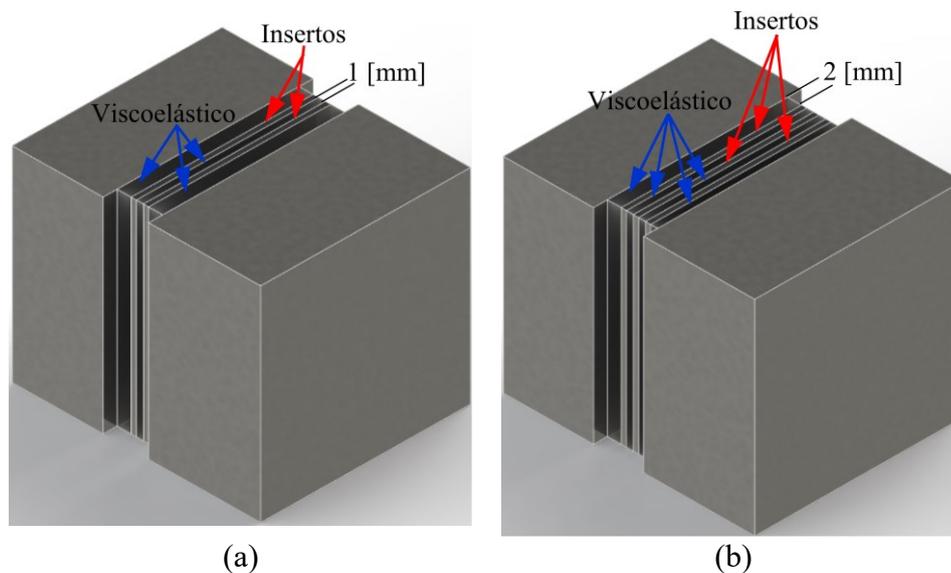


Figura 5.41 – Posicionamento (a) de dois e (b) de três insertos metálicos na camada viscoelástica com espessuras iguais de 0,5 mm.

Na Figura 5.42(b) são mostradas as curvas de temperatura para dois e três insertos com espessuras iguais para a condição de fuga térmica, com posições mostradas na Fig. 5.41(b). Nota-se uma redução significativa da temperatura também para a fuga térmica à medida em que se aumenta o número de insertos. A redução é da ordem de 8,01 °C para o caso com dois insertos e 10,54 °C para três insertos. A distribuição de temperatura para esses dois cenários é mostrada na Fig. 5.43, notando-se alterações significativas nas zonas de concentração das altas temperaturas com o aumento do número de insertos.

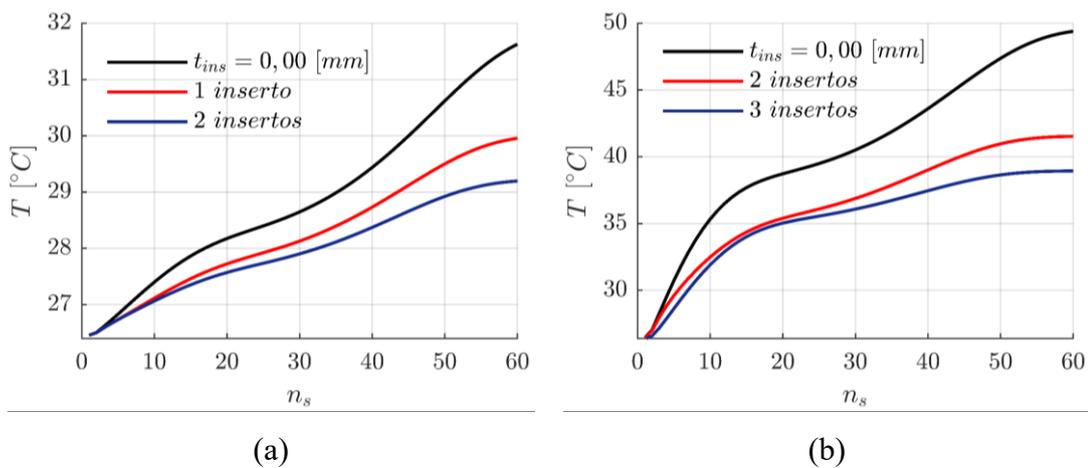


Figura 5.42 – Curvas de temperatura para (a) $u_0 = 1,0$ mm, $f_0 = 10$ Hz e $\delta = 0$ N e para (b) $u_0 = 3,5$ mm, $f_0 = 10$ Hz e $\delta = 0$ N e insertos com espessuras iguais de 0,5 mm.

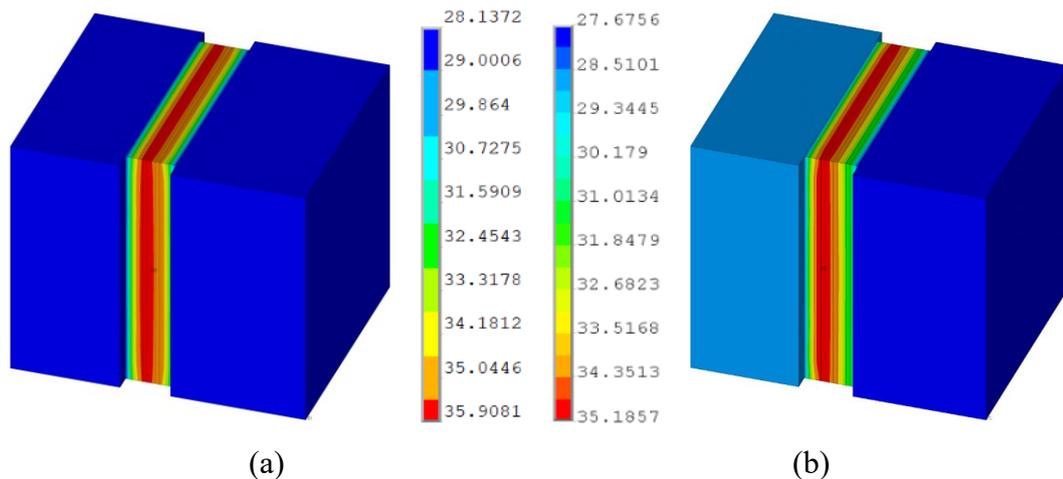


Figura 5.43 – Distribuições de temperatura para a inclusão de (a) dois e (b) três insertos para o instante $t = 132$ s.

5.6 Resultados complementares

Como aspecto importante da metodologia de modelagem termomecânica desenvolvida nesta Tese, objetiva-se estender o PSFT para o caso de pré-cargas estáticas, uma vez que $G(\omega, T, \delta)$ para a condição de sobreposição de cargas estáticas e dinâmicas cíclicas abordada no presente estudo é representado de forma aproximada. Nesse sentido, o procedimento descrito no Capítulo 4 pode ser adaptado para considerar também um fator de deslocamento em função das deformações estáticas, permitindo a construção de um nomograma pré-carga–frequência para uma determinada faixa de temperatura (Capítulo 3). Assim, como parte essencial das etapas do desenvolvimento de uma metodologia de caracterização, esta seção é dedicada a um estudo preliminar empregando o método Direto (HERNANDEZ et al., 2016) para materiais viscoelásticos termoreologicamente simples. Inicialmente é realizada a validação da metodologia utilizando o código ANSYS™ em termos da caracterização frequência–temperatura e, na sequência, avaliada a hipótese da extensão do PSFT para pré-cargas estáticas.

5.6.1 Caracterização frequência–temperatura – testes de validação

Para a verificação da metodologia empregou-se nos ensaios simulados o modelo da junta viscoelástica mostrada na Fig. 5.1, assumindo um estado de cisalhamento uniforme para a caracterização da frequência–temperatura. Os cenários de teste referem-se ao conjunto de temperaturas, $T_i = [0, 5, 10, 12, 15, 20, 22, 25, 30, 33, 35, 40, 50]$ °C, aplicadas uniformemente sobre o viscoelástico. As propriedades mecânicas do material para cada T_i são avaliadas com base nas expressões propostas por Drake e Soovere (1984), permitindo a caracterização das funções de resposta em frequência (FRFs) do dispositivo mostrado na Fig. 5.44 obtidas pela aplicação de um impulso unitário na faixa de frequência de 1 – 170 Hz.

Na Fig. 5.45 são mostradas as FRFs da junta viscoelástica para as T_i 's. Estas evidenciam o comportamento esperado com o aumento da temperatura, marcado pelo deslocamento em frequência das amplitudes devido à perda de rigidez e aumento do amortecimento, observado em termos das respostas superamortecidas. A aplicação das Eqs. (3.23) e (3.24) a estas respostas conduz às curvas dos módulos de armazenamento e de perda e do fator perda apresentados na Fig. 5.46, os quais são comparados com os valores estimados com as expressões analíticas de Drake e Soovere (1984) para o módulo complexo do material ISD 112™.

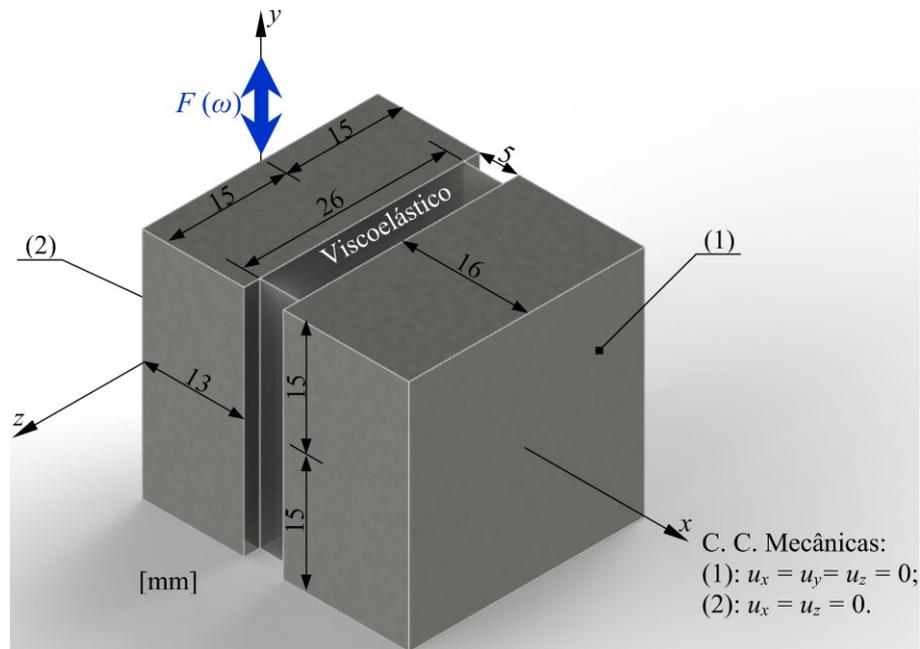


Figura 5.44 – Ilustração do dispositivo utilizado para a obtenção das FRFs.

A análise comparativa evidencia correlações muito satisfatórias entre os valores e o comportamento das propriedades mecânicas do material viscoelástico com a temperatura e a frequência, conforme descrito por Nashif et al. (1985). Além disso, como o nomograma simplifica a obtenção das propriedades do material viscoelástico como função destes dois parâmetros, a utilização do PSFT permite construir uma curva mestre pela aplicação de deslocamentos em frequência sobre as curvas do módulo de armazenamento e do fator de perda em função da frequência a diferentes temperaturas.

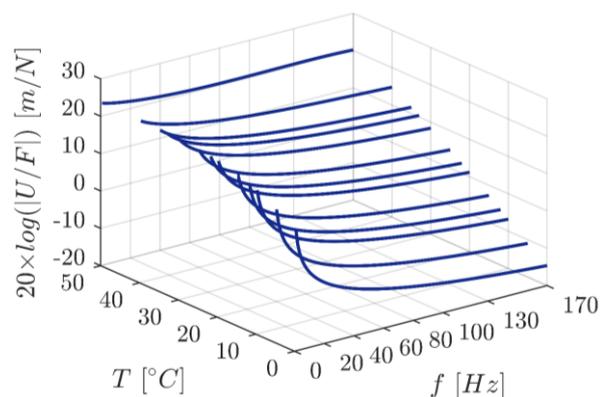


Figura 5.45 – Respostas em frequência para diferentes temperaturas.

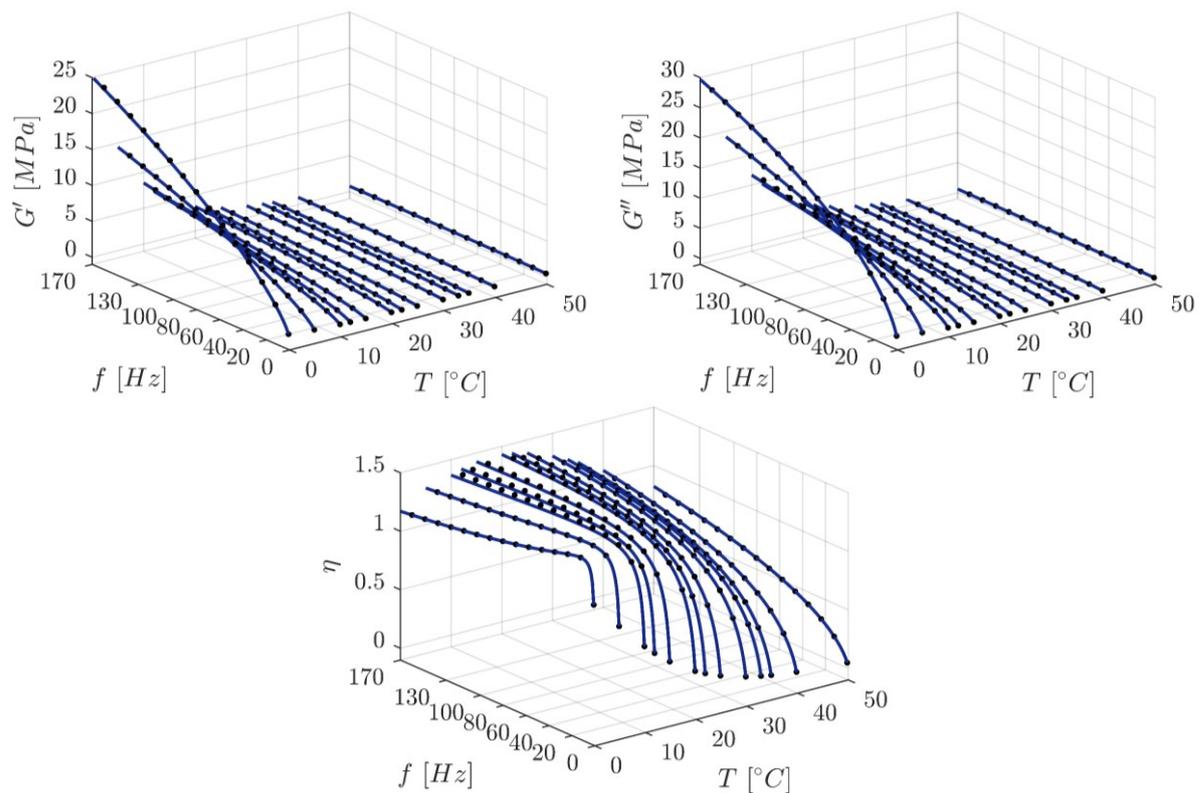


Figura 5.46 –Módulo de armazenamento, módulo de perda e fator de perda comparativamente aos valores estabelecidos por Drake e Soovere (1984) (●).

Na zona de transição, para temperaturas superiores à temperatura de transição vítrea, T_g , e em uma faixa de temperatura com cerca de 50 °C, isto é, de T_g à $T_g + 50$ °C, a equação de Williams-Landel-Ferry (WLF) (KERGOULAY, 2004) descreve adequadamente o fator de deslocamento, α_T , como segue:

$$\log(\alpha_T) = -\frac{C_1^0(T - T_0)}{C_2^0 + T - T_0} \quad (5.4)$$

onde C_1^0 e C_2^0 são parâmetros característicos do material, mas os valores são em função da temperatura de referência.

Na Figura 5.47 são mostrados os valores do fator de deslocamento caracterizados para cada temperatura levando-se em conta $C_1^0 = 7,827$ e $C_2^0 = 132,1$ K utilizados na construção das curvas mestres da Fig. 5.48. Estes resultados são comparados com os correspondentes obtidos analiticamente. Nota-se uma boa correlação entre os mesmos com desvios significativos apenas para o limiar da faixa de validade da equação de WLF, $T_{13} = 50$ °C. Além

disso, é possível notar que os valores envolvendo a componente imaginária do módulo complexo são mais sensíveis a variações no fator de deslocamento.

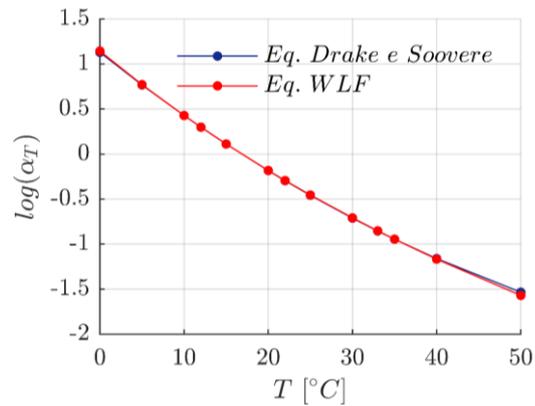


Figura 5.47 – Comparação dos valores do fator de deslocamento estabelecidos utilizando a expressão proposta por Drake e Soovere (1984) e a equação de WLF.

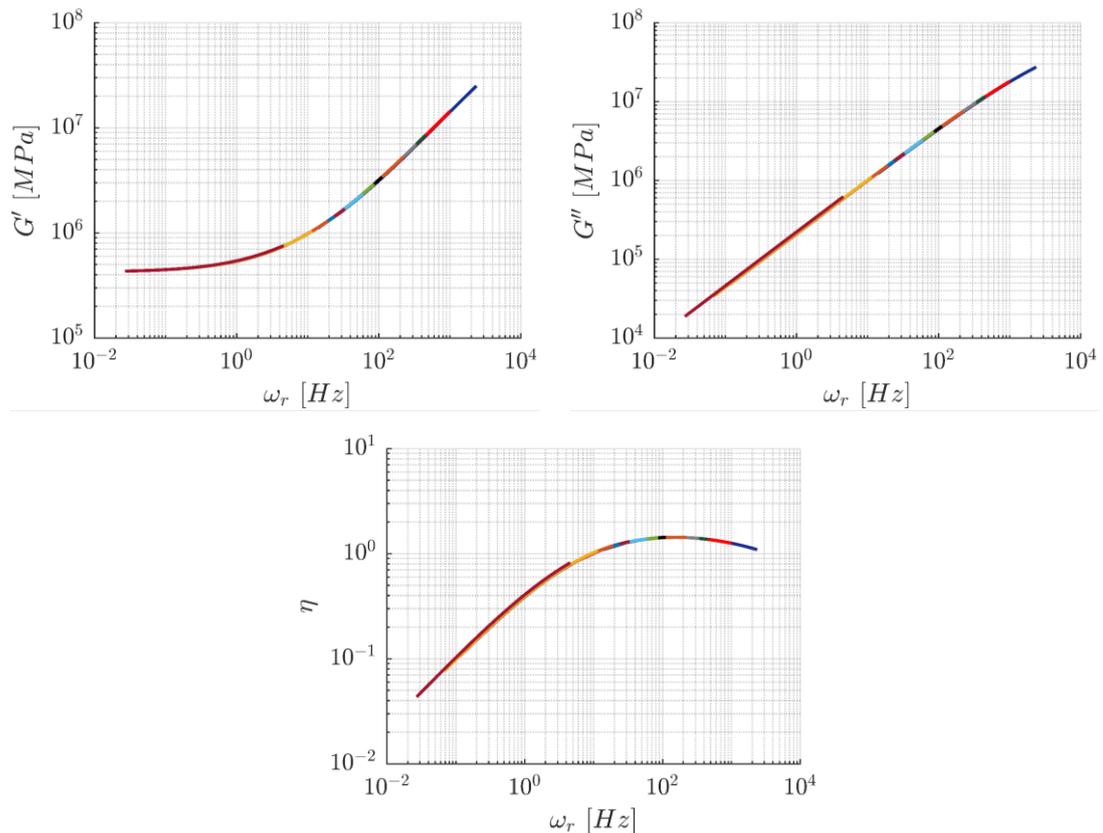


Figura 5.48 – Módulo de armazenamento, módulo de perda e fator de perda em frequência reduzida, $\omega\alpha T$.

5.6.2 Caracterização frequência–pré-carga estática – resultados preliminares

Os cenários simulados são caracterizados pelo conjunto de pré-cargas estáticas $\delta_j = [0, 100, 200, 250]$ N e pela temperatura $T = 10$ °C, aplicada uniformemente sobre o material viscoelástico da junta da Fig. 5.1. As propriedades do viscoelástico como função da temperatura e da frequência são avaliadas com base nas relações (3.18) e (3.19) e as pré-cargas estáticas, aplicadas diretamente via análise estática com efeitos de pré-tensão.

Na Figura 5.49 são mostradas as amplitudes das FRFs para os diferentes valores de pré-carga na faixa de frequência de 1 – 500 Hz. Embora não seja nitidamente observável, ocorre um aumento das amplitudes da resposta em toda a faixa de frequência com o aumento da pré-carga. A aplicação das Eqs. (3.23) e (3.24) a estas FRFs conduz às curvas dos módulos de armazenamento e de perda e do fator de perda mostradas na Fig. 5.50.

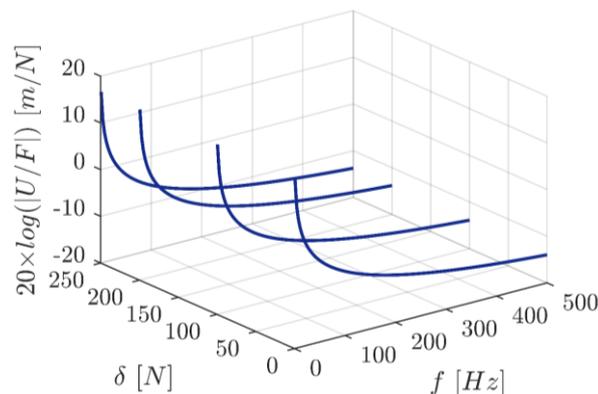


Figura 5.49 – FRFs para diferentes pré-cargas estáticas à temperatura $T = 10$ °C.

Nota-se a partir destes resultados que o comportamento é qualitativamente o descrito por Nashif et al. (1985) e Martinez-Agirre et al. (2014), caracterizado pelo aumento dos valores do módulo de armazenamento e reduções, respectivamente, no módulo de perda e do fator de perda. Além disso, pela análise da Fig. 5.51, constata-se que há um aumento do módulo de armazenamento e um decréscimo do módulo e do fator de perda com o aumento da frequência, evidenciando que os efeitos da pré-carga estática também dependem desse parâmetro, conforme Martinez-Agirre et al. (2014). Adicionalmente, a variabilidade das propriedades com o aumento da temperatura para diferentes pré-cargas à frequência de 165 Hz mostrada na Fig. 5.52, evidencia correlações satisfatórias com os resultados apresentados na Fig. 5.46, uma vez que em termos da influência de δ , os efeitos são similares aos observados em termos da frequência.

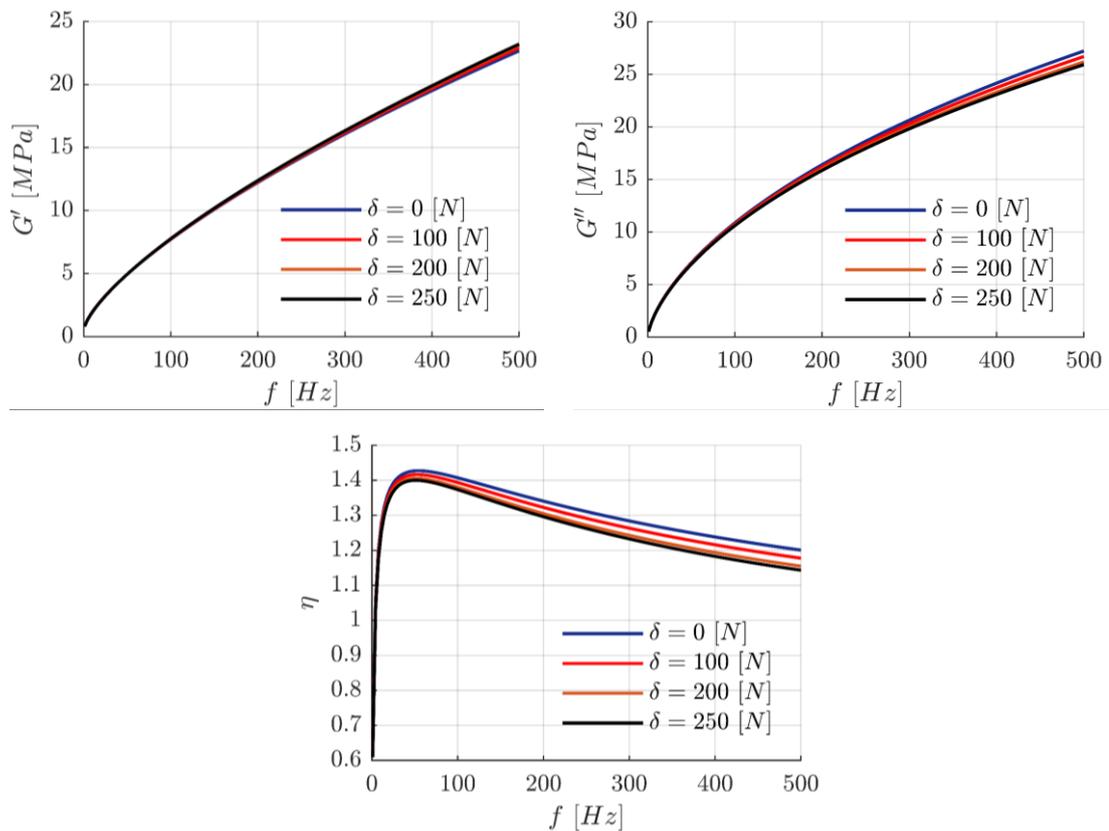


Figura 5.50 – Módulo de armazenamento, módulo de perda e fator de perda para $T = 10$ °C.

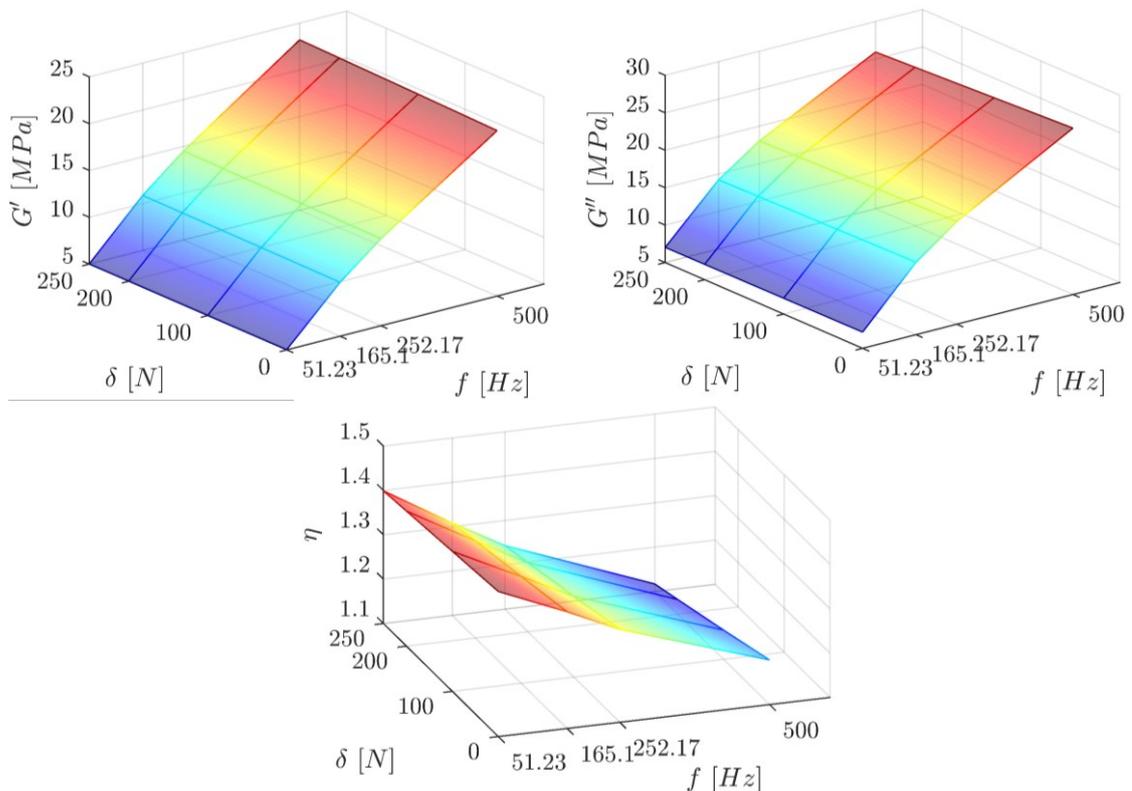


Figura 5.51 – Módulo de armazenamento, módulo de perda e fator de perda em função da pré-carga estática para diferentes frequências a temperatura, $T = 10$ °C.

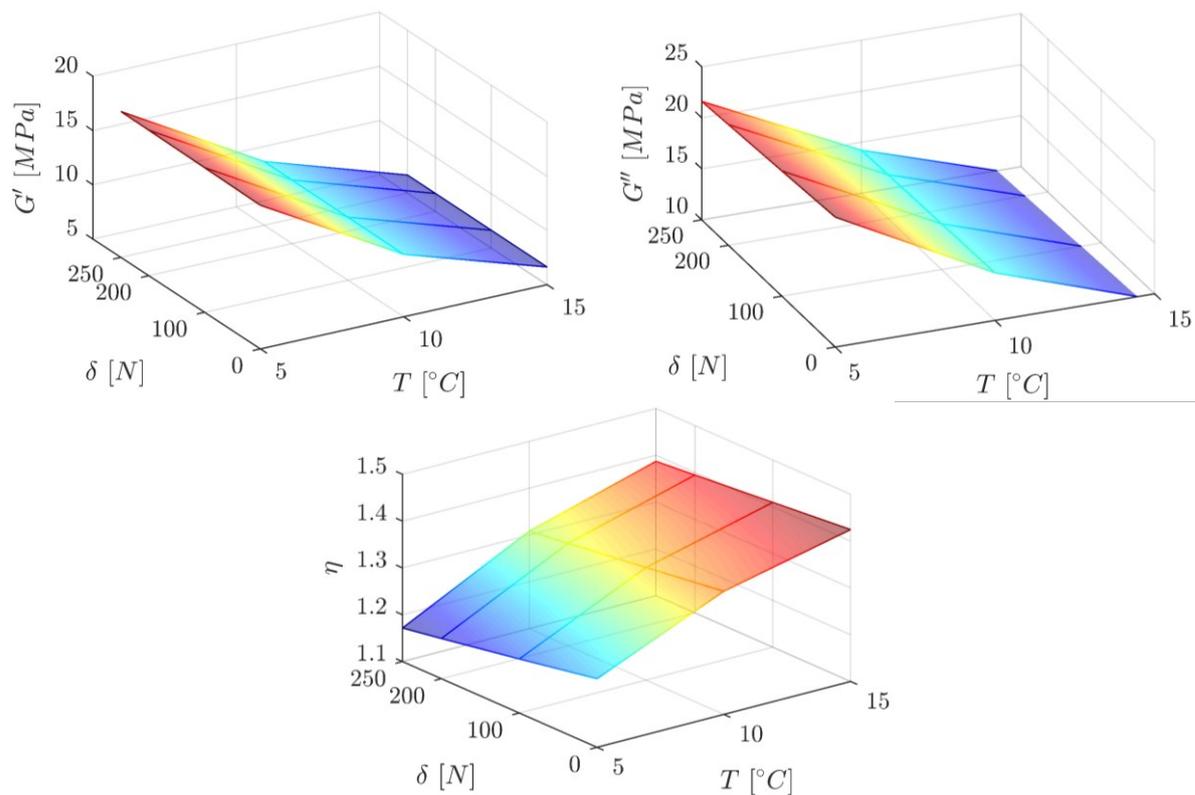


Figura 5.52 – (a) Módulo de armazenamento, (b) módulo de perda e (c) fator de perda em função da temperatura para diferentes pré-cargas estáticas a frequência de 165 Hz.

Para este caso, a construção das curvas mestres é baseada na hipótese da extensão do PSFT para a pré-carga estática. Por analogia, a partir das curvas de propriedades para diferentes pré-cargas, define-se um fator de deslocamento, α_δ , cujos valores são determinados de maneira a garantir a continuidade das curvas do módulo de armazenamento e do fator de perda. A Figura 5.53 ilustra os valores de α_δ aplicados manualmente (KERGOURLAY, 2004) sobre o módulo de armazenamento e o fator de perda, e as curvas mestre resultantes são mostrados na Fig. 5.54.

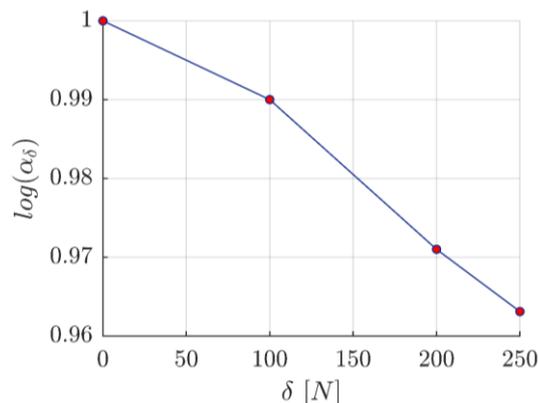


Figura 5.53 – Fator de deslocamento em função da pré-carga estática.

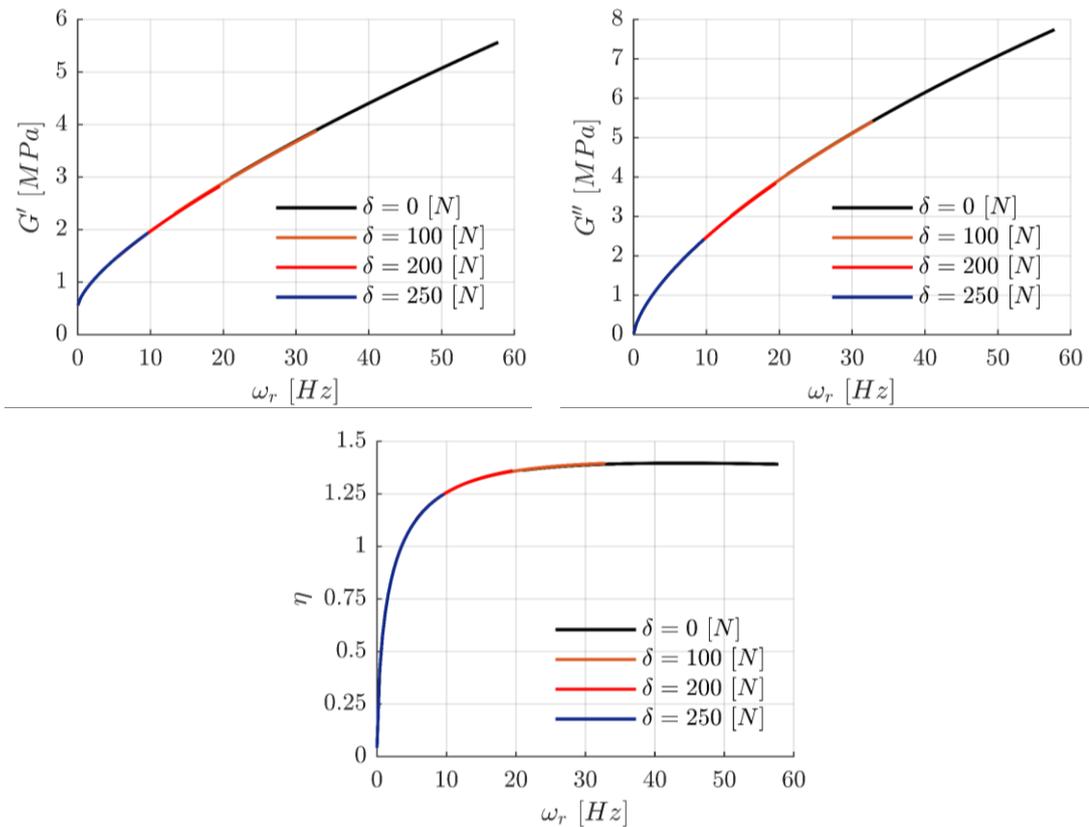


Figura 5.54 – Módulo de armazenamento, módulo de perda e fator de perda em frequência reduzida, $\omega\alpha_\delta$, à temperatura, $T = 10$ °C.

CAPÍTULO VI

ESTUDO EXPERIMENTAL E AJUSTE DO MODELO TERMOMECÂNICO

Para a verificação dos procedimentos de modelagem termomecânicos apresentados neste trabalho, o equilíbrio térmico e a fuga térmica de materiais viscoelásticos são avaliados experimentalmente, levando-se em conta a influência das condições do carregamento cíclico e seus efeitos combinados com a pré-carga estática. Para tanto, foi projetada e construída uma junta viscoelástica translacional sujeita a cisalhamento. É também feito o ajuste do modelo numérico empregando técnicas de otimização para a identificação do rendimento térmico, β , e do coeficiente de transferência de calor por convecção natural, h .

6.1 Descrição do aparato experimental

Os experimentos foram realizados no LMEst/UFU utilizando uma Máquina Universal de Ensaio MTS 800™ para a aplicação do carregamento mecânico cíclico, o sistema Agilent™ 34970A para o monitoramento e aquisição da temperatura e uma câmera térmica *FLIR* para o mapeamento da distribuição da temperatura no dispositivo viscoelástico.

6.1.1 Sistema de aquisição da temperatura

O dispositivo viscoelástico utilizado nos ensaios consiste de uma junta translacional simples constituída por duas camadas viscoelásticas com 5 mm de espessura inseridas entre três

blocos de aço SAE 1020, conforme mostrado na Fig. 6.1. O material viscoelástico utilizado foi o 3M VHB 4910™ disponibilizado comercialmente sob a forma de fitas adesivas com espessura de 1 mm. Assim, as proporções desejadas das camadas viscoelásticas foram conseguidas pelo corte e colagem de lâminas sucessivas até às dimensões de $5 \times 30 \times 26$ mm, como apresentado na mesma figura.

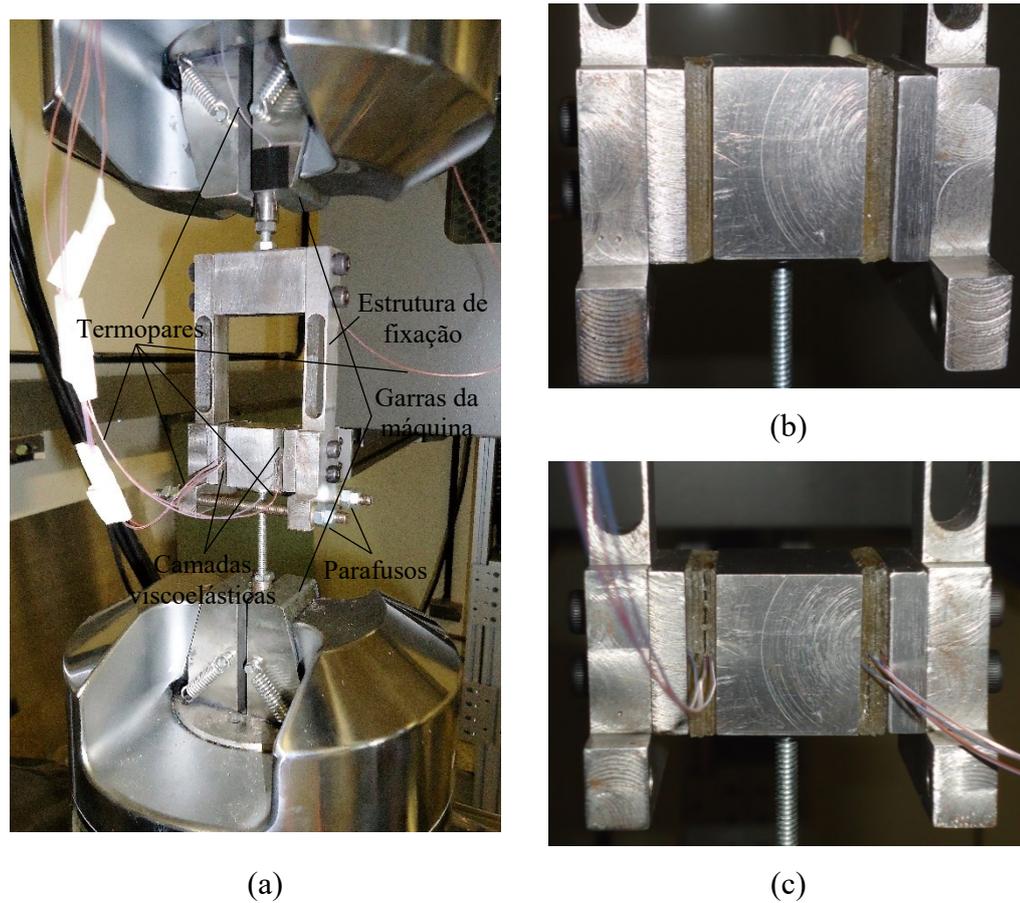


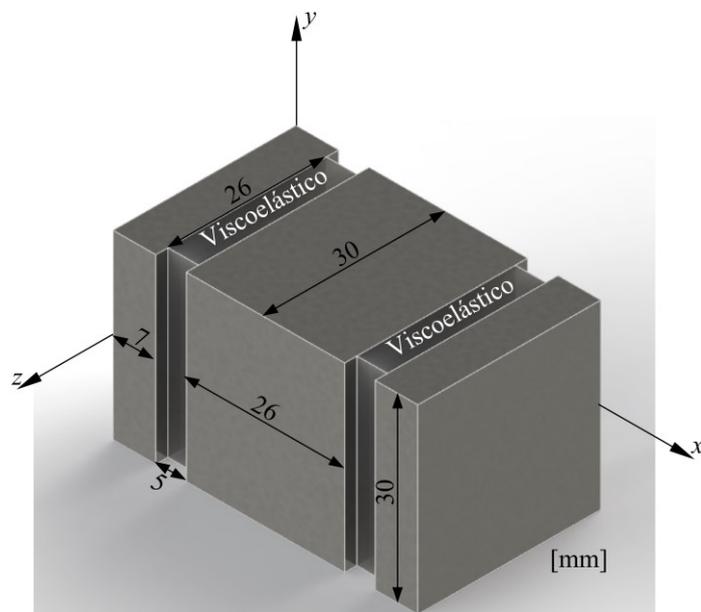
Figura 6.1 – (a) Foto da junta viscoelástica translacional montada na MTS 800™, detalhes (b) das camadas e (c) dos termopares inseridos entre as lâminas do material viscoelástico.

A garra inferior da MTS realiza a aplicação do carregamento mecânico cíclico, enquanto a pré-carga estática de compressão é diretamente aplicada à junta viscoelástica por meio de dois parafusos posicionados na base da estrutura de fixação, como indicados na Fig. 6.1. Para o monitoramento e aquisição da temperatura do viscoelástico foram utilizados 8 termopares do tipo *T* (cobre-constantan), sendo:

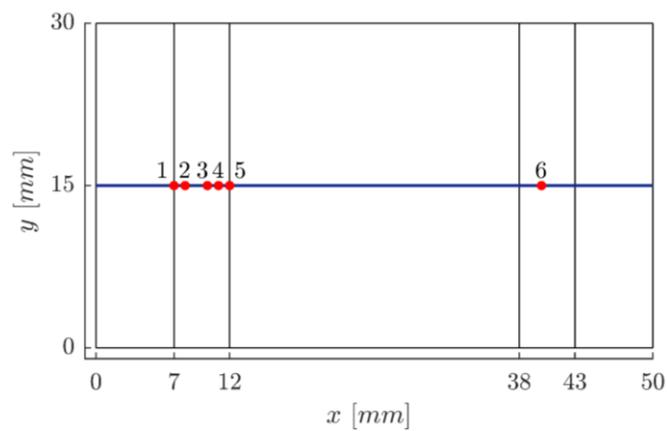
- Os termopares de 1 a 6, localizados no interior das camadas viscoelásticas, inseridos em

um mesmo plano longitudinal como mostrado na Fig. 6.2, e posicionamento espacial listado na Tab. 6.1;

- O termopar 7 é posicionado sob a estruturação de fixação com o intuito de monitorar a variação da temperatura na mesma devido à transferência de calor gerado nas camadas viscoelásticas para as partes metálicas;
- O termopar 8 localizado externamente ao dispositivo tem a função de monitorar as variações da temperatura ambiente durante a realização dos ensaios.



(a)



(b)

Figura 6.2 – (a) Propriedades geométricas do dispositivo viscoelástico e (b) localização dos termopares 1 a 6 no plano xy em $z = 15$ mm.

Tabela 6.1 – Coordenadas de localização dos nas camadas viscoelásticas em relação às dimensões da junta translacional.

Termopar	Localização [mm]		
	<i>x</i>	<i>y</i>	<i>z</i>
1	7	0	15
2	8	0	15
3	10	0	15
4	11	0	15
5	12	0	15
6	40	0	15

6.1.2 Planejamento experimental

Neste trabalho, foram planejados 27 experimentos definidos na Tab. 6.2 compostos por duas fases: (1) a aplicação da carga dinâmica, $u(t) = u_0 \sin(2\pi f_0 t)$, sobreposta a uma pré-carga estática de compressão, δ , durante 3396 segundos; (2) resfriamento sob efeito da convecção natural após a remoção dos carregamentos estático e dinâmico.

O tempo total de cada ensaio foi de 3 h, 34 min e 12 s, sendo $u_0 = 3,5$ mm, a amplitude definida no Capítulo 5, Seção 5.4, como suficiente para induzir a fuga térmica. Deste, 56 min e 36 s é o tempo de carregamento (3396 s) e em 37 min e 36 s ocorre o descarregamento, totalizando 1 h, 34 min e 12 s de aquisição de dados com taxa de 10 milissegundos.

6.2 Resultados experimentais

Para comparar os valores numéricos com os experimentais, foi utilizada uma estratégia com base na rigidez tangente para representar o comportamento estático do viscoelástico (LIMA et al., 2015). Neste caso, assume-se que somente as camadas viscoelásticas deformam sob a aplicação da carga estática de compressão pelos parafusos de fixação indicados na Fig. 6.1. Neste caso, os deslocamentos estáticos são estimados da seguinte forma:

$$\Delta = \frac{\delta t_v}{(2AG_0(1+\nu))} \quad (6.1)$$

onde $G_0 = 430700$ Pa é o módulo de cisalhamento à baixa frequência, $\nu = 0,49$ é o coeficiente

de Poisson, $t_v = 0,005$ m é a espessura, $A = 26 \times 30$ mm² é a área da seção transversal das camadas viscoelásticas. Assim, a Eq. (6.1) conduz aos seguintes valores: $\delta = 0,0$ N \rightarrow $\Delta = 0,0$ mm; $\delta = 100$ N \rightarrow $\Delta = 1,0$ mm e $\delta = 200$ N \rightarrow $\Delta = 2,0$ mm.

Tabela 6.2 – Planejamento experimental.

Ensaio	Amplitude u_0 [mm]	Frequência f_0 [Hz]	Pré-carga estática δ [N]
(1)	1,5	10	0
(2)		14	
(3)		17	
(4)	2,5	10	
(5)		14	
(6)		17	
(7)	3,5	10	
(8)		14	
(9)		17	
(10)	1,5	10	100
(11)		14	
(12)		17	
(13)	2,5	10	
(14)		14	
(15)		17	
(16)	3,5	10	
(17)		14	
(18)		17	
(19)	1,5	10	200
(20)		14	
(21)		17	
(22)	2,5	10	
(23)		14	
(24)		17	
(25)	3,5	10	
(26)		14	
(27)		17	

A Figura 6.3 mostra as temperaturas medidas pelos termopares 2 a 6 para o ensaio (23). Nota-se duas fases características que definem a evolução do autoaquecimento do viscoelástico na fase de carregamento:

1. Uma fase em que há um rápido aumento da temperatura, imediatamente após o início

da aplicação da carga dinâmica. Esta fase se estende por aproximadamente 120 s, sendo que para o termopar 3, varia de 25,21 °C a 47,21 °C;

2. Uma fase de estabilização progressiva da temperatura, evidenciando uma tendência de convergência a uma temperatura de equilíbrio superior.

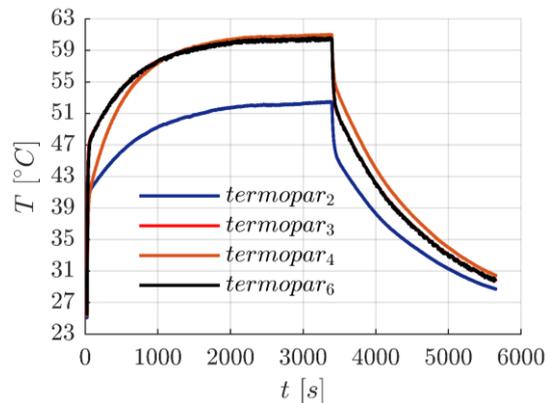


Figura 6.3 – Perfis de temperatura para o ensaio (23): $u_0 = 2,5$ mm, $f_0 = 14$ Hz e $\delta = 200$ N.

Os valores máximos atingidos no final da aplicação da carga dinâmica nos pontos de medição são mostrados na Tab. 6.3. Nota-se que a máxima temperatura foi alcançada pelo ponto C₂, localizado sobre a linha central do corpo de prova mais próximo ao bloco de aço central, como visto na Fig. 6.2. Embora seja observado para este ponto um aquecimento menor durante a fase inicial do carregamento cíclico em relação aos termopares 3 e 6, a temperatura no mesmo atinge o valor máximo ao fim do carregamento, ilustrando o fenômeno de acumulação de calor na parte central do domínio como sendo mais significativo devido à pré-carga estática.

Tabela 6.3 – Temperaturas máximas nos pontos de medição para o ensaio (23).

Termopar	2	3	4	6
$T_{máx}$ [°C]	52,471	60,613	60,908	60,645

Os diferentes valores de temperatura dos pontos de medição deixam ainda evidente a não uniformidade da distribuição de temperatura devido à não homogeneidade dos efeitos dos fenômenos de transferência e condução de calor, como constatado nas simulações numéricas. Além disso, a comparação dos valores de temperatura para os termopares 3 e 6, e a distribuição de temperatura mostrada na Fig. 6.4 evidenciam que uma simetria satisfatória foi obtida na montagem do dispositivo, especificamente na colagem das camadas viscoelásticas.

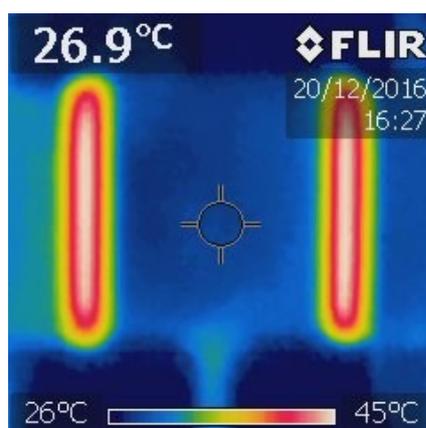


Figura 6.4 – Distribuição do campo de temperatura superficial nas camadas viscoelásticas da junta translacional caracterizada para o ensaio (23): $u_0 = 2,5$ mm, $f_0 = 14$ Hz e $\delta = 200$ N.

Os dados em temperatura obtidos com os termopares 1 e 5 não foram utilizados no contexto deste ensaio, uma vez que apresentaram valores extremamente altos e oscilações com grandes amplitudes, provavelmente devido à ruptura parcial dos termopares, nas pontas de medição inseridas entre as lâminas de material viscoelástico ou na conexão com o equipamento de aquisição. Portanto, para todas as análises subsequentes foram considerados os valores de temperatura do termopar 3.

6.2.1 *Influência da amplitude do carregamento dinâmico*

Neste caso, é levado em conta o aumento de u_0 para diferentes valores de frequência e pré-carga estática. Assim, inicialmente na Fig. 6.5, são mostrados os perfis de temperatura experimentais considerando $f_0 = 10$ Hz e $\delta = \{0, 100, 200\}$ N.

Percebe-se claramente um aumento significativo da temperatura em ambas as fases do autoaquecimento à medida em que, u_0 , aumenta, conforme observado também pelas simulações numéricas, para ambos os valores de pré-carga. Adicionalmente, nota-se a fuga térmica para $u_0 = 3,5$ mm. Neste caso, para um mesmo valor de pré-carga estática, o aumento da temperatura se deve às amplitudes mais significativas das deformações dinâmicas a que a microestrutura do viscoelástico é submetida. O acréscimo de u_0 , incide diretamente no aumento da energia que é dissipada, consistentemente com o estimado pelo modelo, como visto na Fig. 6.6, em termos dos ciclos de histerese experimentais para os ensaios (19) e (22), caracterizados apenas para os instantes finais da aplicação dos carregamentos.

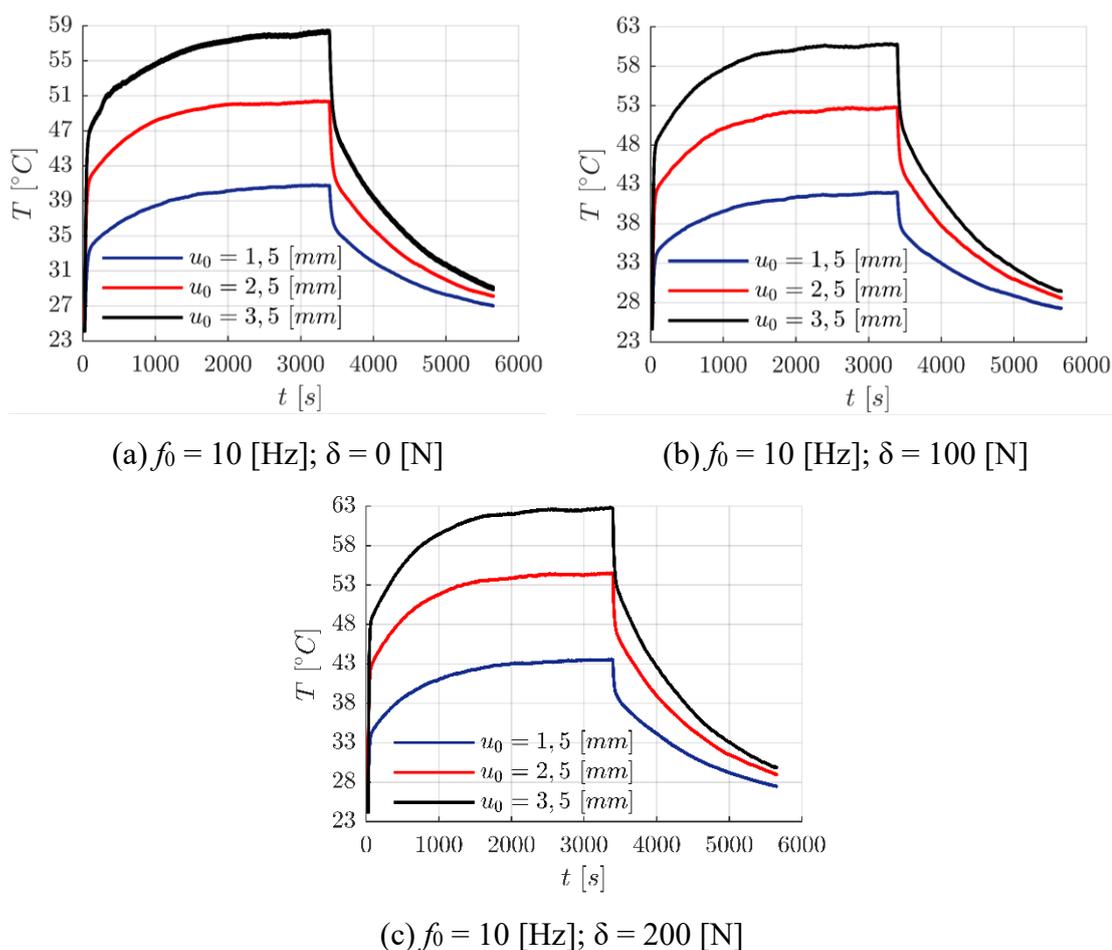


Figura 6.5 – Perfis experimentais de temperatura para $f_0 = 10$ Hz com diferentes pré-cargas.

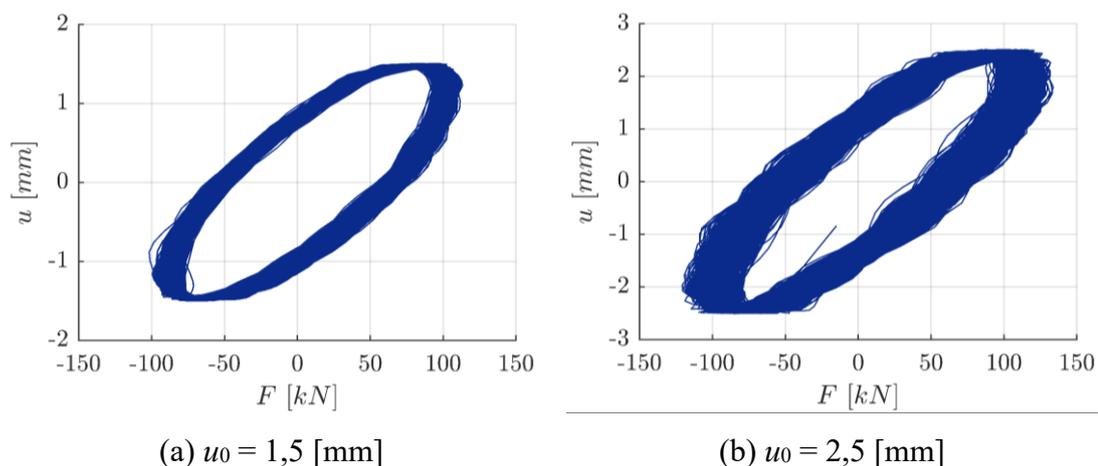


Figura 6.6 – Histereses experimentais para os ensaios (19) e (22), $f_0 = 10$ Hz e $\delta = 200$ N.

Os resultados com $f_0 = 14$ Hz da Fig. 6.7 mostra um comportamento análogo ao da Fig. 6.5 entre $u_0 = 1,5$ mm e $u_0 = 2,5$ mm para uma mesma pré-carga. Entretanto, para $u_0 = 2,5$ mm e $u_0 = 3,5$ mm dos cenários (8), (17) e (26) é notada uma minimização do efeito de u_0 sobre o

autoaquecimento. Este comportamento não visto nas simulações pode estar associado ao aumento da frequência da excitação para o ensaio (8), tendendo a tornar-se ainda mais significativo com o aumento do pré-carga, como pode ser observado nas Figs. 6.7(b) e 6.7(c).

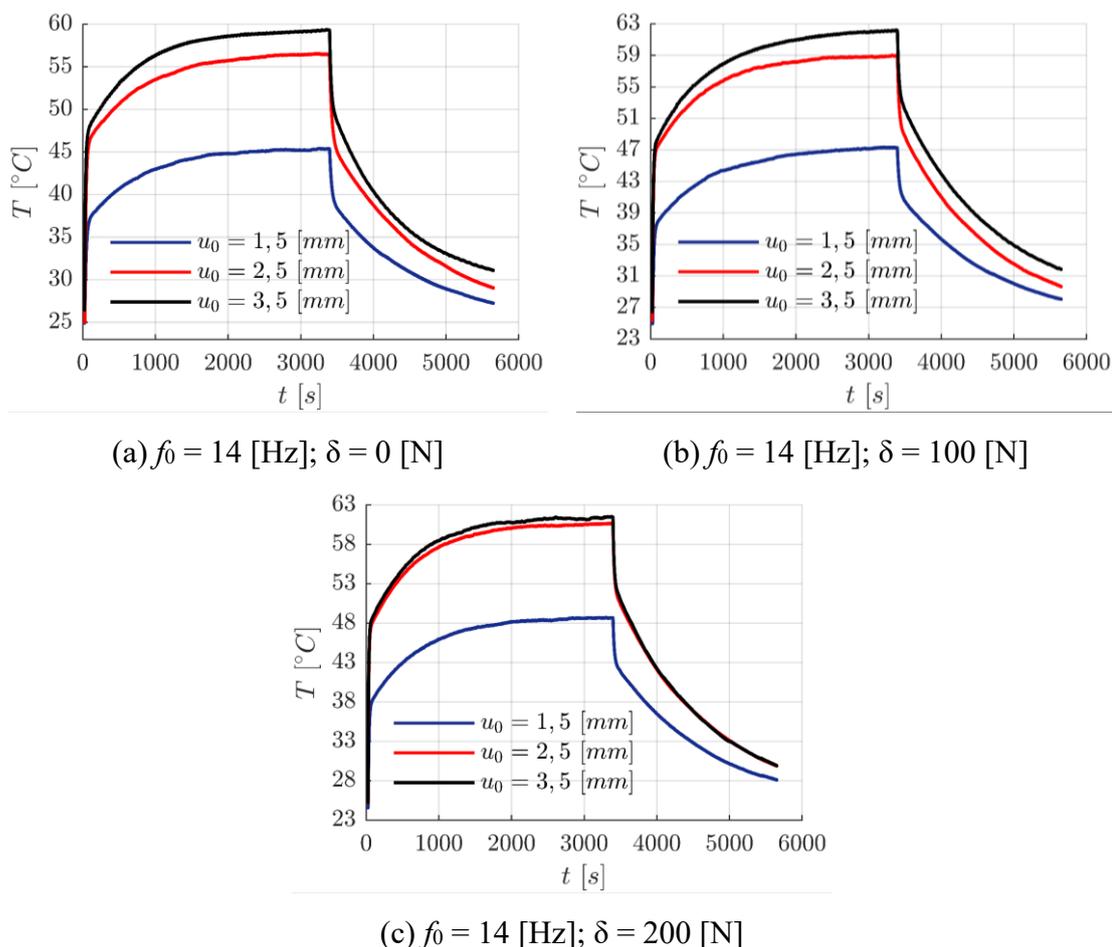


Figura 6.7 – Perfis experimentais de temperatura para $f_0 = 14$ Hz e diferentes pré-cargas.

As curvas de temperatura para $f_0 = 17$ Hz, mostradas na Fig. 6.8, apresentam a mesma tendência dos cenários anteriores levando-se em conta $u_0 = 1,5$ mm e $u_0 = 2,5$ mm para uma mesma pré-carga. Entretanto, o comportamento visto nas Figs 6.7(b) e 6.7(c), em relação às amplitudes $u_0 = 2,5$ mm e $u_0 = 3,5$ mm, aparece altamente potencializado, não sendo observadas diferenças significativas entre os perfis relativos para $\delta = 0$ N e $\delta = 100$ N durante toda a fase de carregamento, e sobreposição total para $\delta = 200$ N, mesmo para a fase de resfriamento.

Este efeito indica uma redução muito significativa nas amplitudes das deformações dinâmicas do material viscoelástico refletida em menores valores de deslocamento, como visto na Fig. 6.9. Isto pode estar relacionado ao acréscimo de rigidez do material a frequências mais

significativas, devido ao aumento da velocidade com que a microestrutura polimérica se deforma e ao acúmulo de micro-deformações residuais, sendo potencializado com a pré-carga.

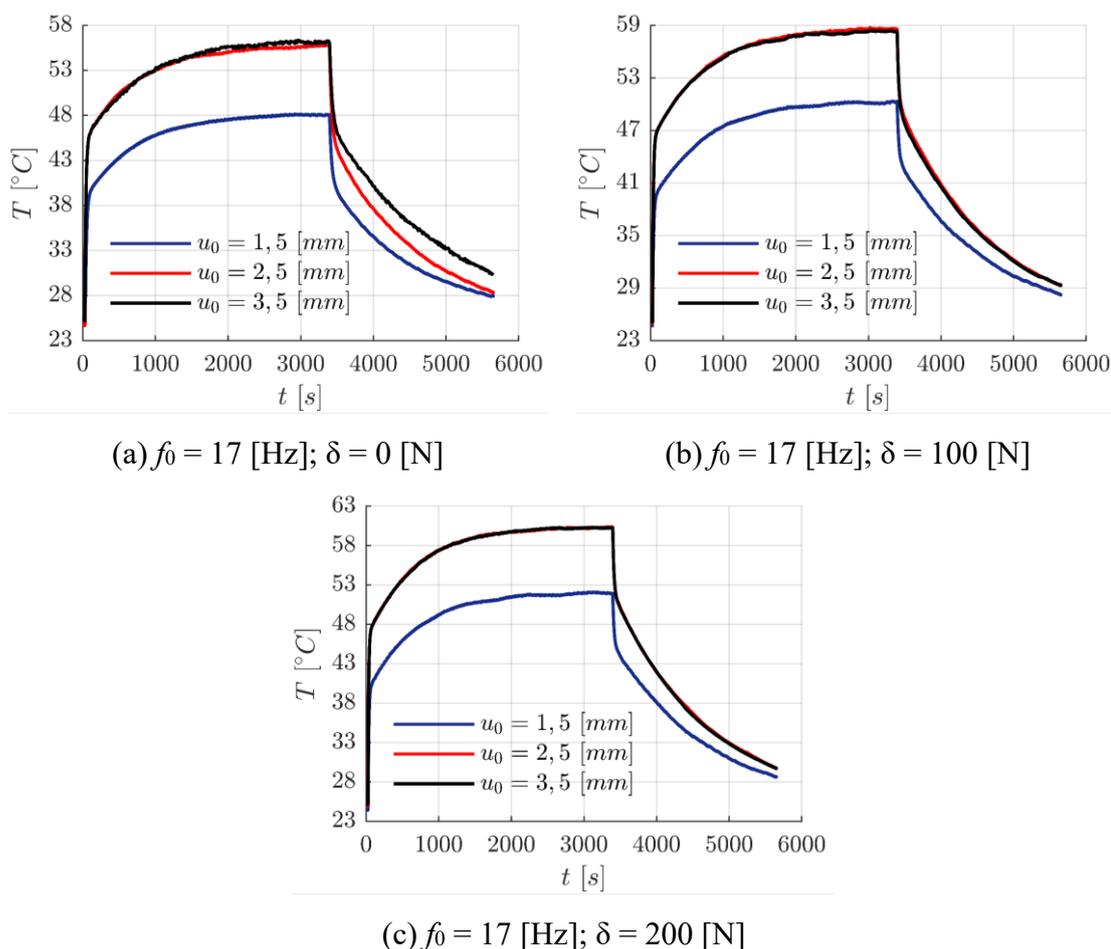


Figura 6.8 – Perfis experimentais de temperatura para $f_0 = 17$ Hz e diferentes pré-cargas.

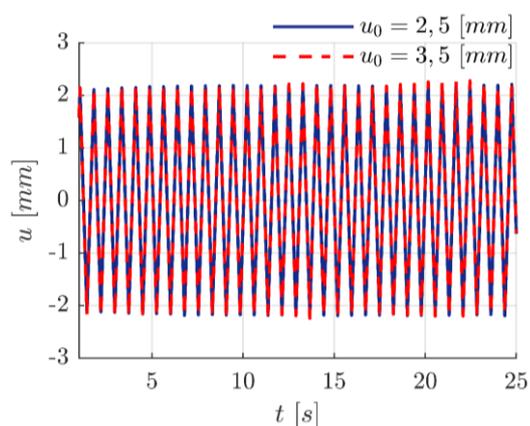


Figura 6.9 – Amplitudes dos deslocamentos no tempo para os cenários (24) e (27).

6.2.2 Influência da frequência da excitação

A comparação dos perfis de temperatura da Fig. 6.10 para $u_0 = 1,5$ mm e $\delta = \{0, 100, 200\}$ N mostra o aumento da temperatura com a frequência da excitação para uma mesma pré-carga. Embora seja observado um aumento maior de $f_0 = 10$ Hz para $f_0 = 14$ Hz das temperaturas, percebe-se que, mesmo para frequências mais significativas, no contexto de baixas amplitudes de deslocamento cíclico, o autoaquecimento tende a ser potencializado. Isto se deve à relaxação e recuperação da cadeia polimérica pós-deformação, devido à influência do aumento das velocidades da carga para baixa amplitude u_0 sobre o mecanismo de movimentação molecular, uma vez que há um aumento significativo da energia que é dissipada, como observado pela Fig. 6.11, para os últimos instantes da fase de carregamento.

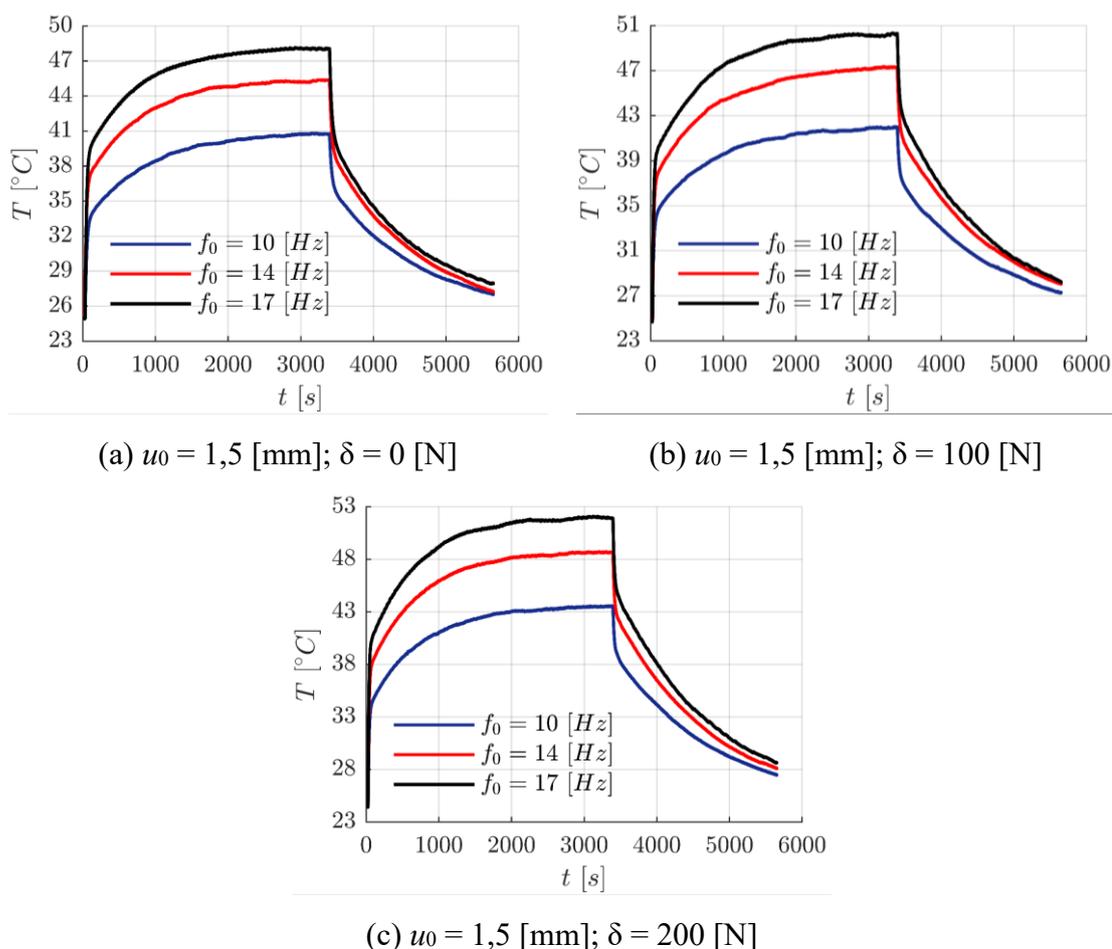


Figura 6.10 – Perfis de temperatura para $u_0 = 1,5$ mm e diferentes pré-cargas.

Os resultados das Figs. 6.12 e 6.13 para $u_0 = 2,5$ mm e $u_0 = 3,5$ mm, respectivamente, a diferentes pré-cargas mostram tendências similares ao caso anterior. Entretanto, observando as

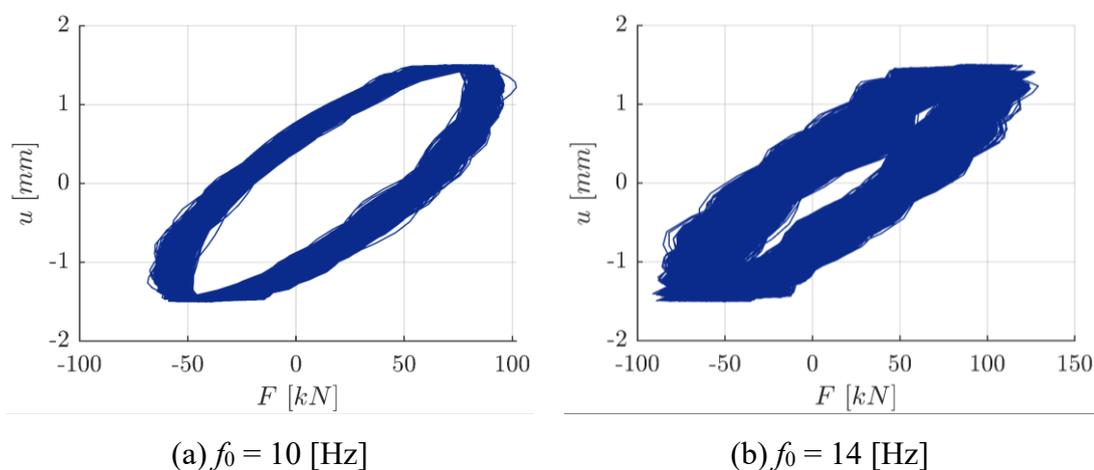


Figura 6.11 – Histereses experimentais para os ensaios (1) e (2) com $u_0 = 1,5$ mm e $\delta = 0$ N.

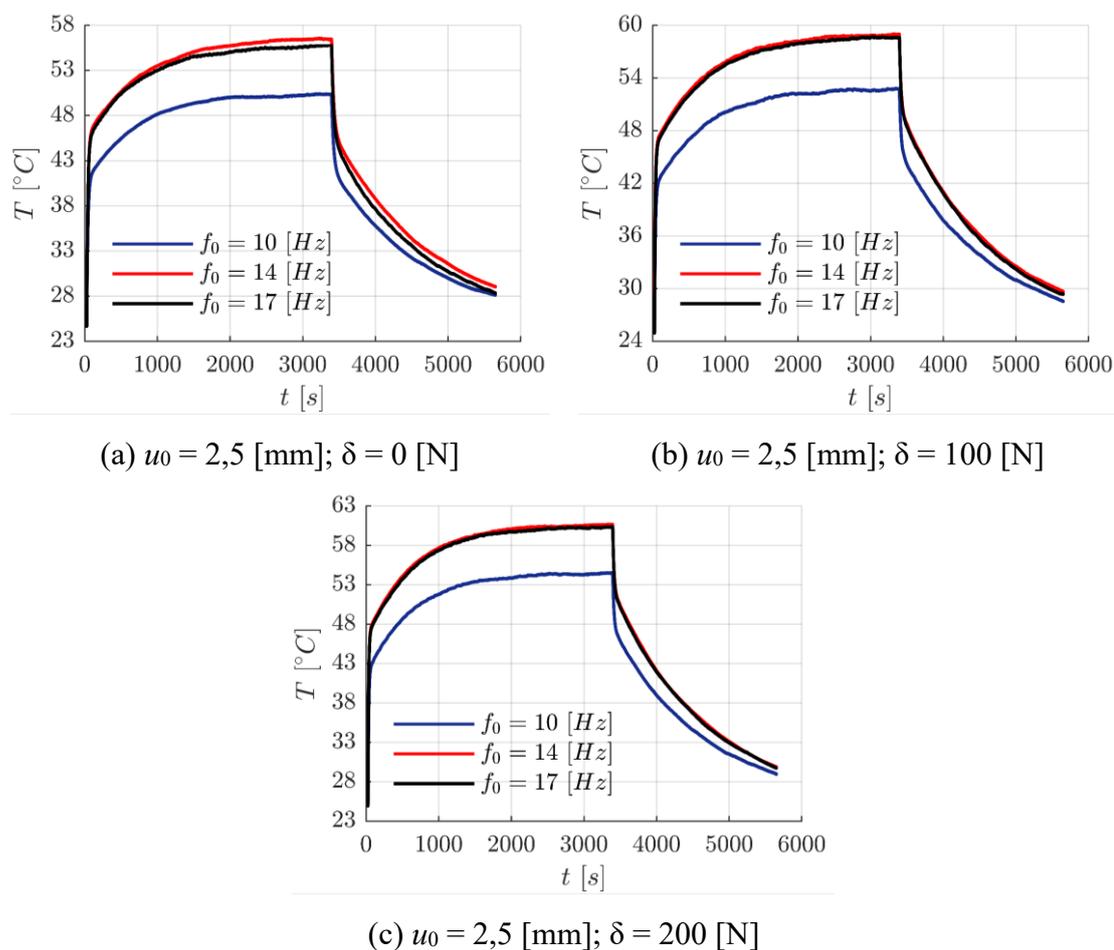


Figura 6.12 – Perfis de temperatura para $u_0 = 2,5$ mm e diferentes pré-cargas.

curvas de temperatura obtidas para $f_0 = 17$ Hz, $u_0 = 3,5$ mm e $\delta = \{0, 100, 200\}$ N mostrados na Fig. 6.13, nota-se uma redução bastante significativa na temperatura durante a segunda fase do autoaquecimento. Essa tendência vista na Fig. 6.12(a) é aqui muito mais significativa, supondo-

se uma limitação do autoaquecimento pelo aumento da frequência a amplitudes u_0 maiores. Esta redução dos valores de temperatura pode estar associada ao aumento da rigidez do material viscoelástico com o incremento das velocidades das deformações decorrente do acréscimo dos valores de f_0 , limitando as amplitudes do deslocamento, como visto na Fig. 6.14.

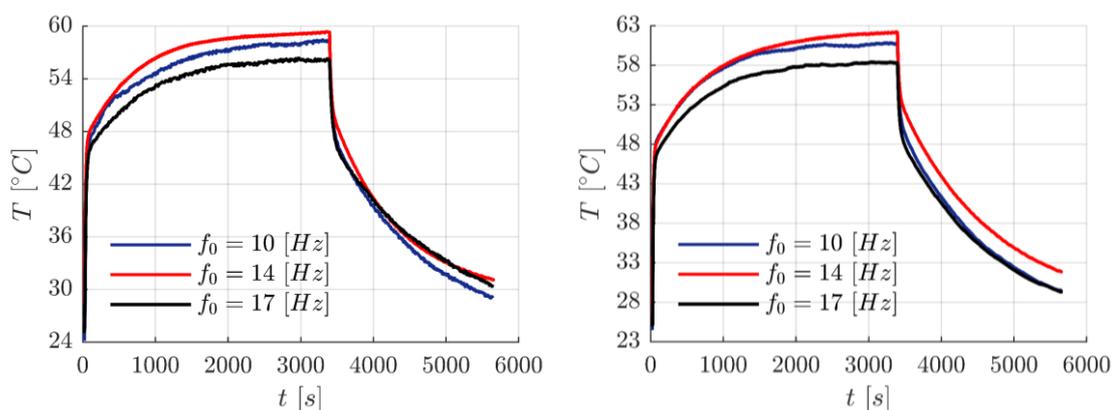
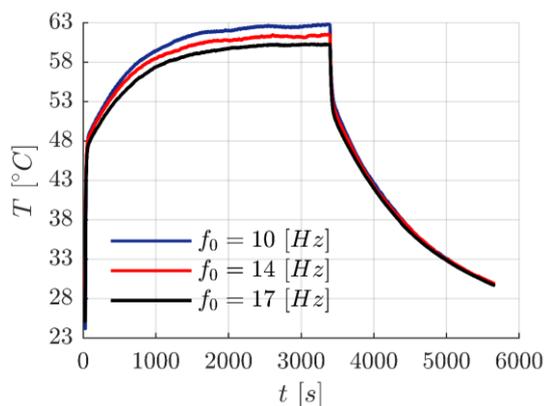
(a) $u_0 = 3,5$ [mm]; $\delta = 0$ [N](b) $u_0 = 3,5$ [mm]; $\delta = 100$ [N](c) $u_0 = 3,5$ [mm]; $\delta = 200$ [N]

Figura 6.13 – Perfis de temperatura para $u_0 = 3,5$ mm e diferentes pré-cargas.

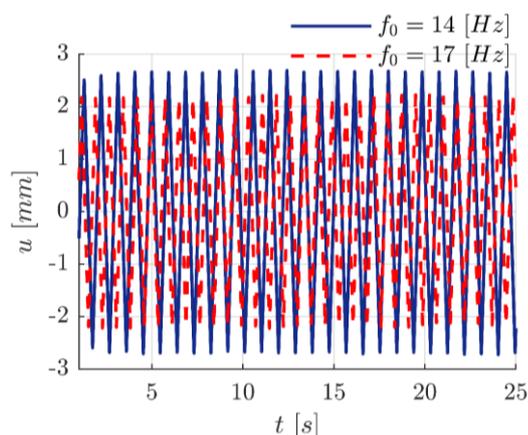


Figura 6.14 – Amplitudes, u_0 , para os ensaios (17) e (18) com $u_0 = 3,5$ mm e $\delta = 100$ N.

6.2.3 Influência da pré-carga estática

Para verificar a influência da pré-carga estática sobre o autoaquecimento, os resultados da Fig. 6.15 são agrupados os perfis experimentais de temperatura obtidos com $u_0 = 1,5$ mm e $f_0 = \{10, 14, 17\}$ Hz, conforme descrito em Rodovalho et al. (2016). De imediato, pode-se notar que o aumento da pré-carga potencializa o fenômeno do autoaquecimento com incrementos significativos nos valores de temperatura durante toda a fase de carregamento.

As curvas de histerese da Fig. 6.16 para os ensaios (1), (10) e (19) indicam que o aumento da pré-carga influencia não somente na temperatura, mas também na energia que é dissipada. Além disso, nota-se que a trajetória das curvas de histerese converge para uma curva central, como evidenciado pelas simulações numéricas.

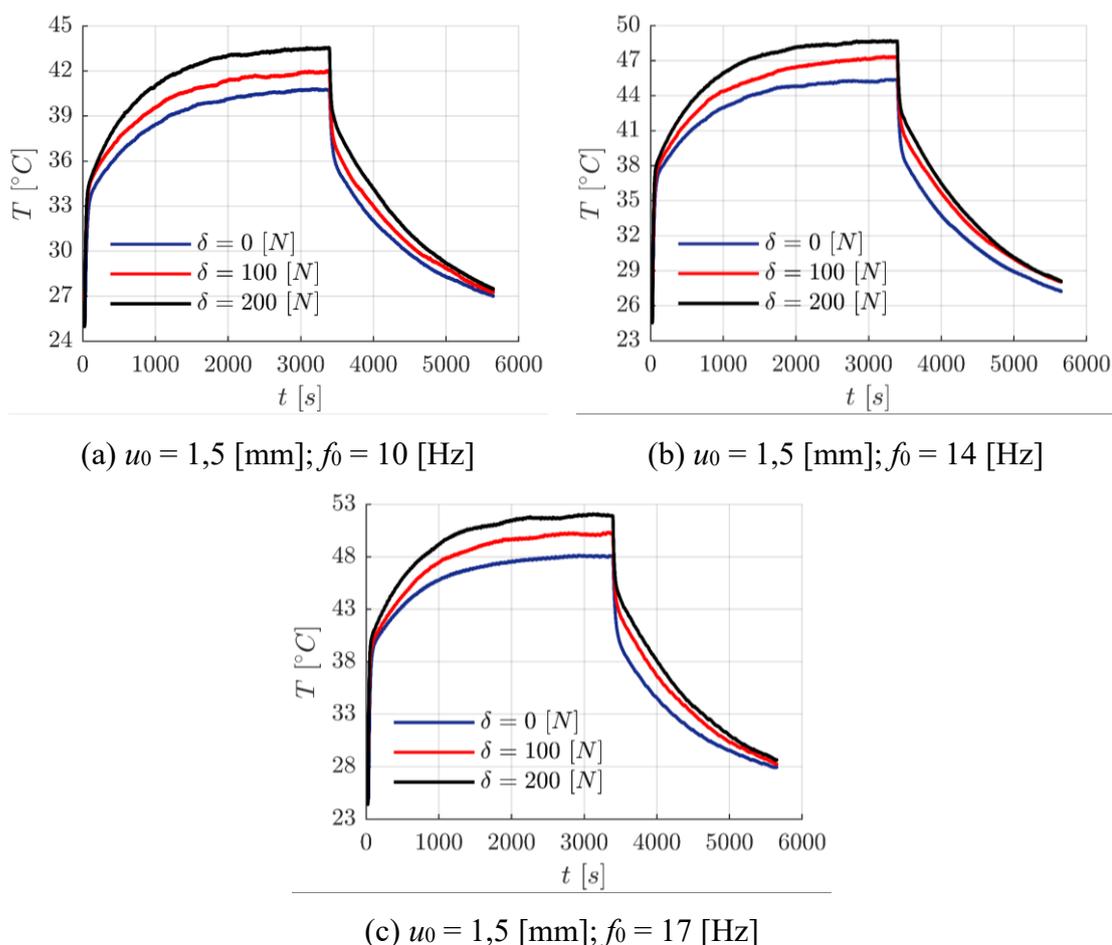


Figura 6.15 – Curvas de temperatura obtidas com $u_0 = 1,5$ mm e diferentes frequências.

Todos os demais resultados obtidos com $u_0 = 2,5$ mm e $f_0 = \{10, 14, 17\}$ e $u_0 = 3,5$ mm e $f_0 = \{10, 14, 17\}$, respectivamente, mostrados nas Figs. 6.17 e 6.18 seguem o comportamento

visto na Fig. 6.15, com exceção à curva de temperatura do ensaio (26). Esta apresenta valores menores que os obtidos no ensaio (17), diferindo do comportamento constatado. Assim, como os dados em temperatura deste ensaio não conduziram a resultados adequados, tanto no contexto da frequência da excitação como da pré-carga estática, o mesmo é desconsiderado para futuras análises.

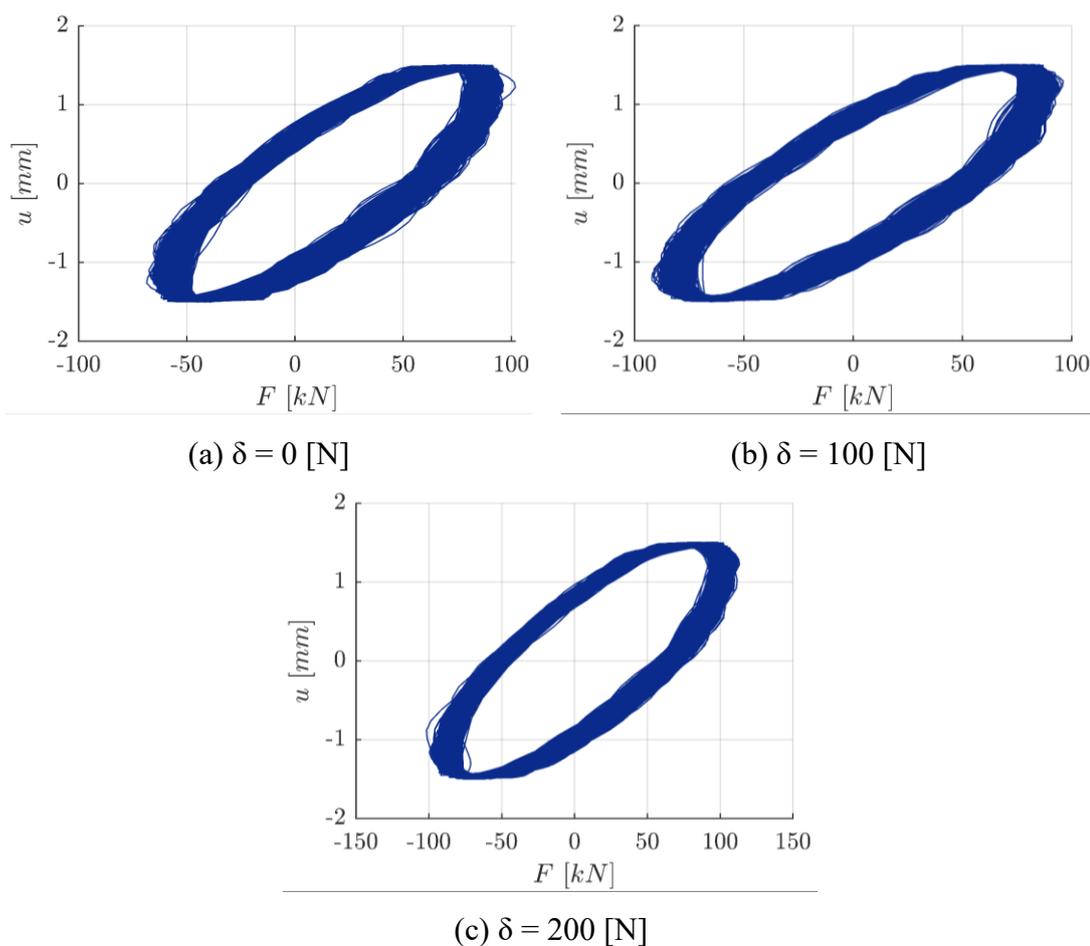


Figura 6.16 – Histereses experimentais para os ensaios (1), (19) e (12) para $u_0 = 1,5$ mm e $f_0 = 10$ Hz.

6.3 Verificação do modelo termomecânico viscoelástico

A comparação qualitativa da curva de temperatura do ensaio (4) com a correspondente obtida pelo modelo numérico utilizando os parâmetros definidos no Capítulo 5 mostrada na Fig. 6.19 mostra uma semelhança entre os perfis de temperatura em ambas as fases. Entretanto, a comparação quantitativa não é satisfatória, uma vez que os parâmetros de transferência de calor

por convecção natural, h , e de conversão térmica, β , usados nas simulações foram assumidos arbitrariamente com base em dados da literatura para polímeros (RITTEL, 2000; LIMA et al. 2013). Como h e β são fortemente dependentes das condições operacionais e ambientais (RITTEL; RABIN, 2000) e da geometria do dispositivo viscoelástico (RODOVALHO, 2014), é de se esperar que os valores de h e β usados no modelo não representem as condições experimentais.

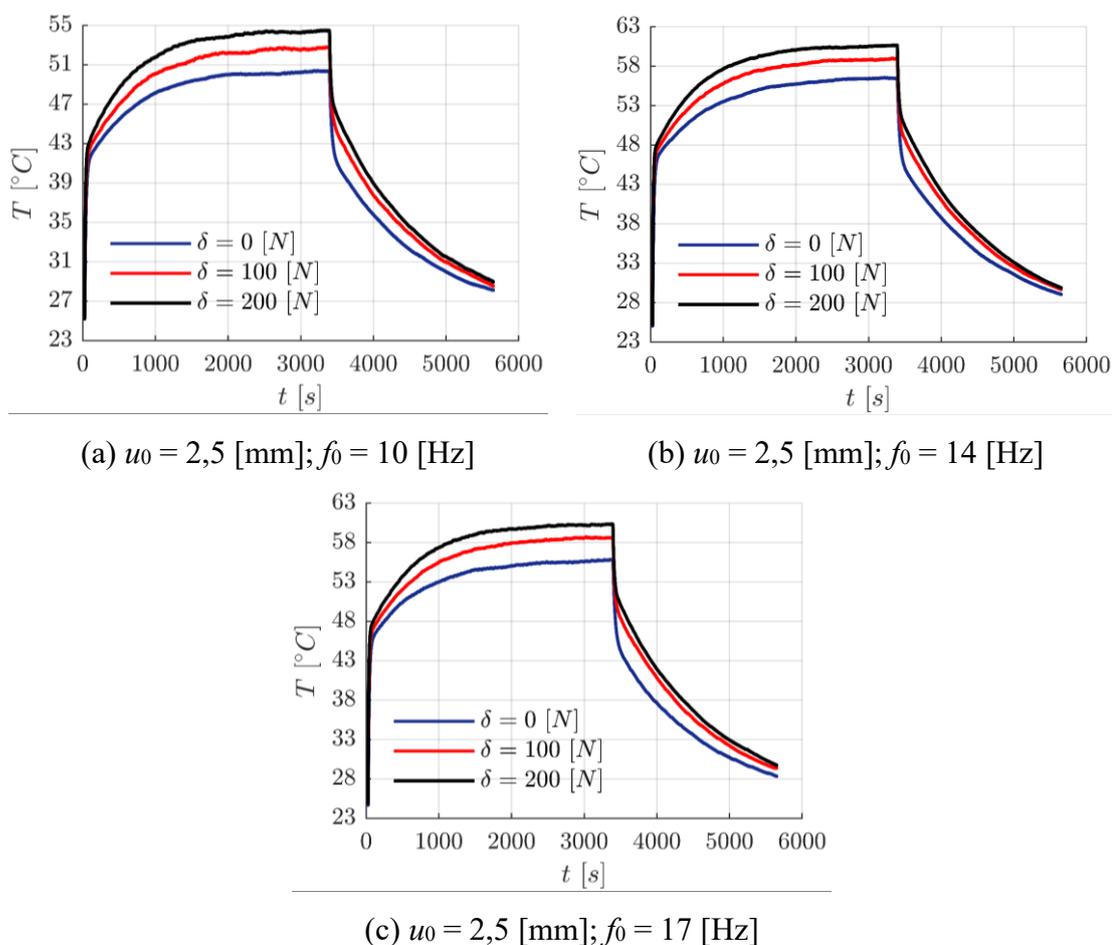


Figura 6.17 – Curvas de temperatura para $u_0 = 2,5$ mm e diferentes frequências de excitação.

Portanto, para avaliar quantitativamente a qualidade do modelo, os valores de, β , e h , devem ser identificados para as condições de cada ensaio. Para isto, neste trabalho é sugerido uma metodologia de ajuste de curvas, cujo procedimento é descrito na sequência.

6.3.1 Procedimento de identificação paramétrica

Embora nos trabalhos de Lima et al. (2015) e Rodovalho et al. (2016), correlações muito

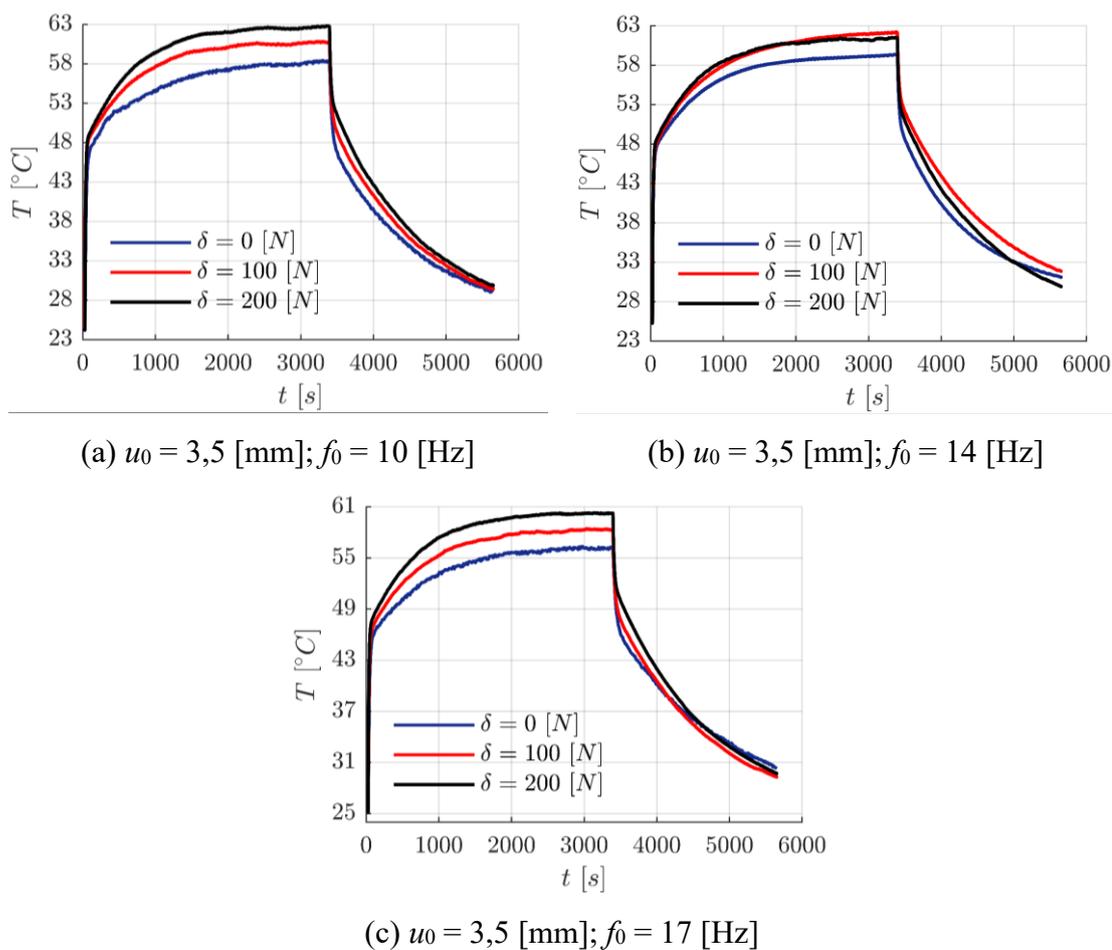


Figura 6.18 – Curvas de temperatura para $u_0 = 3,5$ mm e diferentes frequências de excitação.

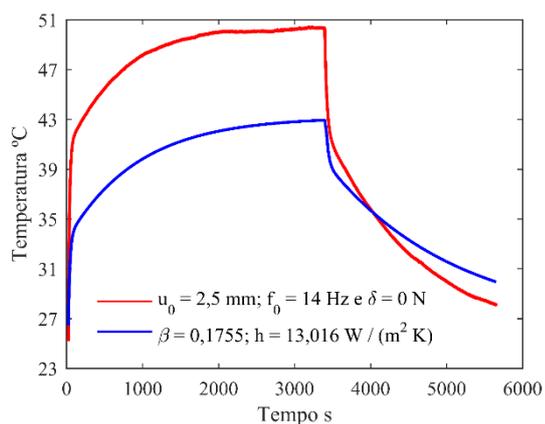


Figura 6.19 – Comparação em termos quantitativos das curvas de temperatura experimental e numérica para o cenário de teste (4).

satisfatórias tenham sido obtidas assumindo condições ambientais semelhantes e h admitido como sendo o mesmo para todos os ensaios, optou-se aqui por uma abordagem mais abrangente em relação à convecção natural, como parte importante dos requisitos de aprimoramento da

metodologia preditiva do autoaquecimento. Isso se justifica pelas variações significativas da temperatura ambiente no laboratório, observadas durante os ensaios, cuja influência abrange toda a segunda fase do autoaquecimento e todo o período de resfriamento. Desta forma, o procedimento de ajuste do modelo contempla a identificação simultânea de, β , e h , para as condições operacionais e ambientais de cada ensaio. Assim, a metodologia de identificação é formulada como um problema de otimização com a minimização da função custo:

$$F_{obj}(T(t)) = \sum_{j=1}^{n_{(exp)}} \left(T_P^{(exp)}(t_j) - T_P^{(num)}(t_j) \right)^2 \quad (6.2)$$

onde $T_P^{(exp)}$ e $T_P^{(num)}$ são as temperaturas experimental e numérica de um ponto, P , no instante de tempo t_j , e $n_{(exp)}$ é o número de pontos de temperatura.

Como especificado no contexto da análise de convergência temporal, Seção 5.1 do Capítulo 5, os perfis numéricos de temperatura são caracterizados por 160 valores, sendo destes, 60 para a fase de carregamento em escala logarítmica de tempo, e os demais para a fase de descarregamento. No entanto, as curvas experimentais dispõem de mais de 17 mil valores de temperatura e, assim, a Eq. (6.2) depende da adequação do número de pontos das curvas numéricas às obtidas experimentalmente para evitar perdas de informação. Isto é feito empregando a técnica de interpolação Polinomial de Hermite para estabelecer o ajuste do número de pontos à $n_{(exp)}$ mantendo a maior correlação possível à curva original.

O programa de otimização completo para a identificação paramétrica desenvolvido em MATLAB™ com interface para o ANSYS™ incorpora a Interpolação Polinomial de Hermite e utiliza o algoritmo NSGA (*Non-dominated Sorting Genetic Algorithm*) proposto inicialmente por Srinivas e Deb (1993). A Fig. 6.20 ilustra a metodologia de otimização deste trabalho.

6.3.2 Resultados do ajuste do modelo termomecânico

Para a identificação dos coeficientes de conversão térmica e de transferência de calor por convecção natural foram estabelecidos os seguintes intervalos de variação admissíveis para as variáveis de projeto:

$$10 \text{ W/m}^2\text{K} \leq h \leq 20 \text{ W/m}^2\text{K}, 0,1 \leq \beta \leq 0,7. \quad (6.3)$$

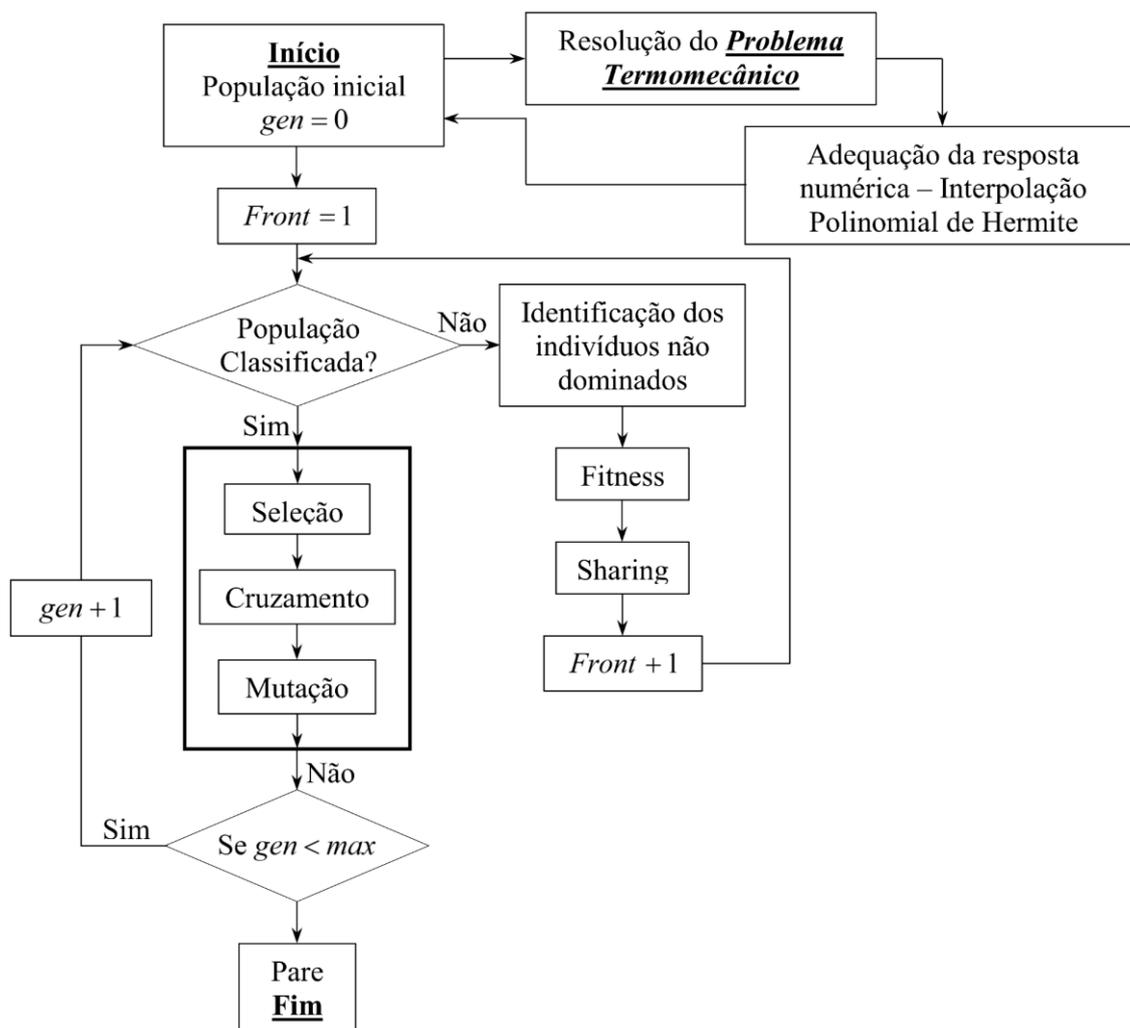


Figura 6.20 – Fluxograma da metodologia de otimização para a identificação paramétrica.

Apenas as variações (6.3) foram consideradas como restrições laterais para o problema inverso e como entrada para a estratégia NSGA com os seguintes parâmetros:

- Tamanho da população = 30 indivíduos;
- Probabilidade de seleção = 0,25;
- Probabilidade de mutação uniforme = 0,05;
- Probabilidade de mutação não uniforme = 0,05;
- Probabilidade de mutação limite = 0,05;
- Probabilidade de cruzamento simples = 0,25;
- Probabilidade de cruzamento aritmético = 0,25;
- Coeficiente de *sharing* = 0,2;

- Grau de mutação não uniforme = 2;

Neste caso, o número total de gerações foi limitado a 20 e o número máximo de avaliações da função objetivo foi estabelecido em 600.

Como a temperatura ambiente, T_{∞} , foi monitorada, uma curva ao longo das fases de carregamento e descarregamento do corpo de prova foi caracterizada para cada cenário de teste, como a mostrada na Fig. 6.21 para o ensaio (12). Como uma variação significativa é observada, para a identificação dos parâmetros β e h foi considerado um valor médio para T_{∞} obtido de acordo com os dados em temperatura para cada ensaio. A Fig. 6.22 compara as curvas de temperatura obtidas para o ensaio (12) em relação ao ponto A e as respectivas obtidas via simulações para $\beta_{min} = 0,1$, $\beta_{max} = 1,0$ (faixa indicada por Rittel (1999)), $h_{min} = 10 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ e $h_{max} = 20 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ (CAZENOVE, 2010), e com os valores ótimos β e h para a temperatura ambiente média $T_{\infty} = 24,51 \text{ }^{\circ}\text{C}$.

A Figura 6.22 mostra a grande sensibilidade do modelo aos parâmetros h e β , além da boa correlação entre os resultados, cuja diferença absoluta não excede $0,7 \text{ }^{\circ}\text{C}$. A Tabela 6.4 mostra os valores ótimos dos parâmetros para todos os ensaios e as curvas comparativas dos demais ensaios são mostradas no Anexo A.

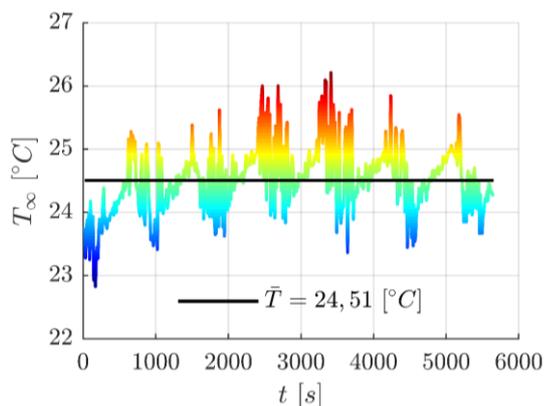


Figura 6.21 – Variação da temperatura ambiente durante a realização do ensaio (12).

O ajuste para os ensaios (8) e (17) da Fig. 6.23, mostram valores numéricos levemente superiores aos experimentais no início da segunda fase do autoaquecimento e em um intervalo um pouco maior na fase de resfriamento. Além disso, subestimações por parte do modelo são constatadas para os instantes finais da fase de carregamento e de descarregamento para ambos os casos. Embora a diferença máxima entre as curvas para o pior caso seja de $6,13 \%$, boas correlações são observadas ao longo da maior parte das curvas de autoaquecimento.

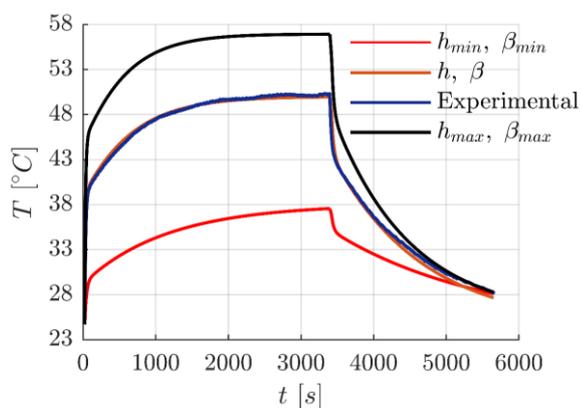
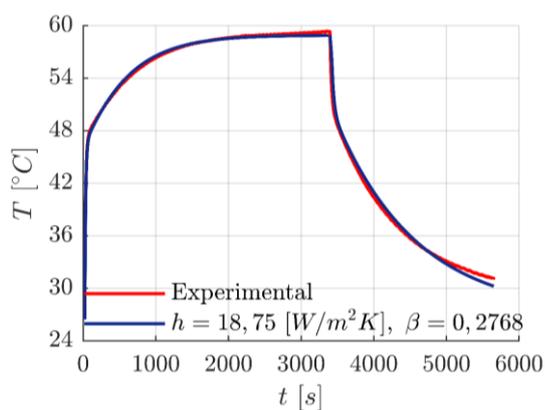
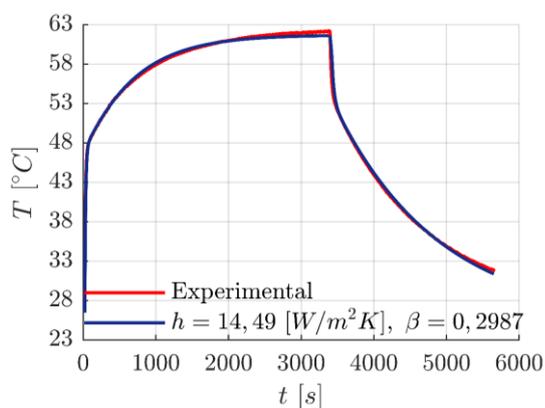


Figura 6.22 – Curvas simuladas com os valores máximos, mínimos e ótimos dos parâmetros h e β ($h = 17,01 \text{ W/m}^2\text{K}$ e $\beta = 0,5284$), em relação ao perfil experimental para o ensaio (12).



(a) Cenário de teste – 8



(b) Cenário de teste – 17

Figura 6.23 – Resultados do ajuste do modelo para os cenários de teste (8) e (17).

Tabela 6.4 – Valores ótimos identificados para o ajuste do modelo numérico-computacional.

Cenário de teste	Valores ótimos			Desvio máximo e_T [%]
	h [W/m ² K]	β	T_∞ [°C]	
(1)	15,10	0,4703	24,68	4,32
(2)	18,72	0,4990	24,91	4,81
(3)	18,28	0,4689	24,73	6,06
(4)	18,70	0,4889	25,59	6,25
(5)	18,65	0,4754	24,50	6,52
(6)	19,38	0,3225	24,39	6,02
(7)	16,26	0,4407	24,46	6,05
(8)	18,75	0,2768	25,01	6,13
(9)	18,33	0,1615	24,68	5,79
(10)	15,22	0,5295	24,54	4,57
(11)	15,19	0,5198	24,33	4,79
(12)	17,01	0,5284	24,51	5,34
(13)	16,72	0,5830	24,74	6,07
(14)	16,53	0,5296	24,73	6,64
(15)	16,16	0,3731	24,48	6,77
(16)	17,24	0,5532	24,47	7,07
(17)	14,49	0,2987	25,35	5,58
(18)	16,93	0,1897	24,61	6,71
(19)	14,36	0,5894	24,19	5,83
(20)	15,55	0,5809	24,08	5,72
(21)	15,92	0,5890	24,45	6,91
(22)	15,64	0,6232	24,41	6,78
(23)	16,68	0,5097	24,48	6,73
(24)	16,17	0,4126	24,73	7,64
(25)	15,63	0,5883	24,42	7,02
(27)	15,75	0,2112	24,41	7,75

CAPÍTULO VII

CONCLUSÕES GERAIS E PERSPECTIVAS FUTURAS

7.1 Resumo e avaliação

Esta Tese é uma continuidade das atividades de pesquisa que foram inicializadas por Rodvalho (2014) em seu trabalho de mestrado desenvolvido no LMEst/UFU no tocante ao estudo do fenômeno do autoaquecimento de materiais viscoelásticos aplicados sob a forma de dispositivos discretos. Ela representa uma contribuição aos procedimentos de modelagem numérico-experimental não somente do autoaquecimento, mas também da fuga térmica dos materiais viscoelásticos quando estes estão submetidos a carregamentos mecânicos cíclicos sobrepostos a pré-cargas estáticas.

A primeira parte do trabalho é dedicada ao estudo do autoaquecimento sendo abordadas no Capítulo II as principais pesquisas e referências bibliográficas que foi fundamental para o desenvolvimento desta Tese. Esta revisão permitiu identificar as principais contribuições sobre o tema até o presente e ponderar o aspecto original do presente trabalho. Além disso, os principais aspectos teóricos e práticos que envolvem a modelagem e a caracterização do comportamento de materiais viscoelásticos foram descritos no Capítulo III. A viscoelasticidade linear foi definida e as principais relações constitutivas no domínio do tempo e da frequência foram elucidadas, relativizando a influência dos principais fatores ambientais e operacionais comumente considerados na modelagem de sistemas viscoelásticos. Ênfase foi dada à representação não paramétrica no domínio da frequência, sendo apresentada uma extensão da abordagem módulo complexo para a inclusão dos efeitos da pré-carga estática nas propriedades mecânicas de materiais viscoelásticos, com base no trabalho de Nashif et al. (1985). Além disso,

uma síntese das principais metodologias diretas e indiretas para a caracterização experimental das propriedades mecânicas de materiais viscoelásticos foi feita com enfoque no método Direto proposto por Faisca (1998).

O Capítulo IV trata da modelagem analítica do problema em termoviscoelasticidade linear, apresentando a formulação para o cálculo da geração de calor em termos do mecanismo de dissipação viscoelástica levando-se em contas os efeitos combinados das deformações estáticas e dinâmicas. Com o método dos elementos finitos, foi possível definir uma estratégia nova para a resolução do problema termomecânico em viscoelasticidade a partir da construção de uma matriz de amortecimento viscoso equivalente que depende da frequência de excitação, da temperatura de operação e da pré-carga estática. Isto foi feito no código ANSYSTM a partir da linguagem APDL, onde foi implementado um procedimento iterativo de resolução das equações termomecânicas acopladas em viscoelasticidade, onde os problemas estrutural e térmico foram resolvidos de forma sequencial.

Os resultados das simulações para avaliar a influência de parâmetros operacionais e ambientais sobre os fenômenos de equilíbrio térmico e fuga térmica foram apresentados no Capítulo V. Neste caso, foram avaliadas a evolução do campo de temperaturas no para uma junta viscoelástica translacional 3D sujeita a diferentes amplitudes de deslocamento cíclico, frequências de excitação e pré-cargas estáticas. Foram também avaliadas as quantidades de energia dissipada e armazenada pelo material viscoelástico, do módulo de armazenamento e do fator de perda para cada ciclo de vibração, além das curvas de histerese. Adicionalmente, a investigação acerca da estratégia de controle caracterizada pela inclusão de insertos metálicos e os testes preliminares realizados com o método Direto utilizando o código ANSYSTM como ambiente laboratorial foram introduzidos em complementação às análises.

No Capítulo VI foi apresentado o aparato experimental para a verificação do procedimento de modelagem termoviscoelástico proposto nesta Tese. Foi também mostrado um procedimento de ajuste de curvas utilizando o algoritmo NSGA combinado com o método de Interpolação Polinomial de Hermite para a resolução do problema inverso. A evolução da temperatura em pontos específicos das camadas viscoelásticas e da distribuição superficial caracterizados experimentalmente com e sem pré-carga foram analisados qualitativamente e quantitativamente e, os resultados obtidos com o ajuste, avaliados em termos da correlação entre perfis numéricos e experimentais.

Os cenários de teste investigados permitem avaliar de forma geral a metodologia híbrida de modelagem numérica-experimental proposta nesta Tese como sendo uma ferramenta

bastante útil para a análise termomecânica e caracterização preditiva do autoaquecimento e fuga térmica de dispositivos viscoelásticos amortecedores. Em termos de aplicabilidade, a presente metodologia pode ser estendida a previsões da evolução e da distribuição do campo de temperatura para configurações estruturais mais complexas de engenharia incluindo o estado triaxial de tensões. Neste contexto, os resultados numéricos e experimentais obtidos conduzem às seguintes conclusões específicas:

- Acerca da influência das amplitudes das deformações dinâmicas para baixas frequências, as estimativas mostraram-se consistentes com as previsões experimentais. Esta tendência foi mantida para baixas e médias amplitudes com o aumento da frequência, e para alta amplitude a baixa frequência. No entanto, para alta amplitude a alta frequência, o modelo não foi capaz de fornecer previsões satisfatórias. Neste caso, as curvas de temperatura no tempo apresentaram tendências até então não observadas, evidenciando a alta susceptibilidade do autoaquecimento a valores da frequência da excitação que correspondem por aumentos mais significativos da rigidez das camadas viscoelásticas, cuja importância relativa ainda depende pormenor da pré-carga estática;
- Os resultados mostram a ampla aplicabilidade do método Direto para a caracterização do comportamento viscoelástico temperatura-frequência e pré-carga-frequência para representar a evolução e a distribuição do campo de temperatura no interior de materiais viscoelásticos, evidenciando que as deformações estáticas dependem da frequência da excitação. No entanto, como pôde ser observado pela comparação entre as curvas numéricas e os perfis experimentais, as estimativas obtidas com o modelo subestimaram os efeitos da pré-carga estática em termos da temperatura independentemente da amplitude e frequência do deslocamento mecânico cíclico. Além disso, os resultados experimentais mostraram um acúmulo de calor mais significativo na região mais próxima ao bloco de aço central com o aumento da pré-carga estática, o qual não foi predito pelo modelo. Estes aspectos salientam a importância da utilização de uma abordagem exata para o aumento da capacidade em previsibilidade e representatividade do modelo. Neste tocante, os resultados preliminares obtidos com a hipótese da extensão do PSFT para a pré-carga podem ser considerados como indicativos promissores, embora dados experimentais tenham que ser utilizados sobre faixas mais amplas de frequência, para conclusões mais abrangentes sobre a validade da hipótese.

- A evolução da temperatura observada para a fuga térmica é qualitativamente a reportada por Lesieutre e Govindswamy (1996). No entanto, comparativamente aos trabalhos anteriores de Rodovalho (2014) e de Rodovalho et al. (2016), a magnitude dos valores de temperatura das estimativas numéricas diferem. Isto se deve às condições dinâmicas e térmicas. Entretanto, conclui-se que além das amplitudes das deformações estáticas e dinâmicas e, das condições de contorno térmicas, a fuga térmica depende sobremaneira da frequência da excitação, sendo determinante na intensidade e na importância relativa do autoaquecimento, assim como a condutividade térmica do material restringente. Além disso, as demais evidências experimentais confirmam a autolocalização espacial como relatado por Braeck et al. (2009);
- Os testes numéricos com a estratégia de controle do autoaquecimento evidenciaram a importância dos parâmetros geométricos e do número de insertos metálicos na redução do campo de temperatura e da alteração do comportamento dinâmico estrutural, embora esta ainda seja limitada, devido ao alto amortecimento inerente. As propriedades térmicas do material dos insertos são de grande relevância em termos do acúmulo de calor no interior do material viscoelástico, principalmente na primeira fase do autoaquecimento. No entanto, há a necessidade da realização de um estudo experimental completo para a avaliação do ganho real do sistema de controle do autoaquecimento, acompanhado do desenvolvimento de uma metodologia de otimização para a maximização da redução em temperatura e a minimização das modificações estruturais;
- O procedimento mono-objetivo de identificação incorporando o NSGA e a Interpolação Polinomial de Hermite viabilizou resultados propícios, para ambas as fases das curvas de autoaquecimento a um custo computacional relativamente baixo. Correlações satisfatórias foram obtidas na totalidade dos cenários de teste, uma vez que o máximo desvio em temperatura constatado não excedeu 7,8 %. No entanto, a estratégia utilizada com a identificação do parâmetro de transferência de calor por convecção natural para cada ensaio, justificada pela variação da temperatura ambiente entre as realizações experimentais, evidenciou aumentos nos valores do parâmetro de conversão térmica com o incremento da pré-carga estática. Além disso, os valores mais significativos de desvios obtidos podem estar correlacionados à variação da temperatura ambiente, cuja a influência de aumentos e decréscimos não foram considerados na identificação, e a

erros provenientes dos próprios valores das propriedades do material viscoelástico utilizadas na modelagem;

- Do ponto de vista de projeto de dispositivos amortecedores viscoelásticos para o controle passivo de vibrações, a principal conclusão acerca do autoaquecimento e das implicações que acompanham os fenômenos de equilíbrio térmico e da fuga térmica é que estes podem afetar significativamente a eficiência do mesmo, dependendo das condições ambientais e operacionais. Seja na fase de concepção inicial ou de pré-projeto, a análise da evolução e da distribuição do campo de temperatura para condições de acoplamento de esforços mecânicos cíclicos e pré-cargas estáticas é essencial na garantia e na manutenção da integridade estrutural não apenas do dispositivo, mas da estrutura como um todo tratada viscoelasticamente.

7.2 Perspectivas futuras

São as seguintes as perspectivas de continuidade para trabalhos futuros:

- Continuidade do estudo acerca da modelagem numérica-experimental do fenômeno do autoaquecimento de materiais viscoelásticos para condições de sobreposição de esforços estáticos e mecânicos cíclicos com extensão à viscoelasticidade não linear (grandes deslocamentos e deformações) e pré-carga estática em cisalhamento;
- Caracterização experimental das propriedades mecânicas utilizando o método Direto para uma ampla faixa de valores de frequência operacional, temperatura e pré-carga estática, objetivando estabelecer um fator de deslocamento que viabilize à extensão do PSFT à consecução de uma expressão analítica do módulo complexo em frequência reduzida contemplando os efeitos de ambos os parâmetros;
- Realização de experimentos envolvendo a estratégia de controle do autoaquecimento através da inclusão de insertos metálicos;

- Análise de sensibilidade e proposição de um modelo não paramétrico para o estudo de incertezas inerentes dos parâmetros de conversão térmica e coeficiente de convecção natural;
- Realização dos ensaios experimentais utilizando uma câmara térmica para o controle ambiental de temperatura para a minimização da influência das variações ambientais sobre os resultados experimentais;
- Influência do autoaquecimento no envelhecimento de materiais viscoelásticos e análise de fadiga de tais dispositivos;

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ADESSINA, A.; HAMDAOUI, M.; XU, C.; DAYA, E. M. Damping properties of bi-dimensional sandwich structures with multi-layered frequency-dependent visco-elastic cores. **Composite Structures**, v. 154, pp. 334-343, 2016.

<https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2016.07.056>

ALLEN, B. R. A direct complex stiffness test system for viscoelastic material properties. **Proceedings of Smart Structures and Materials**, 1996, San Diego – USA.

ALLAHVERDIZADEH, A.; MAHJOOB, M.; MALEKI, M.; NASROLLAHZADEH, N.; NAEI, N. Structural modeling, vibration analysis and optimal viscoelastic layer characterization of adaptative sandwich beams with electrorheological fluid core. **Mechanics Research Communications**, v. 51, pp. 15-22, 2013.

<https://doi.org/10.1016/j.mechrescom.2013.04.009>

ARAI, M.; KATO, Y.; KODERA, T. Characterization of the thermo-viscoelastic property of glass and numerical simulation of the press molding of glass lens. **Journal of Thermal Stress**, v. 32 (12), pp. 1235-1255, November 2009.

<https://doi.org/10.1080/01495730903310557>

ARAVANIS, A. E. **Efeito do sistema de reticulação nas propriedades de compostos de borracha natural para peças de engenharia do setor automotivo**. 2006. 112f. Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul – Porto Alegre.

BANISHEIKHOLESAMI, A.; BEHNAMFAR, F.; GHANDILL, M. A beam-to-column connection with visco-elastic and hysteretic dampers for seismic damage control. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 117, pp. 185-195, 2016.

<https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2015.10.016>

BANKAR, V.; ARADHYE, A. S. A review on active, semi-active and passive vibration damping. **International Journal of Current Engineering and Technology**, v. 6, n. 6, pp. 1-5, 2016.

BANKS, H. T. **Smart materials structures, modeling, estimation and control**. John Wiley & Sons, 1996.

BARBOSA, F. **Modelagem computacional de estruturas de estruturas com camadas viscoelásticas amortecedoras**. 2000. 196 p. Tese de doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro/COPPE – Rio de Janeiro.

BENT, A. A.; HAGOOD, N. W.; RODGERS, J. P. Anisotropic actuation with piezoelectric fiber composites. **Journal of Intelligent Material Systems**, v. 6, n. 3, pp. 338-349.

<https://doi.org/10.1177/1045389X9500600305>

BEVER, M. B.; HOLT, D. L.; TITCHENER, A. L. The stored energy of cold work. **Progress in Materials Science**, vol. 17, 1973.

[https://doi.org/10.1016/0079-6425\(73\)90001-7](https://doi.org/10.1016/0079-6425(73)90001-7)

BRACKBILL, C. R.; LESIEUTRE, G. A.; SMITH, E. C.; GOVINDSWAMY, K. Thermomechanical modeling of elastomeric materials. **Smart Materials and Structures**, v. 5, n. 5, pp. 529-539, 1996.

<https://doi.org/10.1088/0964-1726/5/5/003>

BRACKBILL, C.; RUHL, L.; LESIEUTRE, G.; SMITH, E. Characterization and modeling of the low strain amplitude and frequency dependent behavior of elastomeric damper materials. In: **39th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference and Exhibit Structures, Structural Dynamics, and Materials and Co-located Conferences American Institute of Aeronautics and Astronautics**, 39, 1998, pp. 1273-1283.

<https://doi.org/10.2514/6.1998-1845>

BRAECK, S.; PODLADCHIKOV, Y.Y. Spontaneous thermal runaway as an ultimate failure mechanism of materials. **Physical Review Letters**, v. 98, n. 9, pp. 1-4, March 2007.

<https://doi.org/10.1103/PhysRevLett.98.095504>

BRAECK, S.; PODLADCHIKOV, Y.Y.; MEDVEDEV, S. Spontaneous dissipation of elastic energy by self-localizing thermal runaway. **Physical Review E**, v. 80, n. 4, pp. 1-15, October 2009.

<https://doi.org/10.1103/PhysRevE.80.046105>

BRIEND, Y. **Contribuição aos métodos de redução de modelo aplicados a sistemas aeroviscoelásticos**. 2017. 138 f. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia – Uberlândia.

<http://dx.doi.org/10.14393/ufu.di.2017.72>

BRONKHORST, K. B.; FEBBO, M.; LOPES, E. M. O.; BAVASTRI, A. Experimental implementation of an optimum viscoelastic vibration absorber for cubic nonlinear systems. **Engineering Structures**, v. 163, pp. 323-331, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.02.074>

CARRASCOSA, L. I.; BUSTURIA, J. M.; GIMENEZ, J. G. Global experiment modal analysis: a comparison of different methods. **International Modal Analysis Conference**, pp. 311-321, 1985.

CASSU, S. N.; FELISBERTI, M. I. Comportamento dinâmico-mecânico e relaxações de polímeros e blendas poliméricas. **Química Nova**, v. 28, n. 2, pp. 255-263, 2005.

<https://doi.org/10.1590/S0100-40422005000200017>

CAZENOVE, J. **Modelagem numérico-computacional e avaliação experimental do autoaquecimento de materiais viscoelásticos**. 2010. 120 f. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia – Uberlândia.

CAZENOVE, J. de; RADE, D. A.; LIMA, A. M. G.; ARAÚJO, C. A. A numerical and experimental investigation on self-heating effects in viscoelastic dampers. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 27, pp. 433-445, 2012.

<https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2011.05.004>

CHERVINKO, O. P.; SENCHENKOV, I. K.; YAKIMENKO, N. N. Vibrations and self-heating of a viscoelastic prism with a cylindrical inclusion. **International Applied Mechanics**. Kyiv, v. 43, n. 6, pp. 73-81, June 2007.

<https://doi.org/10.1007/s10778-007-0063-1>

CHIKH, N.; NOUR, A.; AGUIB, S.; TAWFIQ, I. Dynamic analysis of the non-linear behavior of a composite sandwich with a magnetorheological elastomer core. **Acta Mechanica Sinica**, v. 59, n. 3, pp. 271-283, 2016.

[https://doi.org/10.1016/S0894-9166\(16\)30161-6](https://doi.org/10.1016/S0894-9166(16)30161-6)

CHOU, S. C.; ROBERTSON, K. D.; RAINEY, J. H. The effect of strain rate and heat developed during deformation on the stress-strain curve of plastics. **Experimental Mechanics**, pp. 422-432, October 1973.

<https://doi.org/10.1007/BF02324886>

CHRISTENSEN, R. M. **Theory of viscoelasticity: an introduction**. 2.ed. Academic Press, 1982. 359p.

CRANDALL, S. H. The role of damping in vibration theory. **Journal of Sound and Vibration**, v. 11, n. 1, pp. 3-18, 1970.

[https://doi.org/10.1016/S0022-460X\(70\)80105-5](https://doi.org/10.1016/S0022-460X(70)80105-5)

DATTA, P.; RAY, M. C. Three-dimensional fractional derivative model of smart constrained layer damping treatment for composite plates. **Composite Structures**, v. 156, pp. 291-306, 2016.

<https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2015.10.021>

DRAKE, M. L.; SOOVERE, J. A design guide for damping of aerospace structures. In:

Vibration Damping Workshop, 1984, Long Beach, California.

DILLON, O. W. The heat generated during the torsional oscillations of copper tubes. **International Journal of Solids and Structures**, v. 2, n. 2, pp. 181-204, 1966.

[https://doi.org/10.1016/0020-7683\(66\)90014-X](https://doi.org/10.1016/0020-7683(66)90014-X)

DIPPEL, B.; JOHLITZ, M.; LION, A. Thermo-mechanical couplings in elastomers – experiments and modelling. **Journal of Applied Mathematics and Mechanics**, v. 95, n. 11, pp. 1117-1128, 2015.

<https://doi.org/10.1002/zamm.201400110>

DOMINIJANNI, A. D.; PREVOIR, S. J.; CHENG, L.; STRUZIK, R. C.; WALLACE, E. M.; FEHERVARI, A. F.; ARIS, Z. F. M. Earpieces employing viscoelastic materials. **United States Patent Application Publication**, pp. 1-6, 2018.

FAISCA, R. G. **Caracterização de materiais viscoelásticos como amortecedores de vibrações**. 1998. 158 f. Tese de doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro/COPPE – Rio de Janeiro.

FEDERICO, C. E.; BOUVARD, J. L.; COMBEAUD, C.; BILLON, N. Large strain/time dependent mechanical behaviour of PMMAs of different chain architectures. Application of time-temperature superposition principle. **Polymer**, v. 139, pp. 177-187, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.polymer.2018.02.021>

FINDLEY, W. N.; LAI, J. S.; ONARAN, K. **Creep and relaxation of nonlinear viscoelastic materials, with an introduction to linear viscoelasticity**. North-Holland Publishing Company, 2^a ed., 1976

FLÜGGE, W. **Viscoelasticity**. Springer, 1675.

GASKELL, D. R. **Introduction to thermodynamics of materials**. 5th ed. N.Y.: Taylor & Francis, 2008, 640p.

GOPALAKRISHNA, H. S.; LAI, M. L. Finite element heat transfer analysis of viscoelastic damper for wind applications. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 77 & 78, pp. 283-295, 1998.

[https://doi.org/10.1016/S0167-6105\(98\)00150-0](https://doi.org/10.1016/S0167-6105(98)00150-0)

HAMED, E.; FROSTIG, Y. Nonlinear thermo-mechanical behaviour of soft-core sandwich panels – Creep effects. **Journal of Sandwich Structures & Materials**, pp. 1-26, 2018.

<https://doi.org/10.1177/1099636218807727>

HASHEMI, M.; ZHUK, Y. A. Prediction of thermal instability-initiated performance losses by nanocomposite structure elements under cyclic loading. **Strength of Materials**, v. 49, n. 5, pp. 1-17, 2017.

<https://doi.org/10.1007/s11223-017-9909-x>

HAUSMANN, G.; GERGELY, P. Approximate methods for thermoviscoelastic characterization and analysis of elastomeric lead-lag dampers. In: **Proceedings of the 18th European Rotorcraft Forum**, 1992, Avignon – France, pp. 1-17.

HENRIQUES, I. R.; BORGES, L. A.; COSTA, M. F.; SOARES, B. G.; CASTELLO, D. A. Comparisons of complex modulus provided by different DMA. **Polymer Testing**, pp. 1-54, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2018.10.034>

HERNÁNDEZ, W.P; BORGES, F.C.L.; CASTELLO, D. A.; ROITMAN, N.; MAGLUTA, C. On the Uncertainties of Master Curves for Viscoelastic Materials. In: 3rd International Symposium on Uncertainty Quantification and Stochastic Modelling, 3, 2016, Maresias - SP. **Proceedings of 3rd Uncertainties**.

HERNÁNDEZ, W. P.; CASTELLO, D. A.; ROITMAN, N.; MAGLUTA, C. Thermorheologically simple materials: a Bayesian framework for model calibration and validation. **Journal of Sound and Vibration**, v.402, pp. 14-30, 2017.

<https://doi.org/10.1016/j.jsv.2017.05.005>

HOLZAPFEL, G. A.; REITER, G. Fully coupled thermomechanical behavior of viscoelastic solids treated with finite elements. **International Journal of Engineering Science**, v. 33, n. 7, pp. 1037-1058, 1995.

[https://doi.org/10.1016/0020-7225\(94\)00072-R](https://doi.org/10.1016/0020-7225(94)00072-R)

IRAZU, L.; ELEJABARRIETA, M. J. A novel hybrid sandwich structure: viscoelastic and eddy current damping. **Materials & Design**, v. 140, pp. 460-472, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2017.11.070>

JOHNSON, A. R.; CHEN, T. K. Thermo-mechanical analysis of dynamically loaded rubber cylinders. In: **American Chemical Society**, 2002, Pittsburg, EUA.

KANDASAMY, R.; CUI, F.; TOWNSEND, N.; FOO, C. C.; GUO, J.; SHENOI, A.; XIONG, Y. A review of vibration control methods for marine offshore structures. **Ocean Engineering**, v. 127, pp. 279-297, 2016.

<https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2016.10.001>

KARNAUKHOV, V. G.; SENCHENKOV, I. K.; Thermomechanical behavior of a viscoelastic finite circular cylinder under harmonic deformations. **Journal of Engineering Mathematics**, v. 46, pp. 299-312, 2003.

<https://doi.org/10.1023/A:1025027807089>

KATUNIN, A. Finite element simulation of self-heating effect and thermal fatigue of viscoelastic polymer composites. **Computer Methods in Materials Science**, v. 12, n. 3, pp. 225-230, 2012.

KATUNIN, A. Fatigue of polymeric composites during stationary and non-stationary self-heating. **Composite Theory and Practice**, v. 18, n. 1, pp. 19-24, 2018.

KATUNIN, A.; GNATOWSKI, A. Influence of heating rate on evolution of dynamic properties of polymeric laminates. **Plastics, Rubber and Composites**, v. 41, v. 6, pp. 233-239, 2012.

<https://doi.org/10.1179/1743289811Y.0000000037>

KATUNIN, A.; WRONKOWICZ, A.; BILEWICZ, M. Criticality of self-heating in degradation processes of polymeric composites subjected to cyclic loading: A multiphysical approach. **Archives of Civil and Mechanical Engineering**, v. 17, pp. 806-815, 2017.

<https://doi.org/10.1016/j.acme.2017.03.003>

KATUNIN, A.; WACHLA, D. Analysis of defect detectability in polymeric composites using self-heating based vibrothermography. **Composite Structures**, v. 201, pp. 760-765, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2018.06.105>

KERGOURLAY, G. **Mesure et prédiction vibroacoustique de structures viscoélastiques: application à une enceinte acoustique**. 2004. 152p. Thèse de doctorat (Mécanique), Laboratoire de Mécanique des Sols, Structures et Matériaux, Ecole Centrale Paris – Paris.

KIRICHOK, I. F.; CHERNYUSHOK, O. A. Forced vibration and self-heating of a flexible viscoelastic beam with piezoelectric sensor and actuator with account of shear strain. **International Applied Mechanics**, v. 54, n. 5, pp. 568-576, 2018.

<https://doi.org/10.1007/s10778-018-0910-2>

KOVALENKO, A. D.; KARNAUKHOV, V. G. A linearized theory of thermoviscoelasticity. **Mekhanika Polimerov** 2, pp. 21-221, 1972.

<https://doi.org/10.1007/BF00855966>

KRAIRI, A.; DOGHRI, I.; SCHALNAT, J.; ROBERT, G.; PAEPEGEM, W. V. Thermo-mechanical coupling of a viscoelastic-viscoplastic model for thermoplastic polymers: thermodynamical derivation and experimental assessment. **International Journal of Plasticity**, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2018.11.016>

KUMAR, A.; PANDA, S. Design of a 1-3 viscoelastic composite layer for improved free/constrained layer passive damping treatment of structural vibration. **Composite Part B: Engineering**, v. 96, pp. 204-214, 2016.

<https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2016.04.020>

KUMAR, N.; SINGH, S. P. Vibration control of curved panel using smart damping. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 30, pp. 232-247, 2012.

<https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2011.12.012>

LAKES, R. **Viscoelastic materials**. Cambridge University Press, 2009. 480 p.

<https://doi.org/10.1017/CBO9780511626722>

LEBLOND, C.; SIGRIST, J.-F. A reduced basis approach for the parametric low frequency response of submerged viscoelastic structures. **Finite Elements in Analysis and Design**, v. 119, pp. 15-29, 2016.

<https://doi.org/10.1016/j.finel.2016.05.002>

LEE, H. S.; KIM, J. Determination of viscoelastic Poisson's ratio and creep compliance from the indirect tension test. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 21 (8), pp. 416-425, August 2009.

[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0899-1561\(2009\)21:8\(416\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0899-1561(2009)21:8(416))

LESIEUTRE, G. A.; BIANCHINI, E. Time-domain modeling of liner viscoelasticity using anelastic displacement fields. **Journal of Vibration and Acoustics**, v. 17, n. 4, pp. 424-430, 1995.

<https://doi.org/10.1115/1.2874474>

LESIEUTRE, G. A.; GOVINDSWAMY, K. Finite element modeling of frequency-dependent and temperature-dependent dynamic behavior of viscoelastic materials in simple shear. **International Journal of Solids and Structures**, v. 33, n. 3, pp. 419-432, 1996.

[https://doi.org/10.1016/0020-7683\(95\)00048-F](https://doi.org/10.1016/0020-7683(95)00048-F)

LEWANDOWSKI, R. Influence of temperature on the dynamic characteristics of structures with viscoelastic dampers. **Journal of Structural Engineering**, v. 145, n. 2, pp. 1-13.

[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0002238](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0002238)

LIENHARD, J. H. IV; LIENHARD V, J. H. V. **A heat transfer textbook**. 4th ed. Cambridge, MA: Phlogiston Press, 2017. 768 p.

LIMA, A. M. G. **Modelagem numérica e avaliação experimental de elementos viscoelásticos aplicados ao controle passivo de vibrações mecânicas**. 2003. 65 f. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia – Uberlândia.

LIMA, A. M. G. **Modélisation et optimisation robuste de l'amortissement viscoélastique de systèmes mécaniques**. 2007. Tese de doutorado, Universidade de Franche-Comté, Besançon, France – Universidade Federal de Uberlândia – Uberlândia.

LIMA, A. M. G.; RADE, D. A. Modelling of structures supported on viscoelastic mounts using FRF substructuring. **Twelfth International Congress of Sound and Vibration**, Lisbon, Portugal, 2005.

LIMA, A. M. G.; RADE, D. A.; LACERDA, H. B.; ARAÚJO, C. A. Influence of the combined dynamic and static strains on the self-heating phenomenon in viscoelastic dampers. In: 22nd International Congress of Mechanical Engineering, 22, 2013, Ribeirão Preto – SP. **Anais do COBEM 2013**, pp. 1-9.

LIMA, A. M. G.; RADE, D. A.; LACERDA, H. B.; ARAÚJO, C. A. An investigation of self-heating in viscoelastic materials subjected to cyclic loadings accounting for prestress. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 58-59, pp. 115-127, June 2015.
<https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2014.12.006>

LIMA, J. J.; ARRUDA, J. R. F. Finite element modeling of piezoceramic sensors and actuators. Congresso Ibero-Americano de Métodos Computacionais para Engenharia, 13. **Anais**. 1997

MACKAY-LYONS, R.; CHRISTOPOULOS, C.; MONTGOMERY, M. Viscoelastic coupling dampers (vcds) for enhanced multiple seismic hazard level performance of high-rise buildings. **Earthquake Spectra**, 2018.
<https://doi.org/10.1193/091616EQS151M>

MANCONI, E.; MACE, B. R.; GARZIERA, R. The loss-factor of pre-stressed laminated curved panels and cylinders using a wave and finite element method. **Journal of Sound and Vibration**, v. 332 (7), pp. 1704-1711, April 2013.

<https://doi.org/10.1016/j.jsv.2012.09.039>

MARTINEZ-AGIRRE, M.; ILLESCAS, S.; ELEJABARRIETA, M. J. Characterisation and modelling of prestrained viscoelastic films. **International Journal of Adhesion & Adhesives**, v. 50, pp. 183-189, 2014.

<https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2014.01.029>

MERLETTE, N. **Amortissement des caisses automobiles par des films minces viscoélastiques pour l'amélioration du confort vibratoire**. 2005. 231 f. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Lyon – Lyon.

MINARDI, 2010. **Fractional calculus and waves in linear viscoelasticity: an introduction to mathematical models**. Singapore: Imperial College Press, 2010.

<https://doi.org/10.1142/p614>

MOGHADAM, M.N. **Self-heating hydrogel for mechanically-controlled drug release**. 2015. 133 p. Thèse de doctorat – École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Suisse.

MOONEY, M. A theory of large elastic deformations. **Journal of Applied Physics**, v. 11, pp. 582-592, 1940.

<https://doi.org/10.1063/1.1712836>

MOREAU, A. **Identification de propriétés viscoélastiques de matériaux polymères par mesures de réponses en fréquences de structures**. 2007. Doctorate thesis, INSA, Rouen – France.

MORTAZAVIAN, S.; FATEMI, A.; MELLOTT, S. R.; KHOSROVANEH, A. Effect of cycling frequency and self-heating on fatigue behavior of reinforced and unreinforced thermoplastic polymers. **Polymer Engineering and Science**, v. 55, n. 10, pp. 2355-2367, 2015.

<https://doi.org/10.1002/pen.24124>

NASHIF, A. D.; JONES, D. I. G.; HENDERSON, J. P. **Vibration Damping**. N. Y.: John Wiley & Sons, 1985. 441 p.

OBERST, H.; FRANKENFELD. Über die dämpfung der biegeschwingungen dünner bleche durch fest haftende beläge. **Acustica**, v. 2, pp. 181-194, 1952.

OGATA, K. **Modern control engineering**. 4 ed. Pearson, 1993.

OLIENICK FILHO, E. G. **Caracterização dinâmica de materiais viscoelásticos termo e piezo-reologicamente simples em função da temperatura, frequência e amplitude de deslocamento para estudo de isolamento de vibrações**. 2018. Tese de doutorado, Universidade Federal do Paraná/Agência Nacional do Petróleo – Curitiba.

PANT, D. R.; MONTGOMERY, M.; CHRISTOPOULOS, C. Full-scale testing of a viscoelastic coupling damper of high-rise building applications and comparative evaluation of different numerical models. **Journal of Structural Engineering**, v. 145, n. 2, pp. 1-14, 2019.
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0002246](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0002246)

RAO, D. A. Recent applications of viscoelastic damping for noise control in automobiles and commercial airplanes. **Journal of Sound and Vibration**, v. 262, n. 3, pp. 457-474, 2003.
[https://doi.org/10.1016/S0022-460X\(03\)00106-8](https://doi.org/10.1016/S0022-460X(03)00106-8)

RATNER, S. B.; KOROBOV, I. Self-heating of plastics during cyclic deformation. **Mekhanika Polimerov**, v. 1, n. 3, pp. 93-100, 1965.
<https://doi.org/10.1007/BF00858807>

RITTEL, D. On the conversion of plastic work to heat during high strain rate deformation of glassy polymers. **Journal of Mechanics of Materials**, v. 31, n. 2, pp. 131-139, February 1999.
[https://doi.org/10.1016/S0167-6636\(98\)00063-5](https://doi.org/10.1016/S0167-6636(98)00063-5)

RITTEL, D. An investigation of the heat generated during cyclic loading of two glassy polymers. Part I: Experimental. **Journal of Mechanics of Materials**, v. 32, n. 3, pp. 131-147, March 2000.
[https://doi.org/10.1016/S0167-6636\(99\)00051-4](https://doi.org/10.1016/S0167-6636(99)00051-4)

RITTEL, D.; RABIN, Y. An investigation of the heat generated during cyclic loading of two

glassy polymers. Part II: Thermal analysis. **Journal of Mechanics of Materials**, v. 32, n. 3, pp. 19-159, March 2000.

[https://doi.org/10.1016/S0167-6636\(99\)00052-6](https://doi.org/10.1016/S0167-6636(99)00052-6)

RIVLIN, R. S. Torsion of a rubber cylinder. **Journal of Applied Physics**, v. 18, pp. 444-489, 1947.

<https://doi.org/10.1063/1.1697674>

<https://doi.org/10.1063/1.1697849>

RODAS, C. O.; ZAÏRI, F.; NAÏT-ABDELAZIZ, M. A finite strain thermo-viscoelastic constitutive model to describe the self-heating in elastomeric materials during low-cycle fatigue. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, v. 64, pp. 396-410, 2014.

<https://doi.org/10.1016/j.jmps.2013.10.010>

RODOVALHO, L. F. F. **Estudo numérico, implementação computacional e verificação experimental do fenômeno da fuga térmica em materiais viscoelásticos**. 2014. 96 f. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia – Uberlândia.

RODOVALHO, L. F. F.; LIMA, A. M. G.; BORGES, R. A.; LACERDA, H. B. A study of the thermal runaway phase generated during cyclic loading of viscoelastic materials accounting for the prestress. **Latin American Journal of Solids and Structures**, Rio de Janeiro, v. 13, n. 15, pp. 2834-2851, December 2016.

<http://dx.doi.org/10.1590/1679-78253098>

RODRIGUEZ, O. O.; FUENTES, A. A.; TARAWNEH, C. Impact of hysteresis heating of railroad bearing thermoplastic elastomer suspension pad on railroad bearing thermal management. **Proceedings of the 2018 Joint Rail Conference**, 2018, Pittsburgh-PA, pp. 1-10.

<https://doi.org/10.1115/JRC2018-6209>

ROSS, D.; UNGAR, E. E.; KERWIN, E. M. **Damping of plate flexural vibrations by means of viscoelastic laminate**. N. Y.: Pergamon Press, v. Structural Damping – Chapter 3, 1950.

ROULEAU, L.; DEÛ, J-F.; LEGAY, A. A comparison of model reduction techniques based on

modal projection for structures with frequency-dependent damping. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 90, pp. 110-125, June 2017.

<https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2016.12.013>

ROYLANCE, D. **Engineering Viscoelasticity**. Overview of nonlinear viscoelastic theory see for instance W. N. Findley et al., creep and relaxation of nonlinear viscoelastic materials. New York: Dover Publications, 1989.

Disponível em: <<http://web.mit.edu/corse/3/3.11/www/modules/visco.pdf>>. Acesso: 10 set. 2018.

SALAMANTINA, O. B.; HÖHNE, G. W. H.; RUDNEV, S. N.; OLEINIK, E. F. Work, heat and stored energy in compressive plastic deformation of glassy polymers. **Thermochim. Acta** 247, pp. 1-18, 1994.

[https://doi.org/10.1016/0040-6031\(94\)80110-X](https://doi.org/10.1016/0040-6031(94)80110-X)

SALES, T. P. **Modelagem numérico-computacional de sistemas multicorpos flexíveis contendo materiais viscoelásticos**. 2012. 198 f. Dissertação de mestrado – Universidade Federal de Uberlândia – Uberlândia.

SALES, T. P.; PEREIRA, D. A.; MARQUES, F. D.; RADE, D. A. Modeling and dynamic characterization of nonlinear non-smooth aeroviscoelastic systems. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 116, pp. 900-915, 2019.

<https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2018.07.003>

SAMALI, B; KWOK, K. C. S. Use of viscoelastic dampers in reducing wind-and earthquake-induced motion of building structures. **Engineering Structures**, v. 17, n.9, pp. 369-654, 1995.

[https://doi.org/10.1016/0141-0296\(95\)00034-5](https://doi.org/10.1016/0141-0296(95)00034-5)

SANTANA, D. C. **Controle ativo de ruído empregando placas retangulares com atuadores piezoelétricos distribuídos**. 2002. 220 p. Dissertação de mestrado – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

SCHAPERLY, R. A. Effect of cyclic loading on the temperature in viscoelastic media with variable properties. **American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal**, v. 2, n. 5, pp. 827-835, 1964.

<https://doi.org/10.2514/3.2438>

SHARMA, P.; CHAUHAN, U.; KUMAR, S.; SHARMA, K. A review on dynamic rheology for polymers. **International Journal of Applied Engineering Research**, v. 13, n. 6, pp. 363-368.

SHEN, R.; WAISMAN, H.; GUO, L. Fracture of viscoelastic solids modeled with a modified phase field method. **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering**, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.cma.2018.09.018>

SHENG, J.; CHEN, H.; LI, B.; CHANG, L. Temperature dependence of the dielectric constant of acrylic dielectric elastomer. **Applied Physics A**, v. 110, n. 2, pp. 511-515, 2013.

<https://doi.org/10.1007/s00339-012-7254-2>

SHOU, Z.; CHEN, F.; YIN, H. Self-heating of a polymeric particulate composite under mechanical excitations. **Mechanics of Materials**, v. 117, pp. 116-125, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2017.11.003>

SHUKLA, A.; JOSHI, Y. Boltzmann superposition principle for a time-dependent soft material: assessment under creep flow field. **Rheologica Acta**, v. 56, n. 11, pp. 927-940, November 2017.

<https://doi.org/10.1007/s00397-017-1044-x>

SMAC. **Damping Products**. Disponível em: <<http://www.smac-sas.com/>>. Acesso em: 23 set. 2018.

SRINIVAS, N.; DEB, K. **Multiobjective using nondominated sorting in Genetic Algorithms**. Technical Report, Department of Mechanical Engineering, Institute of Technology, India, 1993.

STEWART, J. **Calculus: early transcendentals**. 7th ed. Belmont: Brooks/Cole Cengage Learning, 2012. 1356p.

TADMOR, Z.; GOGOS, C. G. **Principles of Polymer Processing**. 2nd ed. A John Wiley & Sons, New Jersey, 1979. 982p.

TAUCHERT, T. R.; PRINCETON, N. J. Transient temperature distributions in viscoelastic solids subject to cyclic deformations. **Acta Mechanica**, v. 6, n. 2-3, pp. 239-252, 1968.

<https://doi.org/10.1007/BF01170388>

THEISEN, K. M. **Aplicação do Princípio da Correspondência Elástico-Viscoelástico para a previsão de deformabilidade de misturas asfálticas**. 2006. Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Rio Grande Sul.

TRINDADE, M. A.; BENJEDDOU, A. Hybrid active-passive damping treatment using viscoelastic and piezoelectric materials: review and assessment. **Journal of Vibration and Control**, v. 8, n. 6, pp. 699-745, 2002.

<https://doi.org/10.1177/1077546029186>

TRINDADE, M. A. Optimization of active-passive damping treatments using piezoelectric and viscoelastic materials. **Smart Materials and Structures**, v. 16, n. 6, pp. 2159-2168, 2007.

<https://doi.org/10.1088/0964-1726/16/6/018>

TROJANOWSKI, A.; RUIZ, C.; HARDING, J. Thermomechanical properties of polymers at high rates of strain. **Journal of Physics IV France** 7, C3-447 – C3-452, 1997.

TSCHOEGL, N. W. Time dependence in material properties: an overview. **Mechanics of Time-Dependent Materials**, v. 1, pp. 3-31, 1997.

<https://doi.org/10.1023/A:1009748023394>

TONG, X.; CHEN, X.; XU, J.; ZHENG, Y.; ZHI, S. The heat build-up of a polymer matrix composite under cyclic loading: Experimental assessment and numerical simulation. **International Journal of Fatigue**, v. 116, pp. 323-333, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2018.06.040>

VISCARDI, M.; ARENA, M. Sound proofing and thermal properties of an innovative viscoelastic treatment for the turboprop aircraft fuselage. **CEAS Aeronautical Journal**, pp. 1-10, 2018.

<https://doi.org/10.1007/s13272-018-0326-z>

WANG, S.-J.; CHIU, I.-C.; YU, C.-H.; CHANG, K.-C. Experimental and analytical study on design performance of full-scale viscoelastic dampers. **Earthquake Engineering and Engineering Vibration**, v. 17, n. 4, pp. 693-706, 2018.

<https://doi.org/10.1007/s11803-018-0469-2>

WAN, Y.; XIONG, Y.; ZHANG, S. Temperature effect on viscoelastic properties of anisotropic magnetorheological elastomer in compression. **Smart Materials and Structures**, pp. 1-17, 2018.

<https://doi.org/10.1088/1361-665X/aaef8>

WILLIAMS, G.; LANDEL, R. F.; FERRY, J. D. The temperature dependence of relaxation mechanisms in amorphous polymers and other glass forming liquids. **Journal of American Chemical Society**, v. 77, pp. 3701-3707, 1955.

<https://doi.org/10.1021/ja01619a008>

XU, C.; XU, Z.-D.; HUANG, X.-H.; XU, Y.-S.; GE, T. Modeling and analysis of viscoelastic micro-vibration isolation and mitigation platform for spacecraft. **Journal of Vibration and Control**, v. 24, n. 18, pp. 4337-4352, 2017.

<https://doi.org/10.1177/1077546317724321>

YANG, X.-D.; YU, T.-J.; ZHANG, W.; QIAN, Y.-J.; YAO, M.-H. Damping effect on supersonic panel flutter of composite plate with viscoelastic mid-layer. **Composite Structures**, v. 137, pp. 105-113, 2016.

<https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2015.11.020>

YU, C.; KANG, GUOZHENG; CHEN, K. A hygro-thermal-mechanical coupled cyclic constitutive model of polymers with considering glass transition. **International Journal of Plasticity**, v. 89, pp. 29-65, 2017.

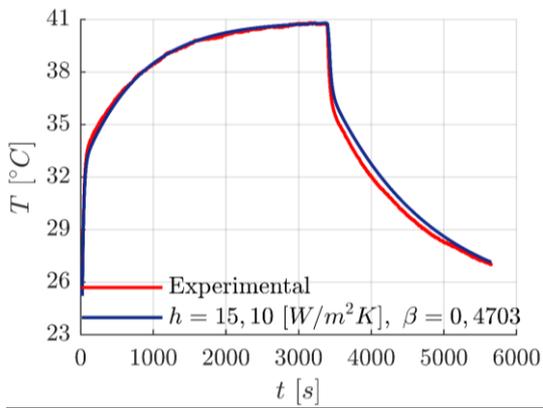
<https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2016.11.001>

ZHOU, X.Q.; YU, D.Y.; SHAO, X.Y.; ZHANG, S.Q.; WANG, S. Research and applications of viscoelastic vibration damping materials: A review. **Composite Structures**, v. 136, pp. 460-480, 2016.

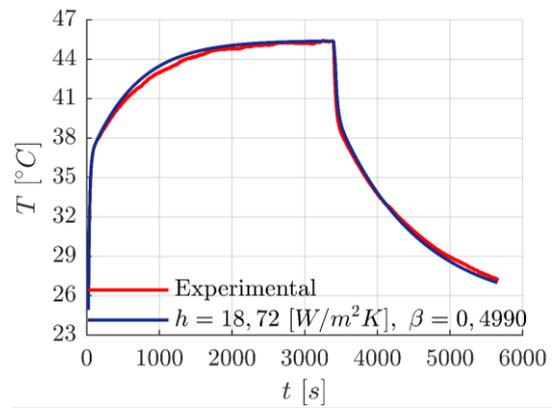
<https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2015.10.014>

ANEXO A

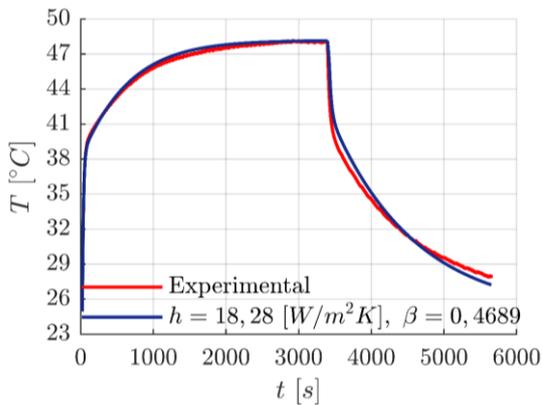
RESULTADOS DO AJUSTE DO MODELO



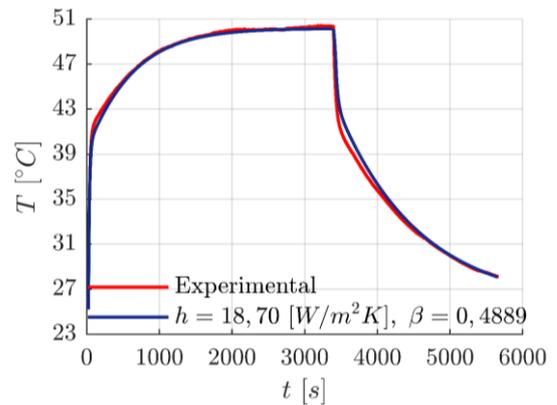
(1) – $u_0 = 1,5$ [mm], $f_0 = 10$ [Hz], $\delta = 0$ [N]



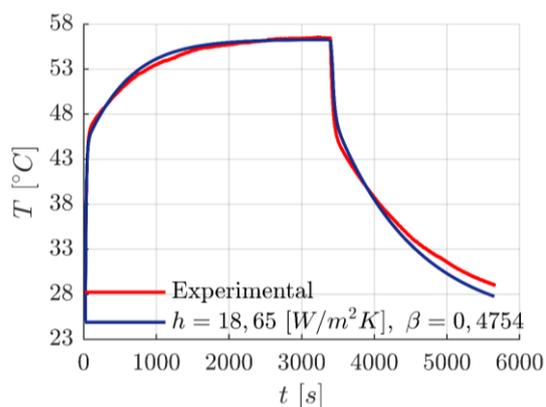
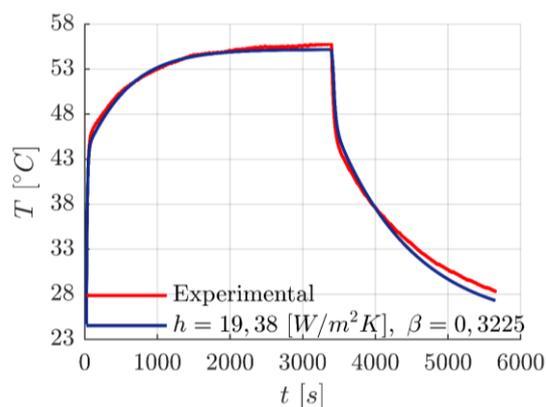
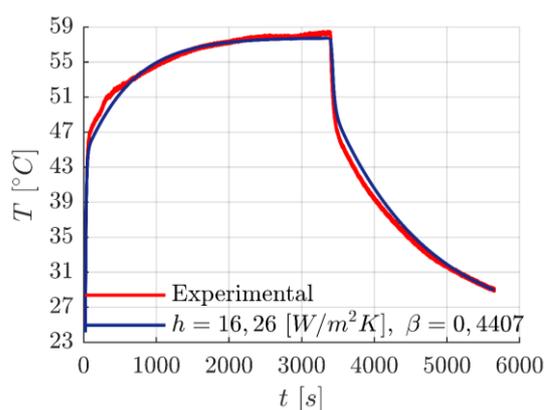
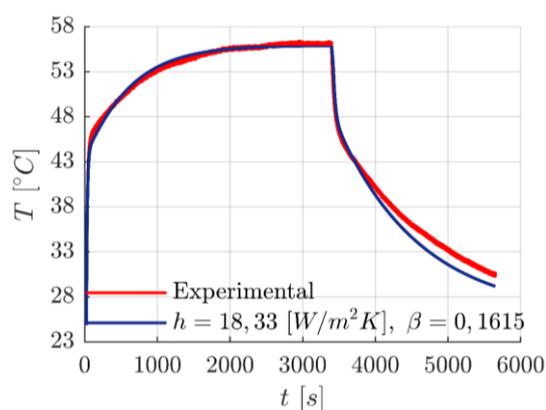
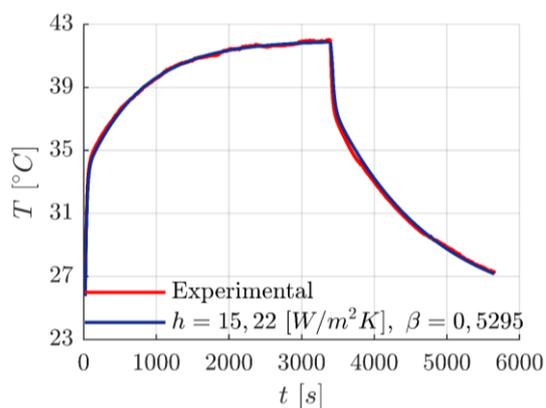
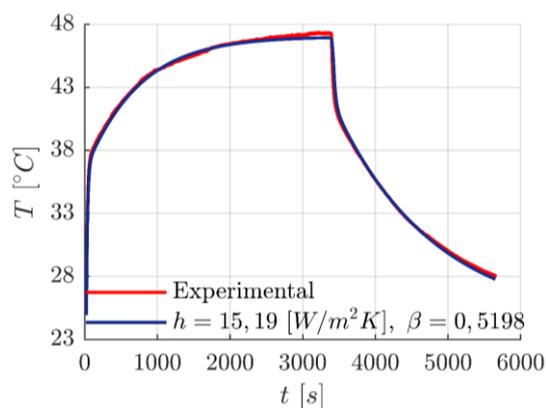
(2) – $u_0 = 1,5$ [mm], $f_0 = 14$ [Hz], $\delta = 0$ [N]

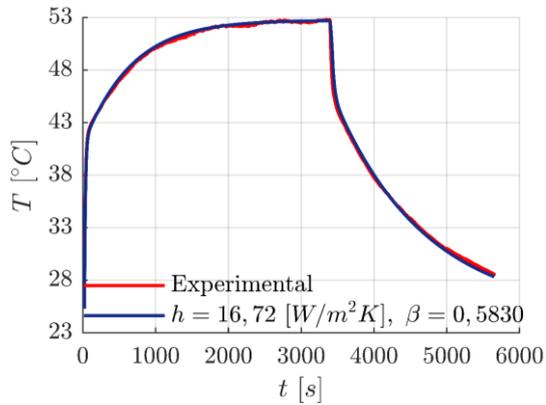
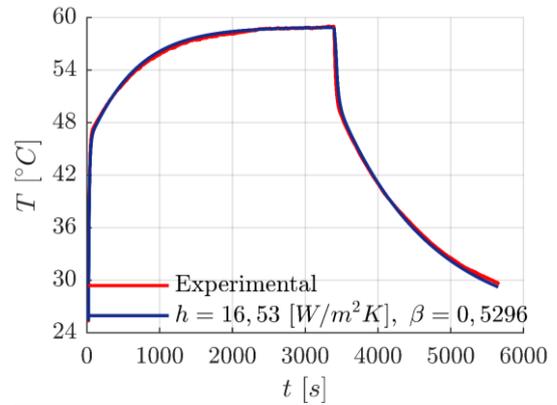
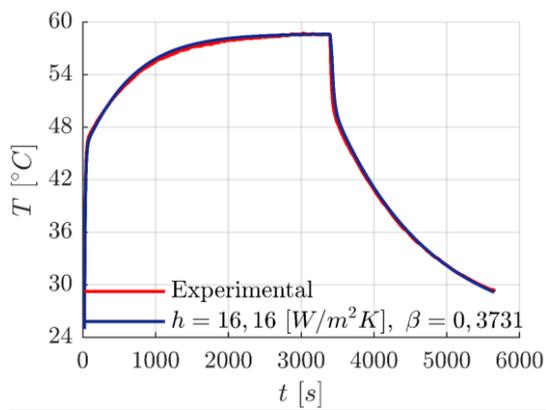
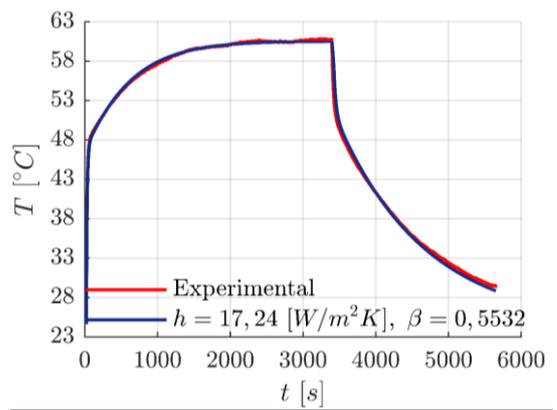
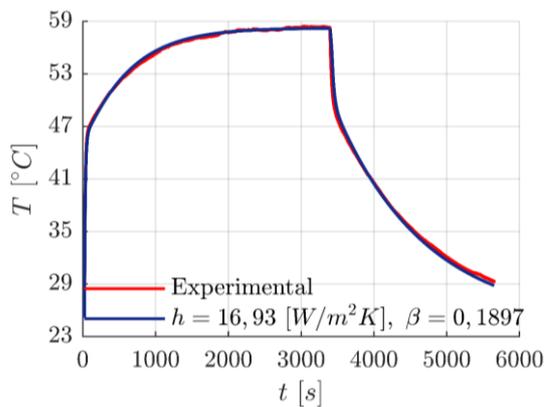
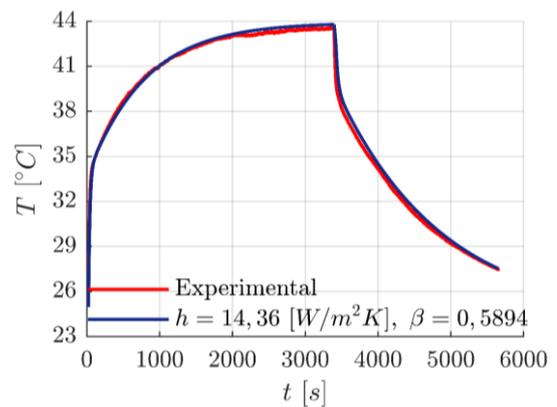


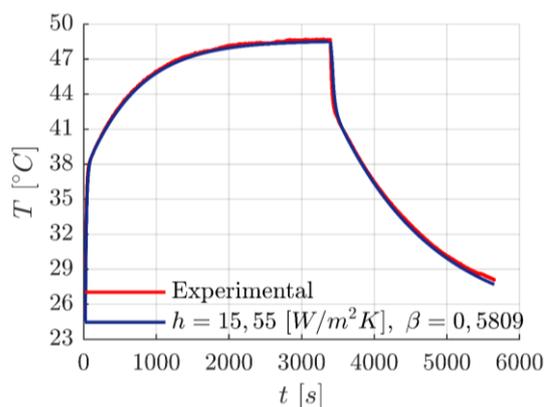
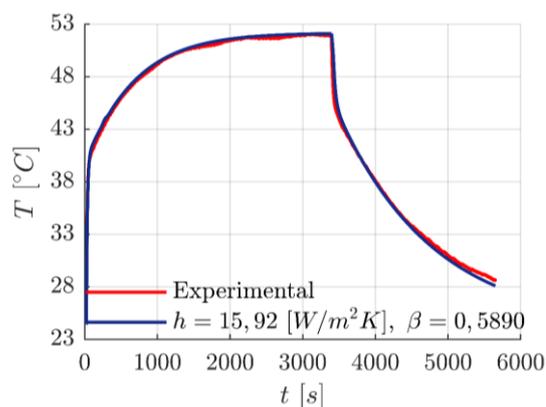
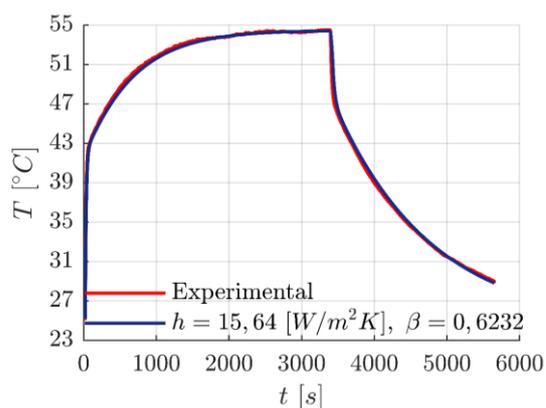
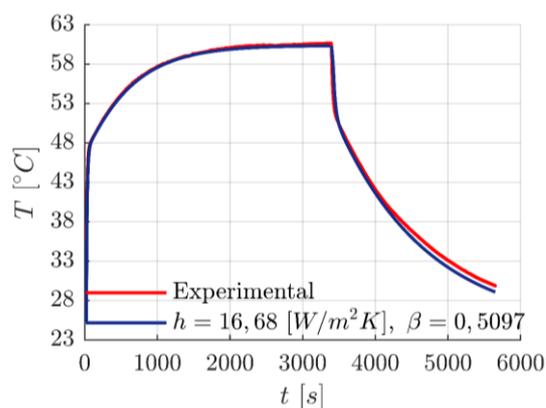
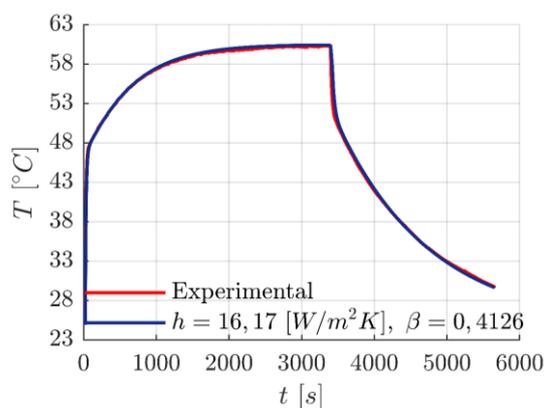
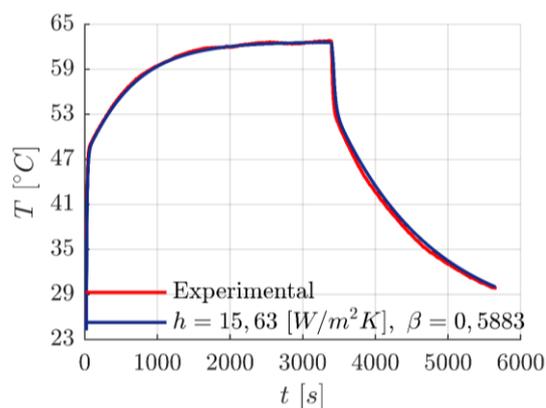
(3) – $u_0 = 1,5$ [mm], $f_0 = 17$ [Hz], $\delta = 0$ [N]

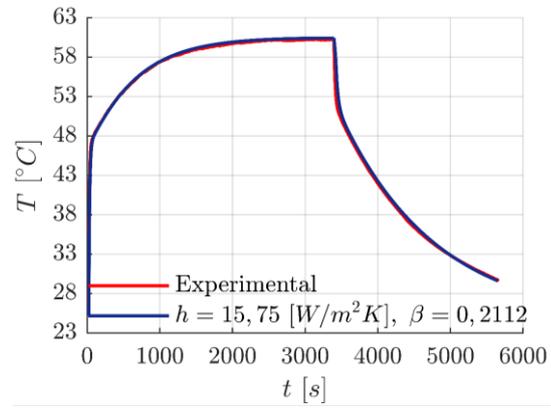


(4) – $u_0 = 2,5$ [mm], $f_0 = 10$ [Hz], $\delta = 0$ [N]

(5) – $u_0 = 2,5$ [mm], $f_0 = 14$ [Hz], $\delta = 0$ [N](6) – $u_0 = 2,5$ [mm], $f_0 = 17$ [Hz], $\delta = 0$ [N](7) – $u_0 = 3,5$ [mm], $f_0 = 10$ [Hz], $\delta = 0$ [N](9) – $u_0 = 3,5$ [mm], $f_0 = 17$ [Hz], $\delta = 0$ [N](10) – $u_0 = 1,5$ [mm], $f_0 = 10$ [Hz], $\delta = 100$ [N](11) – $u_0 = 1,5$ [mm], $f_0 = 14$ [Hz], $\delta = 100$ [N]

(13) – $u_0 = 2,5$ [mm], $f_0 = 10$ [Hz], $\delta = 100$ [N](14) – $u_0 = 2,5$ [mm], $f_0 = 14$ [Hz], $\delta = 100$ [N](15) – $u_0 = 2,5$ [mm], $f_0 = 17$ [Hz], $\delta = 100$ [N](16) – $u_0 = 3,5$ [mm], $f_0 = 10$ [Hz], $\delta = 100$ [N](18) – $u_0 = 3,5$ [mm], $f_0 = 17$ [Hz], $\delta = 100$ [N](19) – $u_0 = 1,5$ [mm], $f_0 = 10$ [Hz], $\delta = 200$ [N]

(20) – $u_0 = 1,5$ [mm], $f_0 = 14$ [Hz], $\delta = 200$ [N](21) – $u_0 = 1,5$ [mm], $f_0 = 17$ [Hz], $\delta = 200$ [N](22) – $u_0 = 2,5$ [mm], $f_0 = 10$ [Hz], $\delta = 200$ [N](23) – $u_0 = 2,5$ [mm], $f_0 = 14$ [Hz], $\delta = 200$ [N](24) – $u_0 = 2,5$ [mm], $f_0 = 17$ [Hz], $\delta = 200$ [N](25) – $u_0 = 3,5$ [mm], $f_0 = 10$ [Hz], $\delta = 200$ [N]



(27) – $u_0 = 3,5 \text{ [mm]}$, $f_0 = 17 \text{ [Hz]}$, $\delta = 200 \text{ [N]}$
