

**FABRICAÇÃO E COMPORTAMENTO TERMOMECÂNICO
DE COMPÓSITOS ESTRUTURAIS ADAPTATIVOS COM
FILAMENTOS DE LIGA NI-TI**

PETER FALUHELYI

**TESE DE DOUTORADO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**FACULDADE DE TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**FABRICAÇÃO E COMPORTAMENTO TERMOMECÂNICO
DE COMPÓSITOS ESTRUTURAIS ADAPTATIVOS COM
FILAMENTOS DE LIGA DE Ni-Ti**

PETER FALUHELYI

ORIENTADOR: FLAMÍNIO LEVY NETO

TESE DE DOUTORADO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS

PUBLICAÇÃO: ENM - TD - 016A/2013

BRASÍLIA - DF: 05/2013

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**FABRICAÇÃO E COMPORTAMENTO TERMOMECÂNICO
DE COMPÓSITOS ESTRUTURAIS ADAPTATIVOS COM
FILAMENTOS DE LIGA DE Ni-Ti**

PETER FALUHELYI

**TESE DE DOUTORADO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA
UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS
PARA OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM CÊNCIAS MECÂNICAS.**

APROVADA POR:

Presidente: Prof. Dr. Flaminio Levy Neto, UnB/ENM, Orientador

Examinador Externo: Prof. Dr. Mario Rabelo de Souza, IBAMA/LPF

Examinador Externo: Prof. Dr. Edson Paulo da Silva, UnB/ENM, PPMEC

Examinador Interno: Prof. Dr. Alberto Carlos Guimarães Castro Diniz, UnB/ENM

Examinador Interno: Prof. Dr. Jorge Luiz de Almeida Ferreira, UnB/ENM

Suplente: Prof. Dr. Emmanuel Pacheco Rocha Lima, UnB/FGA

BRASÍLIA-DF, 17 DE MAIO DE 2013

FICHA CATALOGRÁFICA

FALUHELYI, PETER

Fabricação e Comportamento Termomecânico de Compósitos Estruturais Adaptativos com Filamentos de Liga de Ni-Ti, [Distrito Federal] 2013.

xxx, 219p., 297 mm (ENM/FT/UnB, Doutor, Ciências Mecânicas, 2013).

Tese de Doutorado – Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Mecânica.

- | | |
|--|--|
| 1. Processo de Fabricação Manual | 2. Fabricação de Vigas e Barras SMAHC |
| 3. Ligas com Memória de Forma | 4. Estruturas Adaptativas e Materiais Funcionais |
| 5. Comportamento Termomecânico de Compósitos Estruturais Adaptativos | |

I. ENM/FT/UnB

II. Título (série)

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

FALUHELYI, P. (2013). Fabricação e Comportamento Termomecânico de Compósitos Estruturais Adaptativos com Filamentos de Liga Ni-Ti. Tese de Doutorado em Ciências Mecânicas, Publicação TD-016A/2013, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 219p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Peter Faluhelyi.

TÍTULO DA TESE DE DOUTORADO: Fabricação e Comportamento Termomecânico de Compósitos Estruturais Adaptativos com Filamentos de Liga Ni-Ti.

GRAU: Doutor

ANO: 2013

É concedida à Universidade de Brasília permissão para reproduzir cópias desta dissertação de mestrado e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte desta tese de doutorado pode ser reproduzida sem autorização por escrito do autor.

Peter Faluhelyi
SQS 402 Bloco L ap 208 – Asa Sul.
70236-120 Brasília – DF – Brasil.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a minha mãe, Maria, mesmo à distância, pelas belas cartas de incentivo para este trabalho e ao meu pai, Zoltan Faluhelyi, já falecido, mas do qual guardo na memória o estímulo para me tornar pesquisador, e me debruçar à pesquisa científica.

Agradeço ao Prof. Flávio Levy Neto pela dedicação incansável como orientador deste trabalho, e ao Prof. Edson Paulo da Silva, pelas orientações como coordenador do projeto da Eletronorte (2007-2009), que tornou realidade os objetivos experimentais da tese.

Agradeço aos professores doutores do curso de pós-graduação do Departamento de Engenharia Mecânica, destacando o Prof. Carlos H. Llanos, em Instrumentação, o Prof. Antônio Piratelli, em Metrologia, o Prof. Alessandro Borges, em Métodos Experimentais e o Prof. Alberto Diniz, em Dinâmica de Sistemas Mecânicos (Vibrações).

Agradeço à Isabel Borba, secretária da pós-graduação, por ter me auxiliado com as documentações exigidas. E aos técnicos de laboratório Edson Lucas e Tarsis de Oliveira, aos técnicos da oficina mecânica João B. Xavier, Marcos Roberto P. da Silva, Cláudio Pereira e Artur Alves Rocha, pela colaboração efetiva na preparação dos corpos de prova. À Margareth de Palermo, do CNPq, como revisora do texto.

Agradeço aos colegas Diego Maurício Sandoval Céron, João Paulo Campos da Silva, Guilherme Ferreira Vaz, Diego Campos Ceballos, Marcos Vinicius Costa Sá, Tadeu Costa da Silva e Eduard Benevides Villamarin, pela cooperação na rotina exaustiva dos procedimentos experimentais, no meu plano de trabalho do projeto da Eletronorte “Desenvolvimento de Estruturas Compósitas Híbridas com Memória de Forma para controle de Vibração em Máquinas e Estruturas”.

Agradeço à Eletronorte pela parceria com a Universidade de Brasília (UnB) no projeto “Aplicação de ligas com memória de forma para controle de vibração em máquinas e estruturas” e ao CNPq pelo apoio dado à pesquisa.

À minha mulher Lígia, e aos
meus filhos Bernardo e Igor
pela cooperação e paciência.

RESUMO

Fabricação e Comportamento Termomecânico de Compósitos Estruturais Adaptativos com Filamentos de Liga de Ni-Ti.

Autor: Peter Faluhelyi

Orientador: Flamínio Levy Neto

Programa de Pós-graduação em Ciências Mecânicas

Brasília, maio de 2013

Este trabalho refere-se a uma investigação, experimental e teórica, sobre o comportamento elástico de componentes estruturais de compósitos híbridos nos quais foram incorporados filamentos ativos de liga de Níquel-Titânio (Ni-Ti). Nele, inicialmente, foi desenvolvido um processo de fabricação manual, com e sem bolsa de vácuo, utilizando resinas epóxi de cura a frio e a quente, de vigas e barras compósitas híbridas com liga de memória de forma (“*Shape Memory Alloy Hybrid Composites*”, SMAHC). Para todos os componentes estruturais adaptativos concebidos, as dimensões entre o comprimento longitudinal (C) e a espessura (h) foram superiores a 16, i.e., $C/h > 16$. As vigas SMAHC prismáticas foram produzidas em um molde fechado, tipo macho-fêmea, com duas camadas de até quatro fios de Ni-Ti unidirecionais cada uma, afastadas simetricamente o máximo possível do plano médio, e intercaladas por 17 camadas de mantas de fibras curtas de vidro-E, todas embebidas em matriz epóxi. As vigas SMAHC têm dimensões de 300 mm de comprimento, 31,4 mm de largura e espessura variável de 8,93 mm a 14,37 mm. Também foram fabricadas barras SMAHC para tração, com seção transversal variável, mesma largura que as vigas e comprimento de 285 mm. Nas barras foram adicionados até oito fios de Ni-Ti unidirecionais, no plano médio entre camadas de mantas de vidro-E, todos embebidos em resina epóxi.

As vigas foram analisadas e ensaiadas sob flexão estática, no regime elástico, bem como submetidas a cargas dinâmicas de curta duração; e as barras sob tração uniaxial, com a finalidade de verificar se o módulo de elasticidade destes componentes estruturais poderia ser elevado, mediante o aquecimento controlado dos fios de Ni-Ti embebidos, no escopo do princípio de Sintonização Ativa de Propriedades (“*Active Properties Tuning*”, APT). Em ensaios de flexão de três pontos, de vigas híbridas com fios de Ni-Ti na austenita (69 °C), obteve-se módulos de elasticidade experimentais maiores, em até 6,53 %, em relação a ensaios com os fios de Ni-Ti na martensita (25 °C), apresentando frações volumétricas de Ni-

Ti próximas a 1,8 %. Já as barras SMAHC, com frações volumétricas de Ni-Ti de 5,8 %, apresentaram um aumento relativo de até 16,8 % no módulo elástico, pela mudança de fase da martensita para a austenita, nos ensaios estáticos de tração. Portanto, houve um ganho de até 28 % no módulo de elasticidade por unidade de fração volumétrica de Ni-Ti incorporado nas vigas adaptativas, em comparação às barras. Estes resultados foram confirmados por estimativas teóricas, baseadas em simulações numéricas via método dos elementos finitos e soluções analíticas.

ABSTRACT

Manufacturing and Thermomechanical Behavior of Adaptive Structural Composites with Filaments of Ni-Ti Alloy

Author: Peter Faluhelyi

Supervisor: Flaminio Levy Neto

Pos-graduated Program in Mechanical Sciences

Brasília, MAY of 2013

This work is concerned with a theoretical and experimental investigation, about the elastic behavior of structural components based on hybrid composites incorporating Nickel-Titanium (Ni-Ti) active filaments. Initially, it was developed a hand lay up process, with and without vacuum bag, utilizing cold and hot cure epoxy resins, for beams and bars of Shape Memory Alloys Hybrid Composites (SMAHC). It was kept for all designed smart structures, the ratio of longitudinal length (C) over thickness (h) above than 16, i.e. $C/h > 16$. The fabrication process produced beams in a closed mould, female-male type, with two symmetric plies of up to four Ni-Ti (SMA) wires, with a maximum possible distance in respect to middle plane, installed in the axial direction of specimen and intercalated with 17 E-glass chopped mat plies, all embedded in epoxy matrix. The SMAHC beams have 300 mm of length, 31.4 mm of width and 8.93 to 14.37 mm of variable thickness. Also, SMAHC bars for tensile loads were fabricated, with variable cross section, same width as the beam and length of 285 mm. In the bars, was introduced a ply of up to eight Ni-Ti (SMA) wires along the axial direction in the mean plane between six plies of E-glass chopped mat, all embedded in epoxy resin.

The beams were analyzed and tested at static bending loads, in elastic regime, as well as with dynamic short duration loads; and the bars were subjected to axial tensile loads, with the purpose to verify if the elasticity modulus structural components could increase, by the controlled heating of Ni-Ti wires embedded, in the scope of Active Properties Tuning (APT). At three point flexural tests in hybrid beams, with Ni-Ti wires at the austenite phase (69 °C), the experimental elasticity modulus increased up to 6.53 %, compared to identical beams with Ni-Ti wires at the martensite phase (25 °C), with Ni-Ti volumetric fractions about 1.8 %. And the SMAHC bars, with Ni-Ti volumetric fraction of 5.8 %, showed a relative increase of 16.8 %. Then, it had a gain up to 28 % in the elasticity modulus per volumetric fraction unit of Ni-Ti incorporated in adaptive beams compared to bars. These results were confirmed by

theoretical estimations, based in numerical simulations of finite element methods and analytical solutions.

SUMÁRIO

1 - INTRODUÇÃO.....	1
1.1 - CONSIDERAÇÕES GERAIS.....	1
1.2 - LIGAS COM MEMÓRIA DE FORMA (SMA).....	3
1.3 - COMPÓSITOS HÍBRIDOS COM MEMÓRIA DE FORMA (SMAHC).....	4
1.4 - OBJETIVOS DO TRABALHO.....	7
1.4.1 - OBJETIVO PRINCIPAL.....	7
1.4.2 - OBJETIVOS ESPECÍFICOS.....	7
1.5 - DESCRIÇÃO DOS CAPÍTULOS.....	8
2 - REVISÃO DA LITERATURA.....	9
2.1 - COMPÓSITOS HÍBRIDOS COM LIGA DE MEMÓRIA DE FORMA.....	9
2.1.1 - RESINA EPÓXI.....	12
2.1.2 - MANTAS DE FIBRAS DE VIDRO-E.....	13
2.1.3 - LIGAS COM MEMÓRIA DE FORMA.....	15
2.2 - COMPORTAMENTO TERMOMECÂNICO DAS SMA.....	21
2.3 - MOLDAGEM MANUAL DE SMAHC.....	26
2.4 - SISTEMA DE CONTROLE DE PROPRIEDADES DO SMAHC.....	28
2.5 - CARACTERIZAÇÃO POR ATIVAÇÃO DE PROPRIEDADES DO SMAHC.....	30
3 - MODELAGEM MATEMÁTICA.....	32
3.1 - VIGA SMAHC SOB CARGAS DINÂMICAS E ESTÁTICAS.....	32
3.1.1 - SOLUÇÃO ANALÍTICA DE UMA VIGA ISOTRÓPICA PARA VIBRAÇÕES LIVRES.....	32
3.1.2 - SOLUÇÃO ANALÍTICA DE UMA VIGA ISOTRÓPICA PARA VIBRAÇÕES LIVRES.....	39
3.1.2.a - MÓDULO DE ELASTICIDADE EFETIVO EM FLEXÃO DE UMA VIGA LAMINADA.....	39

3.1.2.b - PROPRIEDADES ELÁSTICAS DE LÂMINAS COMPÓSITAS.....	40
3.1.2.c - DETERMINAÇÃO DO MÓDULO DE ELASTICIDADE EM FLEXÃO EXPERIMENTAL DAS VIGAS.....	43
3.1.3 - ESTIMATIVA DE FRAÇÃO VOLUMÉTRICA DE VAZIOS EM CP'S FABRICADOS.....	43
3.1.4 - ESTIMATIVA DO NÚMERO DE FIOS NA VIGA SMAHC.....	43
3.1.5 - VIGAS LAMINADAS SOB FLEXÃO ESTÁTICA.....	44
3.1.6 - BARRAS LAMINADAS SOB TRAÇÃO.....	48
3.1.7 - ANÁLISE MODAL DE VIGAS SMAHC PELO MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS.....	50
3.1.7.a - FREQUÊNCIAS NATURAIS PELO MÉTODO DE RAYLEIGH- RITZ.....	53
3.1.7.b - FREQUÊNCIAS NATURAIS PELO MÉTODO DE AUTOVALOR DO PROGRAMA ANSYS.....	59
4 - MATERIAIS E MÉTODOS.....	61
4.1 - FABRICAÇÃO DE COMPÓSITOS ADAPTATIVOS.....	61
4.1.1 - PROCEDIMENTOS DE FABRICAÇÃO DE COMPÓSITOS COM FILAMENTOS METÁLICOS.....	68
4.1.1.a - PREPARAÇÃO DO MOLDE TIPO FÊMEA. COM OS FIOS PRÉ-INSTALADOS.....	68
4.1.1.b- LAMINAÇÃO DA MANTA DE FIBRAS DE VIDRO-E E MATRIZ EPÓXI.....	69
4.1.1.c - INSTALAÇÃO DO MOLDE TIPO MACHO DA VIGA COMPÓSITA HÍBRIDA.....	71
4.1.2 - FABRICAÇÃO DAS VIGAS SMAHC.....	71
4.1.2.a - FABRICAÇÃO DE VIGA DO GRUPO (I) NA TEMPERATURA AMBIENTE (25 °C ± 3 °C).....	71
4.1.2.b- FABRICAÇÃO DE VIGA DO GRUPO (II).....	72
4.1.2.c -1º ESTÁGIO DE CURA NA TEMPERATURA AMBIENTE (25 °C ± 3 °C)	73

4.1.2.d - 2º ESTÁGIO DE CURA A QUENTE NA TEMPERATURA DE 80 °C E 121 °C.....	73
4.1.3 - FABRICAÇÃO DE BARRAS SMAHC PARA ENSAIOS DE TRAÇÃO.....	74
4.1.3.a - PREPARAÇÃO DO MOLDE TIPO FÊMEA.....	76
4.1.3.b- FABRICAÇÃO DE BARRAS DO TIPO (J) NA TEMPERATURA (25 °C ± 3 °C).....	77
4.1.3.c - FABRICAÇÃO DE BARRAS DO GRUPO (JJ) NA TEMPERATURA DE 80 °C.....	78
4.1.4 - FABRICAÇÃO DE AMOSTRAS DE FIOS DE ARAME E DE Ni-Ti.....	79
4.2 - CARACTERIZAÇÃO TERMOMECAÂNICA DE CP'S DE SMAHC.....	80
4.2.1 - PROCEDIMENTOS PARA VIGAS COM ENSAIOS DINÂMICOS A 25°C E 69 °C.....	81
4.2.1.a - BANCADA DE ENSAIOS DINÂMICOS PARA VIGAS COM CARGAS IMPULSIVAS.....	83
4.2.1.b-MEDIÇÕES DA ENTRADA POR IMPACTO E RESPOSTA EM FREQUÊNCIA DA VIGA DE AÇO.....	84
4.2.1.c -ANÁLISE MODAL DA VIGA DE AÇO PROVENIENTE DO SISTEMA DE MEDIÇÃO.....	85
4.2.1.d - MEDIÇÃO DE FREQUÊNCIAS NATURAIS DE VIGAS COMPÓSITAS ATÉ O 3º MODO DE VIBRAÇÃO.....	86
4.2.2 - PROCEDIMENTOS ESTÁTICOS DOS FIOS, A 25 °C E 69 °C.....	88
4.2.2.a - PROCEDIMENTOS COM FIOS METÁLICOS SOB TRAÇÃO.....	88
4.2.2.b- SISTEMA DE CONTROLE DOS FIOS DE Ni-Ti	90
4.2.2.c - VERIFICAÇÃO DAS PRINCIPAIS PROPRIEDADES DO FIOS DE Ni-Ti ADQUIRIDO.....	95
4.2.2.d - PROCEDIMENTOS PARA BARRAS SMAHCA SOB TRAÇÃO.....	100
4.2.2.e - PROCEDIMENTOS PARA VIGAS SOB FLEXÃO DE TRÊS PONTOS.....	102
4.2.3 - PROCEDIMENTOS PARA OBTENÇÃO DA FRAÇÃO VOLUMÉTRICA DE VAZIOS DOS CP'S	105

5 - RESULTADOS OBTIDOS.....	109
5.1 - COMPORTAMENTO TERMOMECÂNICO SOB CARGAS ESTÁTICAS.....	109
5.1.1 - CARACTERIZAÇÃO TERMOMECÂNICA DOS MATERIAIS EMPREGADOS NO SMAHC.....	109
5.1.2 - COMPORTAMENTO TERMOMECÂNICO DE VIGAS SMAHC FLETIDAS A 25 °C E 69 °C.....	116
5.1.3 - BARRAS SMAHC SOB TRAÇÃO ATÉ A RUPTURA A 26 °C E 69 °C.....	123
5.2 - COMPORTAMENTO TERMOMECÂNICO SOB EXCITAÇÃO DINÂMICA..	129
5.2.1 - ANÁLISE MODAL DE VIGAS LIVRES NAS EXTREMIDADES SOB CARGAS IMPULSIVAS.....	129
5.2.1.a - CONSIDERAÇÕES PRELIMINARES.....	129
5.2.1.b - ANÁLISE MODAL DA VIGA DE AÇO.....	130
5.2.1.c - ANÁLISE MODAL DE VIGAS COMPÓSITAS HÍBRIDAS (SMAHC).....	134
5.2.2 - FREQUÊNCIAS NATURAIS EXPERIMENTAIS DE VIGAS SMAHC A 25 °C E 69 °C.....	140
5.2.3 - MÓDULOS DINÂMICOS DE VIGAS SMAHC A 25 °C E 69 °C.....	151
6 - ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS.....	156
6.1 - CONSIDERAÇÕES PRELIMINARES.....	156
6.2 - ANÁLISE DE VIGAS SMAHC PARA CARACTERIZAÇÃO ESTÁTICA.....	156
6.2.1 - DO PONTO DE VISTA DO PROCESSO DE FABRICAÇÃO.....	156
6.2.2 - DO PONTO DE VISTA DA CARACTERIZAÇÃO SOB FLEXÃO.....	160
6.3 - ANÁLISE DE BARRAS PARA CARACTERIZAÇÃO ESTÁTICA.....	168
6.3.1 - DO PONTO DE VISTA DO PROCESSO DE FABRICAÇÃO.....	168
6.3.2 - DO PONTO DE VISTA DA CARACTERIZAÇÃO SOB TRAÇÃO....	169
6.4 - ANÁLISE DE VIGAS SMAHC PARA CARACTERIZAÇÃO DINÂMICA.....	171

7 – CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	179
7.1 - CONSIDERAÇÕES GERAIS.....	179
7.2 – CONCLUSÕES.....	180
7.2.1 – PARA VIGAS SOB CARGAS ESTÁTICAS E DINÂMICAS À FLEXÃO.....	180
7.2.2 – PARA BARRAS SOB TRAÇÃO.....	180
7.2.3 – GERAIS.....	181
7.3 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	182
REFERÊNCIAS.....	183

APÊNDICES

A – CÓDIGO DE SIMULAÇÃO ANALÍTICA EM MATLAB PARA VIBRAÇÕES LIVRES DE VIGAS ISOTRÓPICAS E COMPÓSITAS HÍBRIDAS.....	189
B – DETALHES SOBRE A OBTENÇÃO DA DENSIDADE, MASSA SECA E ÚMIDA, VOLUME, FRAÇÕES EM MASSA E VOLUMÉTRICA DE CADA MATERIAL E DE VAZIOS.....	198
C – DETALHES SOBRE A OBTENÇÃO DAS INCERTEZAS ASSOCIADAS AOS MÓDULOS DE ELASTICIDADE DE FIOS DE ARAME E NI-TI	201
D – CÓDIGO DA SIMULAÇÃO ANALÍTICA DE BARRAS COMPÓSITAS ISOTRÓPICAS E HÍBRIDAS SOB TRAÇÃO..	205
E – GRÁFICOS DE FORÇA <i>VERSUS</i> ALONGAMENTO DE BARRAS TRACIONADOS COM REGRESSÃO LINEAR.....	207
F – CÓDIGOS DO ANSYS PARA VIBRAÇÕES LIVRES DE VIGAS DOS ELEMENTOS BEAM189, SHELL281 E SOLID186.....	211
G – CÓDIGO EM MATLAB PARA VIBRAÇÕES LIVRES PELO MÉTODO DE RAYLEIGH- RITZ DE VIGA SMAHC.....	217

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Comparação das propriedades entre termoplásticos e termorrígidos.....	10
Tabela 2.2 - Quadro de composição de óxidos empregados em reforços de fibra de vidro tipo E e tipo S.....	14
Tabela 3.1 - Os valores $(\lambda L)^2$ de certas condições de contorno de uma viga.....	38
Tabela 3.2 - As raízes $\lambda_n = g_n L, B_N$ e os valores aproximados de $\bar{\lambda}_n$ do modo $n=1$ a 7.....	57
Tabela 4.1 - Identificação e principais características de amostras de vigas compósitas.....	82
Tabela 4.2 - Comparação da temperatura por termopar e termografia em 3 pontos do CP11.....	93
Tabela 4.3 - Identificação das barras de epóxi/vidro-E com e sem fios metálicos.....	100
Tabela 4.4 - Tipos de cp's de tração (CPT) e de flexão (CPF) e os processos de fabricação.....	105
Tabela 5.1 - Propriedades termomecânicas usuais do epóxi, da fibra de vidro-E. e arame.zincado.....	110
Tabela 5.2 - Propriedades termomecânicas do fio de liga recozida de Ni-Ti com 50 % de Ni.....	111
Tabela 5.3 - Propriedades térmicas usuais de epóxi e de fibras de vidro, arame zincado e fio de Ni-Ti.....	112
Tabela 5.4 - Composição química do fio de Ni-Ti do ensaio de fluorescência de raios-X.....	113
Tabela 5.5 - Densidades, massas e de frações volumétricas de materiais usados e de vazios nas vigas de compósito o com e sem fios (aramé e Ni-Ti).....	117
Tabela 5.6 - Módulos analíticos e experimentais à flexão de vigas a 25 °C e 69 °C.....	118
Tabela 5.7 - Densidades, massas (sem inclusão dos <i>tabs</i>) e de frações volumétricas de materiais usados e de vazios de barras compósitas com e sem fios (aramé e Ni-Ti).....	123
Tabela 5.8 - Módulos analíticos e experimentais de barras sob tração a 25 °C e 69 °C.....	123
Tabela 5.9 - Convergência numérica das frequências naturais da viga de aço até o 3º modo.....	131
Tabela 5.10 - Comparação das frequências analíticas e numéricas até o 3º modo de vibração da viga de aço, na condição livre-livre, a 25 °C.....	131
Tabela 5.11 - Comparação da frequências naturais numéricas e experimentais até o 3º modo de vibração, na condiçõa livre-livre, a 25 °C.....	132

Tabela 5.12 - Convergência numérica das frequências naturais do CP04 até o 3º modo.....	134
Tabela 5.13 - Convergência numérica das frequências naturais do CP07 até o 3º modo.....	135
Tabela 5.14 - Convergência numérica das frequências naturais do CP11M até o 3º modo...	135
Tabela 5.15 - Diferenças percentuais entre a frequências analíticas e numéricas no 1º modo, obtidos com os cp's de vigas compósitas, livre-livre nas extremidades.....	136
Tabela 5.16 - Diferenças percentuais entre as frequências naturais numéricas na martensita e na austenita no 1º modo livre-livre nas extremidades.....	137
Tabela 5.17 - Diferenças percentuais entre as frequências analíticas e numéricas no 2º modo, obtidos com os cp's de vigas compósitas, livre-livre nas extremidades	137
Tabela 5.18 - Diferenças percentuais entre as frequências numéricas na martensita e na austenita no 2º modo livre-livre nas extremidades	138
Tabela 5.19 - Diferenças percentuais entre as frequências analíticas e numéricas no 3º modo, obtidos com os cp's de vigas compósitas livre-livre nas extremidades.....	138
Tabela 5.20 - Diferenças percentuais entre as frequências numéricas na martensita e na austenita no 3º modo livre-livre nas extremidades.....	139
Tabela 5.21 – Frequências naturais analíticas, numéricas (Rayleigh-Ritz e ANSYS) e experimentais da viga SMAHC (CP11) na martensita (FM) e na austenita (FA) até o 3º modo.....	139
Tabela 5.22 – Diferenças percentuais entre as frequências naturais analíticas e experimentais até o 3º modo da viga de aço e de compósitas com e sem fios de Ni-Ti.....	150
Tabela 5.23 – Diferenças percentuais entre as frequências naturais experimentais da viga SMAHC (CP11) da martensita para a austenita até o 3º modo.....	150
Tabela 5.24 – Determinação da razão de amortecimento em função do decremento logarítimo para a viga de aço e de compósitas com e sem fios de Ni-Ti.....	151
Tabela 5.25 – Diferenças percentuais entre as frequências naturais com e sem amortecimento para vigas de aço e de compósitas com e sem fios de Ni-Ti até o 3º modo.....	151
Tabela 5.26 – Diferenças percentuais entre os módulos experimentais à flexão e analíticos dinâmicos até o 3º modo de vibração de vigas de aço e compósitas fabricadas	153
Tabela 5.27 – Diferenças percentuais entre os módulos analíticos dinâmicos de vigas SMAHC na martensita e na austenita no 1º modo livre-livre nas extremidades.....	154
Tabela 5.28 – Diferenças percentuais entre os módulos experimentais estáticos (em flexão) e dinâmicos até o 3º modo da viga de aço e de compósitas com e sem fios de Ni-Ti.....	154

Tabela 5.29 – Diferenças percentuais entre os módulos dinâmicos experimentais da viga SMAHC na martensita (25 °C) e na austenita (69 °C) até o 3º modo livre nas extremidades.....	155
Tabela 6.1 – Diferenças percentuais dos módulos analíticos e experimentais da martensita para a austenita das vigas SMAHC fabricadas sob flexão.....	163
Tabela 6.2 – Diferença percentual da parcela de contribuição do módulo da martensita para a austenita ($\Delta E_{f2}\%$) da camada de fios para o aumento do módulo da viga SMAHC.....	165
Tabela 6.3 – Aumento relativo do módulo analítico de barras da martensita para a austenita.....	170
Tabela 6.4 – Aumento percentual das frequências analíticas do CP11 da martensita para a austenita até o 3º modo em função da fração volumétrica de Ni-Ti de 2,20 a 45,30 %.....	175
Tabela 6.5 – Diferenças entre os aumentos relativos dos módulos analítico dinâmico ($\Delta E_d\%$) e experimental à flexão ($\Delta E\%$) das vigas SMAHC da martensita para a austenita.....	178

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Barra SMAHC para tração, com camada simétrica de fios no plano médio.....	6
Figura 1.2 - Viga SMAHC para flexão, com duas camadas simétricas de fios mais distantes possíveis do plano médio.....	7
Figura 2.1 - Classificação dos polímeros utilizados em compósitos.....	10
Figura 2.2 - Diagrama de classificação de materiais compósitos poliméricos.....	11
Figura 2.3 - Estrutura química do polímero epóxi: Diglicidil Éter do Bisfenol A.....	12
Figura 2.4 - Diagrama esquemático de algumas formas de orientação das fibras em compósitos reforçados por: (a) fibras descontínuas unidirecionais; (b) fibras descontínuas aleatórias; (c) fibras contínuas unidirecionais e (d) fibras contínuas e bidirecionais.....	13
Figura 2.5 - Efeito da deformação ao redor da fibra na matriz sob tensão: (a) fibra descontínua sem deformação e (b) deformada.....	14
Figura 2.6 - Diagrama de equilíbrio e fase do Ni-Ti com proporções percentuais em massa de 50 % a 58 % de Ni.....	17
Figura 2.7 - Diagrama de Temperatura de transformação A_s versus Composição percentual em massa de Ni entre 53,5 % e 56,5 % da liga de Ni-Ti.....	18
Figura 2.8 - Estrutura cristalina na mudança (a) da austenita B2 e se completando (b-c) a fase martensítica intermediária R entre B2 e B19'.....	20
Figura 2.9 - Fração de martensita versus Temperatura.....	22
Figura 2.10 - Módulo de elasticidade versus Temperatura com ligas de Ni-Ti com percentagem em massa de 55,4 % de Ni.....	23
Figura 2.11 - As principais configurações cristalinas das SMA da (a) fase austenita (B2) à temperatura $T \geq A_f$ se transforma por resfriamento (até $T \leq M_f$) para (b) para martensita maclada, que após tensão induzida com $T \leq M_f$ para (c) martensita demaclada (B19').....	24
Figura 2.12 - Curva Tensão-Deformação típica com a deformação quasiplástica.....	25
Figura 2.13 - Representação do efeito de memória de forma das SMA.....	25
Figura 2.14 - Curva Tensão-Deformação típica com o fenômeno da pseudoelasticidade.....	26
Figura 2.15 - Fabricação de compósitos em molde aberto.....	27
Figura 2.16 - Diagrama de blocos de um sistema de aquecimento.....	30

Figura 3.1 - Diagrama de um suporte metálico robusto de vigas SMAHC suspensas na condição livre-livre.....	33
Figura 3.2 - Diagrama de corpo livre de um elemento infinitesimal de uma viga.....	34
Figura 3.3 - Representação de uma viga híbrida simétrica em relação ao plano médio.....	39
Figura 3.4 - Representação de uma viga laminada com 4 camadas antes da flexão.....	43
Figura 3.5 - Representação da viga laminada deformada sob flexão pura.....	43
Figura 3.6 - Seção transversal de uma barra híbrida com fios de Ni-Ti (SMAHC).....	48
Figura 3.7 - Malha de elementos finitos de um bloco sólido pelo MEF.....	51
Figura 3.8 - Elemento Shell281 (3-D) 8 nós e 6 graus de liberdade.....	60
Figura 3.9 - Elemento Solid186 com 20 nós e 6 graus de liberdade.....	60
Figura 4.1 - Seção transversal típica de uma viga SMAHC (cotas em mm).....	61
Figura 4.2 - Seção transversal típica de uma barra SMAHC (cotas em mm).....	62
Figura 4.3 - Bancada de fabricação de vigas e barras compósitas híbridas com e sem fios.....	63
Figura 4.4 - Vista em elevação do molde de vigas e barras num suporte metálico.....	63
Figura 4.5 - Detalhe do dimensionamento do molde de vigas.....	64
Figura 4.6 - Detalhamento do bloco-guia externo e parafuso de estiramento de fios.....	64
Figura 4.7 - Detalhamento de presilha metálica de travamento de fios.....	65
Figura 4.8 - Detalhamento de bloco-guia de fios do tipo Par do molde fêmea.....	65
Figura 4.9 - Detalhamento de bloco-guia de fios do tipo Ímpar do molde fêmea.....	66
Figura 4.10 - Dois suportes de fixação com os parafusos de estiramento dos fios nas extremidades do perfil "U" (a) sem e (b) sem dispositivo de estiramento.....	66
Figura 4.11 - Fluxograma de fabricação de barras e vigas SMAHC.....	67
Figura 4.12 - Fixação com dois fios por presilha junto ao blocos-guias sobrepostos	68
Figura 4.13 - Passagem dos quatro dios da camada dd fundo do molde pelo eixo de estiramento e os quatro fios da camada superior livres do dispositivo nesta etapa.....	69
Figura 4.14 - Operação de (a) preparação e (b)corte de tiras de mantas de vidro-E.....	69
Figura 4.15 - Balança digital para pesar os fios metálicos, mantas de vidro-E e o epóxi.....	70
Figura 4.16 - Fabricação de vigas compósitas híbridas com tiras de mantas isotrópicas de vidro-E e fios, ambos impregnados com epóxi de cura a frio.....	70
Figura 4.17- Vista do molde macho no final da laminação: (a) superior e (b) de perfil.....	71
Figura 4.18 - Processo com bolsa de vácuo a frio para cp's.....	72
Figura 4.19 - Bancada de fabricação de vigas híbridas sobre a placa térmica.....	73

Figura 4.20 - (a) Preparação da manta térmica e cobrimento da bancada com (b) o absorvente polimérico branco.....	74
Figura 4.21 - (a) A montagem completa dos materiais e equipamentos da Hot Bonder para a cura a quente em dois estágios com bolsa de vácuo e (b) fixação do <i>plug</i> no manômetro.....	75
Figura 4.22 - Detalhamento do molde fêmea da bancada de fabricação de barras com <i>tabs</i>	75
Figura 4.23 - Detalhamento do molde macho para fabricação de barras compósitas híbridas com fios metálicos e <i>tabs</i> nas extremidades	75
Figura 4.24 -(a) Barra SMAHC dentro do molde e (b) finalizado do grupo (j).....	75
Figura 4.25 - Cavalete de alumínio aparafusado no sulco do molde tipo fêmea que permite confeccionar os <i>tabs</i> embutidos, de até oito fios.....	76
Figura 4.26 - Instalação de oito fios nos blocos-guias do molde fêmea e perfil "U" de aço	76
Figura 4.27 - (a) Corte da manta em tiras de vidro-E para (b) <i>tabs</i> e o corpo da barra.....	77
Figura 4.28 - Laminação (a) iniciada nos <i>tabs</i> e continuada no corpo da barra híbrida.....	78
Figura 4.29 - Barras compósitas, ordenadas da esquerda para a direita: 1 ^a e 2 ^a são de SMAHC e 2 ^a e 4 ^a com e sem fios de aço, respectivamente.....	78
Figura 4.30 - Barra SMAHC com oito fios de Ni-Ti de cura a quente e sem bolsa de vácuo..	78
Figura 4.31 - (a) Vista da garras da MTS-810 para prender (b) amostras de fios em ensaios de tração.....	79
Figura 4.32- (a) Encapsulamento do fio de Ni-Ti com fibras de vidro-E / Araldite F, sem bolsa de vácuo e (b) amostra pronta para fixação do mordente.....	80
Figura 4.33 - Fluxograma de caracterização de vigas e barras compósitas com e sem fios.....	81
Figura 4.34 - Viga de aço, com dimensões em mm, para ajuste do sistema de medição.....	81
Figura 4.35 - As dimensões médias (em mm) de vigas SMAHC.....	82
Figura 4.36 - Bancada de ensaios dinâmicos com (a) a viga nos suporte na condição livre-livre e o amplificador do acelerômetro conectado ao (b) analisador de sinas da HP36654	83
Figura 4.37- Viga com dimensões e espaçamento (em mm) dos 9 pontos da face excitada.....	84
Figura 4.38 - Fluxograma de análise modal realizada pelo programa STAR MODAL.....	86
Figura 4.39 - Sistema de aquisição de dados para obtenção das frequências naturais.....	87

Figura 4.40 - CP02 de fio de Ni-Ti submetido a à ruptura por tração a 25 °C < M _f	89
Figura 4.41 - CP03 de fio de Ni-Ti rompido por tração a 69 °C > A _f	89
Figura 4.42 - Esquema do dispositivo de interrupção da corrente elétrica para o aquecimento de fios de Ni-Ti embebidos nas vigas e barras SMAHC	91
Figura 4.43 - Controlador de temperatura com os principais componentes: termopar J, microprocessador PIC18F452, amplificador AD 594 e um relé eletrônico.....	91
Figura 4.44 - Bancada de medida por termopar e por termografia no CP11.....	92
Figura 4.45 - Imagens do termógrafo FLIR I40 (a) do CP11 e (b) fios de Ni-Ti na austenita.....	94
Figura 4.46 - Bancada de medida da temperatura por termografia do fios de Ni-Ti.....	95
Figura 4.47 - Equipamento EDX-720 de espectrometria de fluorescência de raios X.....	96
Figura 4.48 - (a) Difrátômetro de raios-X (b) para verificação da fase sólida do fio de Ni-Ti instalado na câmara de difração.....	97
Figura 4.49 - Amostra com 5 pedaços de fios de Ni-Ti na resina encaixada na placa de Al.....	97
Figura 4.50 - Sistema de aquecimento e resfriamento controlado para determinação da resistência elétrica em função da temperatura da liga de Ni-Ti (55,49 % de Ni).....	98
Figura 4.51 - (a) DSC com o (b) sistema de resfriamento a N ₂ líquido indicado por A.....	99
Figura 4.52 - CP02, com 8 fios de arame, a 25 °C, rompido por tração.....	101
Figura 4.53 - CP03, com oito fios de Ni-Ti, sob tração até a ruptura a 25 °C.....	101
Figura 4.54 - CP08, com oito fios de Ni-Ti a 69 °C, após a ruptura por tração.....	102
Figura 4.55 - Ensaio de flexão a 25 °C do CP08 para o vão L=114 mm.....	103
Figura 4.56 - Ensaio de flexão a 25 °C do CP12 para vão L=150 mm	103
Figura 4.57 - Ensaio de flexão do CP12 a 25 °C < M _f para o vão L=280 mm.....	104
Figura 4.58 - Ensaio de flexão do CP11 a 69 °C > A _f para o vão L=280 mm.....	104
Figura 4.59 - Amostras em cubos dos <i>tabs</i> de barras de vidro-E/epóxi.....	106
Figura 4.60 - Amostras prismáticas de vigas de vidro-E/epóxi/fios de Ni-Ti.....	106
Figura 4.61 - CPT4 de cura a frio e CPT3 a quente, com vazios na interface fios/epóxi.....	107
Figura 4.62 - Camada de fios e a camada adjacente (a) inferior e (b) superior da amostra CPF2.....	107
Figura 5.1 - Curva de Tensão <i>versus</i> Deformação do arame zincado, tracionado a 25 °C....	111
Figura 5.2 - (a) Curva de Tensão <i>versus</i> Deformação do CP03 (fio de Ni-Ti) rompido sob tração a 25 °C < M _f e a reta ajustada por regressão linear no trecho inicial da Fig. 5.2.a.....	111

Figura 5.3 - Curva da Força <i>versus</i> Alongamento do CP05 (fio de Ni-Ti) sob tração a 69 °C > A_f , em regime elástico, com uma reta ajustada por regressão linear.....	112
Figura 5.4 - Difractograma do fio de Ni (55,49 %) -Ti na martensita	114
Figura 5.5 - Difractograma de uma fita de Ni (55,5 %)-Ti na martensita.....	114
Figura 5.6 - Curvas de Fluxo de Calor (mW) <i>versus</i> Temperatura (°C) durante a sequência de ensaio de resfriamento e aquecimento entre -10 °C e +110 °C.....	115
Figura 5.7 - Curva da Força <i>versus</i> Flecha do CP05 sob flexão a 25 °C para L=280 mm, ajustada pelo Método dos Mínimos Quadrados de $R^2=0,99991$ com a rigidez $k=170,3$ N/m.....	119
Figura 5.8 - Curva da Força <i>versus</i> Flecha do CP08 sob flexão a 25 °C para L=280 mm, ajustada pelo Método dos Mínimos Quadrados de $R^2=0,99996$ com a rigidez $k=227,8$ N/m.....	119
Figura 5.9 - Curva da Força <i>versus</i> Flecha do CP09 sob flexão a 25 °C para L=280 mm, ajustada pelo Método dos Mínimos Quadrados de $R^2=0,99940$ com a rigidez $k=365,4$ N/m.....	120
Figura 5.10 - Curva da Força <i>versus</i> Flecha do CP11 sob flexão a 25 °C para L=280 mm, ajustada pelo Método dos Mínimos Quadrados de $R^2=0,99999$ com a rigidez $k=101$, N/m.....	120
Figura 5.11 - Curva da Força <i>versus</i> Flecha do CP13 sob flexão a 25 °C para L=280 mm, ajustada pelo Método dos Mínimos Quadrados de $R^2=0,99945$ com a rigidez $k=1124$ N/m.....	121
Figura 5.12 - Curva da Força <i>versus</i> Flecha do CP09 sob flexão a 69 °C para L=280 mm, ajustada pelo Método dos Mínimos Quadrados de $0,99930$ com a rigidez de $k=368,9$ N/m.....	121
Figura 5.13 - Curva da Força <i>versus</i> Flecha do CP11 sob flexão a 69 °C para L=280 mm, ajustado pelo Método dos Mínimos Quadrados de $0,99930$ com a rigidez de $k=368,9$ N/m.....	122
Figura 5.14 - Curva da Força <i>versus</i> Flecha do CP13 sob flexão a 69 °C para L=280 mm, ajustado pelo Método dos Mínimos Quadrados de $0,99958$ com a rigidez de $k=1171$ N/m.	122
Figura 5.15 - Curva da Força <i>versus</i> Alongamento do CP01, sem fios, submetido à ruptura por tração a 25°C.....	124

Figura 5.16 - Curva da Força <i>versus</i> Alongamento do CP02, com 8 fios de arame, submetido à ruptura por tração à 25 °C.....	125
Figura 5.17 - Curva da Força <i>versus</i> Alongamento do CP03, com 2 fios de Ni-Ti, submetido à ruptura por tração à 25°C < M _f	125
Figura 5.18 - Curva da Força <i>versus</i> Alongamento do CP05, com 4 fios de Ni-Ti, submetido à ruptura por tração à 25°C < M _f	126
Figura 5.19 - Curva da Força <i>versus</i> Alongamento do CP07, com 8 fios de Ni-Ti, submetido à ruptura por tração à 25°C < M _f	126
Figura 5.20 - Curva da Força <i>versus</i> Alongamento do CP04 com 2 fios de Ni-Ti, submetido à ruptura por tração à 69°C > A _f	127
Figura 5.21 - Curva da Força <i>versus</i> Alongamento do CP06, com 4 fios de Ni-Ti, submetido à ruptura por tração à 69°C > A _f	127
Figura 5.22 - Curva da Força <i>versus</i> Alongamento do CP08, com 8 fios de Ni-Ti, submetido à ruptura por tração à 69°C > A _f	128
Figura 4.23 - Curva da Força <i>versus</i> Alongamento do CP09, com 8 fios de Ni-Ti, submetido à ruptura por tração à 69°C > A _f	128
Figura 5.24 - Esquema da bancada de análise modal de vigas livres nas extremidades.....	129
Figura 5.25 - Viga de aço prismática com a dimensões e as coordenadas definidas.....	130
Figura 5.26 - Configuração da viga de aço, livre-livre nas extremidades, a 25 °C no 1º modo de vibração da simulação numérica para frequência natural de 288,88 Hz.....	132
Figura 5.27 - Configuração da viga de aço, livre-livre nas extremidades, a 25 °C no 1º modo de vibração do ensaio dinâmico para frequência natural de 289,28.....	132
Figura 5.28 - Configuração da viga de aço, livre-livre nas extremidades, a 25 °C no 2º modo de vibração na simulação numérica para frequência natural de 794,81.....	133
Figura 5.29 - Configuração da viga de aço, livre-livre nas extremidades, a 25 °C no 4º modo de vibração do ensaio dinâmico para frequência natural de 795,5 Hz.....	133
Figura 5.30 - Configuração da viga de aço, livre-livre nas extremidades, a 25 °C no 3º modo de vibração na simulação analítica para frequência natural de 1553,80 Hz.....	134
Figura 5.31 - Configuração da viga de aço, livre-livre nas extremidades, a 25 °C no 3º modo de vibração do ensaio dinâmico para frequência natural de 1560,00 Hz.....	134
Figura 5.32 - Sistema de aquisição de dados da aceleração e da força impulsiva de vigas.....	140
Figura 5.33 - Os três modos de vibração para impactos do martelo nos pontos de excitação de n ^{oa} 1, 2 e 5 com marcadores em preto, em ensaios dinâmicos.....	141

Figura 5.34 - Superposição dos gráficos da Amplitude <i>versus</i> Frequência Natural para o 1º modo de vibração de três pontos excitados separadamente da viga de aço.....	142
Figura 5.35 - Superposição dos gráficos da Amplitude <i>versus</i> Frequência Natural para o 2º modo de vibração de três pontos excitados separadamente da viga de aço.....	143
Figura 5.36 - Superposição dos gráficos da Amplitude <i>versus</i> Frequência Natural para o 3º modo de vibração de três pontos excitados separadamente da viga de aço.....	143
Figura 5.37 - Superposição dos gráficos da Amplitude <i>versus</i> Frequência Natural para o 1º modo de vibração de três pontos excitados separadamente do CP05.....	144
Figura 5.38 - Superposição dos gráficos da Amplitude <i>versus</i> Frequência Natural para o 2º modo de vibração de três pontos excitados separadamente do CP05.....	145
Figura 5.39 - Superposição dos gráficos da Amplitude <i>versus</i> Frequência Natural para o 3º modo de vibração de três pontos excitados separadamente do CP05.....	145
Figura 5.40 - Superposição dos gráficos da Amplitude <i>versus</i> Frequência Natural para o 1º modo de vibração de três pontos excitados separadamente do CP11 na martensita.....	146
Figura 5.41 - Superposição dos gráficos da Amplitude <i>versus</i> Frequência Natural para o 2º modo de vibração de três pontos excitados separadamente do CP11 na martensita.....	147
Figura 5.42 - Superposição dos gráficos da Amplitude <i>versus</i> Frequência Natural para o 3º modo de vibração de três pontos excitados separadamente do CP11 na martensita.....	147
Figura 5.43 - Superposição dos gráficos da Amplitude <i>versus</i> Frequência Natural para o 1º modo de vibração de três pontos excitados separadamente do CP11 na austenita.....	148
Figura 5.44 - Superposição dos gráficos da Amplitude <i>versus</i> Frequência Natural para o 2º modo de vibração de três pontos excitados separadamente do CP11 na austenita.....	149
Figura 5.45 - Superposição dos gráficos da Amplitude <i>versus</i> Frequência Natural para o 3º modo de vibração de três pontos excitados separadamente do CP11 na austenita.....	149
Figura 6.1 - Gráfico das espessuras das vigas em função do aumento da fração volumétrica de vidro-E pelos processos de fabricação da UnB e Hot Bonder.....	157

LISTA DE SÍMBOLOS, NOMENCLATURA E ABREVIACÕES

APT	- <i>Active Properties Tuning</i>
ASTM	- <i>Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials</i>
a_j	parâmetro nodal da função aproximadora v do MEF
A_s	temperatura de transformação inicial da fase austenita da SMA
A_f	temperatura de transformação final da fase austenita da SMA
A	área da seção transversal do cp
\varnothing_j	função de forma da função aproximadora v do MEF
[A]	matriz acoplamento cisalhamento-extensão de laminados compósitos
A_{fio}	área da seção transversal de todos os fios
$A_{\text{fio}2}$	área da seção transversal dos fios da camada de fios
A_1^*	área da seção transversal de fios na barra
A_2^*	área da seção transversal de epóxi/vidro-E na barra
A_2	área da seção transversal da camada de fios
A_{11} , A_{22} e A_{12}	coeficientes de rigidez extensional nas direções principais e no plano 1,2, e
A_{66}	coeficiente de cisalhamento
A_{11}^{iso}	coeficiente de rigidez extensional de uma barra isotrópica na direção principal 1
α_{jn}	integral do produto das funções $Z(x)$ indexadas por j e n no domínio Ω
b	largura da viga
B_n	coeficiente da função $Z(x)$ em função de $\bar{\lambda}_n$ para n tendendo ao infinito
[B]	matriz acoplamento flexão-extensão de laminados compósitos
β_{jn}	integral do produto das derivadas de segunda ordem das funções indexadas j e n no domínio Ω
C	comprimento da viga
CP, cp	corpo de prova preparado de compósito com e sem fios metálicos
C_n , C_j	coeficientes da expansão em série de Fourier para os índices n e j que minimizam a hamiltoniana Π
[D]	matriz acoplamento flexão-torção de laminados compósitos
D_{11}^k	coeficiente de rigidez flexural na camada k na direção principal 1
d	diâmetro do fio metálico

δ_f	flecha máxima no meio do vão entre apoios da viga
δ_d	decremento logarítmico
ENM	- Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Brasília
$\{\varepsilon\}$	vetor deformação nas direções principais e angular do laminado
ε_x^0	deformação no plano médio ao longo do comprimento
ε_x^k	deformação na camada k na direção ao longo do comprimento
E	módulo de Young de um compósito isotrópico
E_{barra}	módulo efetivo da barra híbrida e simétrica sob tração
E_x^k	módulo da camada k ao longo do comprimento
E_e	módulo do epóxi
E_{fio}	módulo do fio metálico
E_{rov}	módulo do <i>roving</i>
E_{vidro}	módulo do vidro-E
E'_i	módulo da camada genérica i da viga
E'_1 e E'_3	módulos das camadas de vidro-E / epóxi da viga
E'_2	módulo da camada de fios com e sem <i>roving</i> da viga
E_{11}, E_{22}	módulos de Young nas direções principais de laminados compósitos
E_f	módulo efetivo da viga compósita híbrida com fios
E_{exp}	módulo experimental da viga sob flexão
E_d	módulo analítico dinâmico da viga
E_{dexp}	módulo experimental dinâmico da viga
E_{cv}	módulo de Young da camada de epóxi/vidro-E
E^A_{SMA}	módulo de Young da SMA (Ni-Ti) na austenita
E^M_{SMA}	módulo de Young da SMA (Ni-Ti) na martensita
E_c	energia cinética da viga
Eletronorte	- Centrais Elétricas do Norte do Brasil S. A.
η_E	parâmetro em relação ao módulo da lâmina isotrópica na direção 2
η_G	parâmetro em relação ao módulo de cisalhamento da lâmina isotrópica no plano 1,2
φ	ângulo de deformação da viga sob flexão pura
$f_{d,n}$	frequência amortecida da viga para o enésimo modo de vibração
f_n	frequência natural da viga para o enésimo modo de vibração
$\{F(t)\}$	vetor de forças sobre os nós dos elementos finitos da viga

$(gL)^2_n$	parâmetro adimensional associado às condições de contorno da viga no modo de vibração n
G_{12}, G_{21}	módulo de cisalhamento no plano 1,2
G_e	módulo de cisalhamento do epóxi
G_v	módulo de cisalhamento do vidro-E
G_{ev}	módulo de cisalhamento da camada de vidro-E/epóxi
h	espessura da viga compósita e de aço
I_{yy}	momento de inércia de área em relação ao eixo y
[K]	matriz de rigidez da viga
K_{jn}	elemento da matriz de rigidez da viga
k_1^0, k_2^0 e k_{12}^0	variações de curvatura principais referente ao plano médio do laminado nas direções principais e no plano 1,2
k	rigidez à flexão ou tração do cp
L	vão entre apoios da viga
$L_{\text{útil}}$	comprimento útil da barra
$\bar{\lambda}_n$	parâmetro em função do índice n para valores n tendendo ao infinito
M_S	temperatura de transformação inicial da fase martensita da SMA
M_f	temperatura de transformação final da fase martensita da SMA
[M]	matriz de inércia da viga
M_{jn}	elemento da matriz de inércia
m	massa por unidade de comprimento da viga
m_{ap}	massa aparente da amostra do cp
m_{sat}	massa saturada da amostra do cp
M_{rov}	massa de <i>roving</i> da viga
M_v	massa de vidro-E da viga
M_e	massa de epóxi da viga
M_{fio}	massa de fios da viga
M	momento fletor da viga
M_x	resultante de momento fletor por unidade de largura da viga
ν_{12}	coeficiente de Poisson no plano 1,2 da lâmina isotrópica
ν_e	coeficiente de Poisson do epóxi
ν_v	coeficiente de Poisson do vidro-E
N_f	número total de fios metálicos na viga

N	número de camadas nas barras e vigas
N'	número de camadas subtraído das duas camadas de fios
$N^{\text{simétrico}}$	tensão normal da barra simétrica
N^{iso}	tensão normal da barra isotrópica
N	tensão normal na barra
N_x	resultante de tensão normal por unidade de largura da barra
Ω	domínio de integração espacial da coordenada x
Π	funcional da energia potencial somada à energia cinética da viga
Π_i	funcional da energia mecânica de cada elemento finito i da viga
P	força de flexão sobre o meio do vão da viga
PVC	Cloreto de Polivinila
PP	Polipropileno
$[Q]$	matriz de rigidez de uma lâmina nas direções 1 e 2
$Q_{11}^k, Q_{22}^k,$ Q_{12}^k e Q_{66}^k	coeficientes de rigidez na camada k na direção principal 1, direção 2, no plano 1,2 e coeficiente de cisalhamento no plano 1,2
R^2	coeficiente de determinação simples adimensional da regressão linear de amostras de ensaios de flexão e tração
R	raio de curvatura de uma viga em flexão pura
σ	tensão normal no cp
σ_x^k	tensão normal na camada k ao longo do comprimento
ρ	densidade da viga
$\rho_0(x)$	densidade por unidade de comprimento da viga
$\rho_k(z)$	densidade de cada lâmina k na direção de z da viga
$\rho_{\text{água}}$	densidade da água
ρ_c	densidade do compósito
ρ_v	densidade de vidro-E
ρ_e	densidade do epóxi
ρ_{fio}	densidade do fio metálico
ζ	razão de amortecimento da viga
t	variável independente do tempo
t_i	espessura de cada camada i da viga
T	temperatura de operação.
T_g	temperatura de transição vítrea do epóxi

$T(t)$	função periódica dependente do tempo
SMA	- <i>Shape Memory Alloys</i>
SMAHC	- <i>Shape Memory Alloy Hybride Composite</i>
$\{U(t)\}$	vetor das coordenadas nodais dos elementos finitos da viga em função do tempo
V	força cortante na seção infinitesimal da viga
V_f	energia potencial elástica da viga
V_2	fração volumétrica das camadas de epóxi/vidro-E de barra híbrida
V_{fio2}	fração volumétrica dos fios metálicos da camada de fios
V_{e2}	fração volumétrica de epóxi da camada de fios
V_{fio}	fração volumétrica de fio metálico do cp
V_{rov}	fração volumétrica de roving do cp
V_v	fração de volumétrica de vazios do cp
V_{vidro}	fração volumétrica de vidro-E do cp
v	volume da viga
v_2	volume da camada de fios da viga
v	função aproximadora do MEF
$w(x,t)$	função da posição na direção da espessura dependente da coordenada de posição x ao longo do comprimento e do tempo
w_n	frequência angular no modo n
x	coordenada ao longo do comprimento do cp
y	coordenada ao longo da largura do cp
$Z(x)$	função da posição na direção z dependente da coordenada x

1 – INTRODUÇÃO

1.1 – CONSIDERAÇÕES GERAIS

Nas últimas décadas, se intensificaram as pesquisas por materiais mais eficientes, particularmente aqueles que exerçam uma multiplicidade de funções, além da estrutural (Gandhi e Thompson, 1992). Neste contexto, atualmente, os materiais convencionais não atendem mais, em algumas situações, à crescente exigência de desempenho em estruturas e sistemas mecânicos empregados em engenharia. Por exemplo, os atuadores convencionais como, motores elétricos, atuadores hidráulicos e pneumáticos inviabilizam grandes reduções no volume, peso global e na complexidade de sistemas estruturais (Srinivasan e McFarland, 2001).

Para enfrentar esse paradigma tecnológico, foi criada uma nova classe de sistemas de materiais inteligentes ou estruturas adaptativas, inspirado em analogia com sistemas biológicos, que têm a habilidade de adaptar suas estruturas materiais à mudanças do ambiente natural à volta (Janocha, 1999). Neste sentido, materiais inteligentes podem ser definidos como aqueles que se adaptam ao seu ambiente mudando, controladamente, entre outras propriedades, a forma, o módulo de elasticidade, a frequência natural e o amortecimento, em resposta a variações de algum estímulo ambiental ou sinal de controle, como a temperatura, campo elétrico, campo magnético, dentre outras (Neumann, 1999). Alguns materiais inteligentes podem ser utilizados como atuadores e/ou sensores, dentre eles, ligas com memória de forma (*Shape Memory Alloys* – SMA), materiais piezoelétricos, fluidos eletroreológicos e magnetoreológicos (Gandhi e Thompson, 1992; Janocha, 1999; Srinivasan e McFarland, 2001; Salichs et al, 2001; Pons, 2005). Isto torna possível o desenvolvimento de estruturas adaptativas, com a integração entre o compósito híbrido funcional, os sensores e o sistema de controle (Janocha, 1999).

O segundo desafio a ser alcançado, o paradigma científico, pode ser observado de forma mais geral nos sistemas biológicos que possuem melhores características que os atuais sistemas mecânicos na eficiência, funcionalidade, precisão, autoreparo e durabilidade (Janocha, 1999). Em geral, nas áreas de engenharia e medicina, há uma incessante busca por novos atuadores e sensores que possibilitem produzir estruturas adaptativas eficientes, leves, compactas e duráveis (Gandhi e Thomson, 1992). E dentre os materiais inteligentes, as SMA são os mais promissores para o desenvolvimento de

estruturas adaptativas que envolvam relativamente aos seus pares (materiais piezelétricos, fluidos eletro e magnetoreológicos) grandes deformações e baixas frequências (Srinivasan e McFarland, 2001). De maneira especial, o conceito de Compósito Híbrido com Memória de Forma (*Shape Memory Alloy Hybrid Composite – SMAHC*), representa uma forma de aplicação das SMA no desenvolvimento de estruturas adaptativas, visando o controle de vibração ou de forma (Rogers e Robertshaw, 1988; Turner, 2000).

Jia e Rogers (1989) propuseram dois princípios para o emprego de SMA em estruturas adaptativas: (i) sintonização ativa de propriedades (*Active Properties Tuning – APT*); e (ii) sintonização ativa de energia de deformação (*Active Strain Energie Tuning – ASET*). A sintonização ativa de propriedade (APT) de uma estrutura adaptativa de SMAHC, por exemplo, ocorre quando apenas com o aumento da temperatura da SMA (sem pré-deformações) embebida na matriz se produz o aumento da rigidez da estrutura como um todo (Rogers e Robertshaw, 1988). Desta forma, pode-se obter, por efeito Joule, o controle da rigidez da estrutura adaptativa. O segundo princípio, ASET, reporta-se à mudança de forma controlada, onde os atuadores de SMA (pré-deformados ou não) instalados na estrutura compósita submetida a uma tensão produzem no compósito uma deformação residual reversível quando descarregada, e logo após sendo aquecida, volta a sua forma original (Turner, 2000). Este princípio não será explorado neste trabalho.

Nos últimos anos, várias propostas de aplicação dos SMAHC foram apresentadas para controle de vibração em máquinas e estruturas (Brinson et al, 1997; Aizawa et al, 1998; Choi e Hwang, 2000; Davis, 2005). O SMAHC, associado ao princípio APT, representa uma forma promissora de aplicação das SMA, para o desenvolvimento de estruturas adaptativas, visando o controle de rigidez e de vibração mecânica (Turner et al, 2001; Zak et al., 2003). O emprego de SMA é um grande desafio científico e tecnológico, nas áreas de materiais funcionais e estruturas adaptativas (Flatau e Chong, 2002). O desenvolvimento metodológico deste trabalho, para obtenção das frequências naturais de uma viga SMAHC, fortalece a expectativa de controle de vibração para certa temperatura de operação, quando os fios de SMA embebidos são ativados, por efeito Joule, e a estrutura é excitada por uma frequência crítica, não entra em ressonância com um todo.

O foco deste trabalho exploratório é voltado para o emprego do princípio APT, investigando a mudança de rigidez e de frequência natural com o aumento controlado da temperatura de fios de SMA embebidos num compósito adaptativo.

1.2 – LIGAS COM MEMÓRIA DE FORMA (SMA)

Em 1932, Arne Olander observou e registrou, provavelmente pela primeira vez, o comportamento elástico com histerese, denominado de pseudoelasticidade, em ligas Au-Cd, e, em 1938, Greniger e Mooradian verificaram em uma liga Cu-Zn o aparecimento da fase martensítica, por meio do decréscimo da temperatura (Otsuka e Wayman, 1998). Posteriormente, o efeito memória de forma, associado à deformação quasiplástica sofrida na fase martensítica, que desaparece após aquecimento da SMA, foi amplamente divulgado pelos pesquisadores Kurdjumov e Khandros (1949). Na década de 1960, os pesquisadores Buhler e colaboradores verificaram os mesmos fenômenos na liga de Ni-Ti (Buhler e Wang, 1967). Depois disso, constatou-se o efeito memória de forma também em materiais ternários como Cu-Al-Ni, Cu-Zn-Al e Au-Ag-Cd (Otsuka e Wayman, 1998). As ligas Ni-Ti, denominadas de NiTiNOL (*Nickel-Titanium Naval Ordnance Laboratory*), são consideradas, dentre as SMA, de maior potencial para aplicações em engenharia, por causa de sua capacidade de recuperação de sua forma de até 8%, grande histerese quando ocorre a pseudoelasticidade, resistência à corrosão e à fadiga, biocompatibilidade, e boa condutividade elétrica comparada aos metais condutores (Otsuka e Wayman, 1998).

As SMA possuem duas fases de soluções sólidas estáveis e distintas, denominadas de martensita e de austenita. Para a completa caracterização das SMA, precisam-se conhecer as quatro temperaturas características de transformação. A temperatura da martensita inicial (*martensite start* - M_s) é o ponto de início da transformação de austenita para martensita; e a da martensita final (*martensite finish* - M_f) é de transformação final da fase martensítica. A austenita inicial (*austenite start* - A_s) representa o início da transformação reversa e austenita final (*austenite finish* - A_f) a de transformação final da fase austenítica. A martensita ocorre em temperaturas mais baixas, com um menor grau de simetria na sua rede cristalina, quando comparada com a fase austenita (Brinson e Huang, 1996). Esta última ocorre em temperaturas mais altas, com um arranjo cristalino cúbico de corpo centrado (CCC), e apresenta um módulo de elasticidade até três vezes superior quando comparada à fase martensita (Otsuka e Wayman, 1998). A transição da fase martensita para a austenita das SMA é uma das formas de tornar estes materiais funcionais ativos, podendo-se controlar o módulo de elasticidade da liga. (Janocha, 1999).

Podem existir duas formas de apresentação da fase martensítica: maclada e demaclada (Delaey et al., 1974). As ligas com memória de forma, sem aplicação de tensões, na martensita maclada, podem apresentar até 24 variantes (Otsuka e Wayman, 1998). A SMA

na martensita maclada, não apresenta qualquer mudança de forma com a variação da temperatura, passando da fase martensita para a austenita e vice-versa. Na martensita demaçada, as SMA sofrem uma reorientação dos planos cristalográficos na direção da tensão aplicada, quando respectivamente são tracionados ou comprimidos (Otsuka e Wayman, 1998). Ao remover-se a carga, se conserva nas SMA, uma deformação quasiplástica, que é reversível. O fenômeno de recuperação da deformação quasiplástica, denomina-se efeito de memória de forma, o qual ocorre quando se faz uma transformação reversa da martensita demaçada apenas aquecendo-se até temperatura de transformação final da austenita. Este trabalho não tratará do efeito de memória de forma, apenas da mudança do módulo de elasticidade de um componente estrutural ensaiados separadamente na fase martensita e na austenita. Entretanto, é importante entender que se trabalhará dentro do comportamento elástico da estrutura SMAHC quando submetida à tração ou à flexão, e se atentará para uma faixa de tensões que seguramente a SMA (Ni-Ti) embebida estará na fase martensita maclada com temperatura inferior a M_f e, em outro ensaio, na austenita com temperatura superior a A_f .

Neste trabalho, será estudado o comportamento termoelástico, para temperaturas inferiores a M_f e superiores a A_f , de uma liga de 44,50% de Ti - 55,49% de Ni, em massa, e 0,01 % de impurezas (Otsuka e Wayman, 1998). Esta liga de Ti-Ni operará em duas fases distintas, 100 % martensita e 100 % austenita, que são dadas pelas temperaturas inicial e final de transformação $M_f = 35,6$ °C e $A_f = 59$ °C. O módulo de elasticidade das SMA varia fortemente com a temperatura, podendo, no caso desta liga de Ni-Ti, mais do que duplicar ao elevar-se a temperatura em poucas dezenas de graus Celsius, no caso das ligas Ni-Ti (Srinivasan e McFarland, 2001). Essa característica das SMA as torna promissoras para o desenvolvimento de SMAHC para o controle de rigidez e vibração explorando-se o princípio APT (Turner, 2000; Zak et al., 2003).

1.3 – COMPÓSITOS HÍBRIDOS COM MEMÓRIA DE FORMA (SMAHC)

Os compósitos híbridos com memória de forma (SMAHC) foram criados por Rogers e Robersshaw (1988) por combinações de matriz polimérica, normalmente termofixa, com e sem reforço de fibras de carbono, aramida e/ou vidro, acrescentada a SMA, em forma de lâminas, fios ou particulados. Entretanto, pode-se estender o conceito de SMAHC para matrizes cerâmicas e metálicas, que podem ter outras denominações na literatura (Yang, 2000; Srinivasan e MacFarland, 2001; Shimamoto et al., 2004). A idéia de se criar o

SMAHC que tem aplicações promissoras, é para que, através de estimulação externa, se possa controlar alguma propriedade, dentre elas, a rigidez, a forma ou a vibração mecânica de sistemas estruturais (Sun G. e Sun C.T., 1993; Paine e Rogers, 1994; Turner, 2000; Pathernios et al., 2001; Williams et al, 2002; Zak et al, 2003; Xu Y. et al., 2004).

Na literatura, vêm sendo investigadas nas duas últimas décadas as propriedades estáticas e dinâmicas de materiais SMAHC (Baz et al., 1993; Turner, 2001; Zhang et al., 2003; Araújo e Takeguma Filho, 2004; Xu L. et al., 2010; Yuvaraja et al, 2012). Nos trabalhos citados, o comportamento termomecânico de SMAHC foi observado, com SMA (fios ou lâminas de Ni-Ti) embebidos, provocando a mudança controlada da forma ou frequência natural, com aquecimento contínuo, da fase martensita para a austenita.

Existem alguns processos possíveis de fabricação de SMAHC de matriz polimérica, dentre eles, o processo manual com e sem autoclave a vácuo (Rogers e Robertshaw, 1988; Turner, 2000; Pathernios et al., 2001; Ya Xu et al, 2004, Tsoi et al., 2004, Yuse e Kikushima, 2005, Céron et al., 2010). Os autores citados fabricaram corpos de prova com dimensões considerando o quociente entre o comprimento (C) e a espessura (h) superiores a 10, i.e. $C/h > 10$. No desenvolvimento de vigas SMAHC, dentre elas, se destacou o trabalho de Turner (2000), propondo o controle da forma e a redução de vibrações mecânicas ou acústicas para aplicações na indústria aeroespacial. Ele apresentou um modelo mais simplificado que o da Brinson e uma boa concordância entre resultados teóricos e experimentais, com aparatos instrumentais de grande precisão. A idéia central era obter uma previsão, com o novo modelo proposto, da máxima recuperação de forma de vigas SMAHC. Para isso, fabricou-se uma viga flexível, com 13,8 % de fração volumétrica de SMA (em forma de lâminas) de cura em autoclave a vácuo (0,6895 MPa), com temperaturas até 176,7 °C. As vigas foram laminadas com quatro camadas de Ni-Ti (na forma de tiras contínuas) pré-deformadas de 2 a 4% intercaladas uniformemente entre as 12 de tecido balanceado de vidro-E pré-impregnado ($45^{\circ}/0^{\circ}/-45^{\circ}/90^{\circ}$), todas embebidas em epóxi. As lâminas de Ni-Ti posicionadas na camada de 0° .

Outros autores fabricaram vigas reforçadas com tecido pré-impregnado, de fibras de carbono ou aramida (Kevlar) quasi-isotrópicas, unidirecionais ou ortotrópicas, com distribuição uniforme de fios de SMA pré-deformados até 5%, maximizando a fração volumétrica de fios até 12 %, desenvolvendo processos de fabricação para caracterização termomecânica ou supressão de vibrações mecânicas (Ya Xu et al, 2004; Tsoi et al., 2004; Yuse e Kikushima, 2005). Existem também na literatura, vigas de matriz epóxi reforçada apenas com fios de SMA unidirecionais, sem e com pré-deformação de até 5%, dispostos

uniformemente na seção transversal, mostrando o aumento da rigidez, controladamente, resistência mecânica e das frequências naturais, quando aquecidos, por corrente elétrica (Baz et al., 1993; Shimamoto et al., 2004; Aoki e Shimamoto, 2005). Os compósitos híbridos, aquecidos por efeito Joule exigem maior cuidado na fabricação para que os fios de SMA fiquem isolados eletricamente entre si.

Em relação aos processos de fabricação de SMAHC existentes, pode-se vislumbrar uma concepção diferente metodológica com procedimentos e materiais de menor custo e complexidade. Por exemplo, uma viga simétrica SMAHC de matriz polimérica laminada com até 8 fios de SMA, o mais afastados possível do plano médio, entre 17 mantas isotrópicas de vidro-E, visto na Figura 1.1. O desafio desta nova forma de fabricação irá orientar este trabalho, para mostrar o aumento controlado da rigidez da viga SMAHC com apenas 2 % fração volumétrica estimada de SMA (sem pré-deformação) bem inferior a de trabalhos anteriores de até 14 %. E também, de barras SMAHC para tração, com até 6 % de fração volumétrica estimada de fios de SMA no plano médio, visto na Figura 1.2.

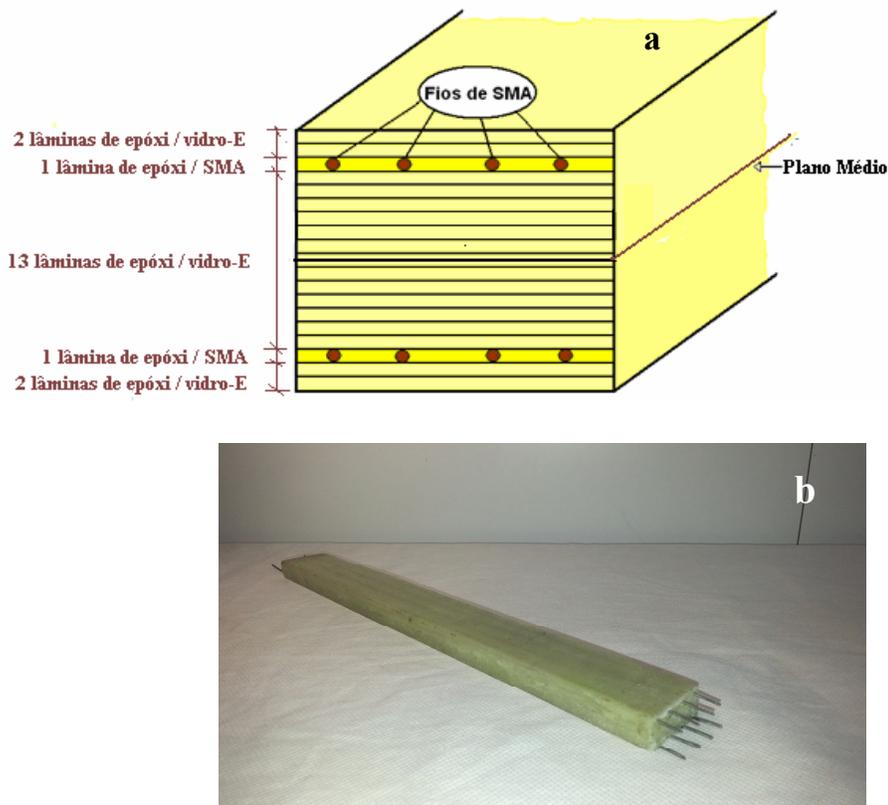


Figura 1.1 – Vista em perspectiva, (a) da ilustração da seção transversal e (b) da imagem da viga SMAHC.

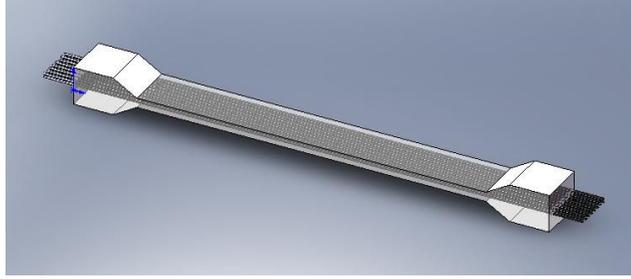


Figura 1.2 – Barra SMAHC para tração, com camada simétrica de fios no plano médio.

Recentemente, alguns autores publicaram trabalhos teóricos que previram através de simulações numéricas alguma funcionalidade específica quando ativados por aquecimento (Liang e Rogers; 1990; Rogers e Paine, 1995; Zak et al., 2003). Enquanto que outros trabalhos mostraram processos de fabricação com caracterização de SMAHC como barras sob tração, e, além disso, vigas, placas e cascas sob flexão estática e dinâmica (Brinson et al., 1997; Turner, 2000;; Céron et al., 2010, Ceballos, 2012). Em particular, para cargas dinâmicas, é possível observar o desvio das frequências naturais durante a mudança de fase das SMA, na perspectiva de controle de vibrações acústicas e mecânicas (Turner et al., 2001; Aoki e Shimamoto, 2004; Xu et al., 2010; Yuvaraja e Senthilkumar, 2012).

1.4 – OBJETIVOS DO TRABALHO

1.4.1 - Objetivo Principal

Desenvolver um método de fabricação de compósitos híbridos de matriz polimérica, com filamentos ativos de liga Ni-Ti embebidos. Esta liga, também conhecida como “Shape Memory Alloy” (SMA), tem potencial para emprego em estruturas adaptativas, pois sofre uma transformação de fase, de martensita para austenita, e tem o seu módulo de elasticidade elevado ao ser aquecida da temperatura $T < M_f$ para $T > A_f$.

1.4.2 - Objetivos Específicos

1 – Validar, teórica e experimentalmente, o processo de fabricação de vigas e barras adaptativas de SMAHC;

2 – Comparar, teórica e experimentalmente, os módulos de elasticidade e frequências naturais de corpos de prova de SMAHC, com os fios de Ni-Ti nas fases martensita e austenita; e

3 – Verificar as alterações de rigidez de vigas e barras de SMAHC, com o aquecimento dos fios de Ni-Ti nelas embebidos.

.

1.5 – DESCRIÇÃO DO TRABALHO

No capítulo 2, será apresentada uma breve revisão bibliográfica sobre as ligas com memória de forma (SMA) e do processo de fabricação manual de laminados híbridos com fios metálicos. A modelagem matemática estática e dinâmica de compósitos híbridos com memória de forma (SMAHC) será desenvolvida no capítulo 3. No capítulo 4, será detalhada a metodologia de fabricação manual de materiais SMAHC de cura a frio e a quente, com e sem vácuo, bem como a caracterização termomecânica.

No capítulo 5, serão mostrados os resultados analíticos e experimentais, de fios de SMA tracionados, nos quais foram medidos os módulos de elasticidade referentes às fases de 100% martensita e 100% austenita, bem como de vigas e barras compósitas com ou sem fios de Ni-Ti embebidos, submetidas à flexão e a tração, respectivamente. E, adicionalmente, se mostrarão resultados analíticos, numéricos e experimentais, das frequências naturais via análise modal, de vigas compósitas com ou sem fios, como também comparações serão realizadas entre os módulos dinâmicos e estáticos à flexão.

A análise e a discussão dos resultados estão no capítulo 6, que avaliam tanto a metodologia de fabricação de componentes estruturais adaptativos, bem como o desempenho dos mesmos nos ensaios e simulações realizados. No capítulo 7, as principais conclusões serão apresentadas e seguidas de sugestões para trabalhos futuros.

2 – REVISÃO DA LITERATURA

2.1 – COMPÓSITOS HÍBRIDOS COM MEMÓRIA DE FORMA

Compósitos convencionais podem ser definidos como uma mistura de dois ou mais materiais, normalmente combinados macroscopicamente, para formar um novo material de engenharia com propriedades sinérgicas, que, em geral, os constituintes isoladamente não possuem (Levy-Neto e Pardini, 2006). Recentemente, se criou uma nova classe de material, que se denomina compósito funcional híbrido constituído de matriz reforçada ou não com fibras, adicionando-se um material ativo (Janocha, 1999). O material inteligente ou funcional pode ser aquele que, quando é estimulado controladamente, responde com mudança de forma ou outras propriedades. Dentre os materiais funcionais, as SMA têm se tornado um material de intensas pesquisas, pois são capazes de deformações reversíveis, de até 8 %, e de atenuar vibrações mecânicas (Janocha, 1999). Em especial, a adição de SMA (“*Shape Memory Alloy*”), embebida em matriz polimérica com e sem fibras, formando um SMAHC (“*Shape Memory Alloy Hybrid Composite*”), pode ser uma das formas promissoras para aplicações na engenharia e medicina.

Na fabricação de SMAHC em trabalhos anteriores, tem-se usado o NITINOL (Ni-Ti), com propriedades mecânicas superiores dentre outras SMA, preferencialmente na forma de fios (e em alguns trabalhos como lâminas ou particulados) com fração volumétrica de até 14 % dentro do compósito (Turner, 2000). Nestes se adiciona ou não reforço convencional fibroso, de tecidos unidirecionais, ortotrópicos e/ou balanceados pré-impregnados, numa faixa de 30 a 50 % de fração volumétrica, e a matriz, geralmente termofixa, curada em autoclave a vácuo (Rogers e Robersshaw, 1988; Janocha, 1999; Turner et al, 2001). Além de um bom desempenho estrutural, neste caso, poderão ser sintonizadas as mudanças de rigidez e frequências naturais (Ghandhi e Thomson, 1992, Janocha, 1999; Srinivasan e McFarland, 2001).

Os materiais compósitos poliméricos fibrosos são formados por uma matriz, que é a fase contínua, e a fase dispersa constituída de fibras contínuas (unidirecionais ou na forma de tecidos com diferentes orientações das fibras) ou descontínuas (mantas de fibras picadas em direções aleatórias), de acordo com Rabelo (2000). A matriz tem o papel de manter a integridade estrutural do compósito pela sua característica coesiva e adesiva, que promove uma ancoragem mecânica e/ou ligação química simultânea com a fase dispersa (reforços).

Sua função também é transferir o carregamento para a fase dispersa e protegê-la de ataques químicos e físicos do meio externo. Existem dois tipos de matrizes poliméricas atualmente: as termoplásticas e as termorrígidas. As matrizes poliméricas mais usadas, mostradas na Fig. 2.1, são as termorrígidas (ou termofixas), devido às suas propriedades térmicas, na Tabela 2.1, via de regra, serem superiores à das termoplásticas (Barra, 2004). Em aplicações de altas temperaturas, são empregadas as resinas poliimidas. Seu limite superior de temperatura, em regime contínuo de utilização, é de 230 °C.

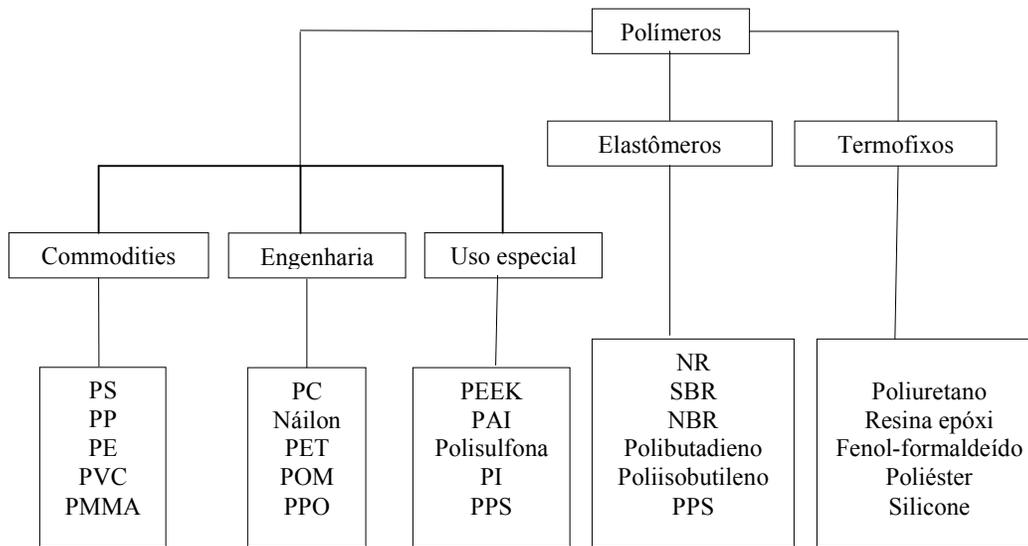


Figura 2.1 - Classificação dos polímeros utilizados em compósitos (Barra, 2004).

Tabela 2.1 – Comparação das propriedades entre termoplásticos e termorrígidos (Barra, 2004).

Termoplásticos	Termorrígidos
Reciclável	Não reciclável
Tempo ilimitado de armazenamento	Tempo limitado de armazenamento
Alta viscosidade	Baixa viscosidade
Baixa resistência à fluência	Moderada resistência à fluência
Baixa estabilidade térmica e dimensional	Moderada resistência térmica e dimensional

As resinas epóxis são relativamente mais caras, entretanto, apresentam compensações nas aplicações em compósitos estruturais, como também na indústria aeroespacial, por possuírem melhores propriedades mecânicas e higrotérmicas do que outras termorrígidas como o poliuretano, os poliésteres e as resinas vinílicas e fenólicas (Levy-Neto. e Pardini, 2006). Em princípio, quanto maior a temperatura de transição vítrea do epóxi melhor o

desempenho mecânico da resina, a quente, em particular na interface com os fios de SMA.

A fase dispersa apresenta uma geometria descontínua, que é um dos principais fatores a ser considerado, porque as propriedades mecânicas destes materiais dependem da orientação e das frações volumétricas e dimensões do reforço. Segundo Rabello (2000), os compósitos podem ser classificados em particulados e fibrosos, mostrados na Figura 2.2.

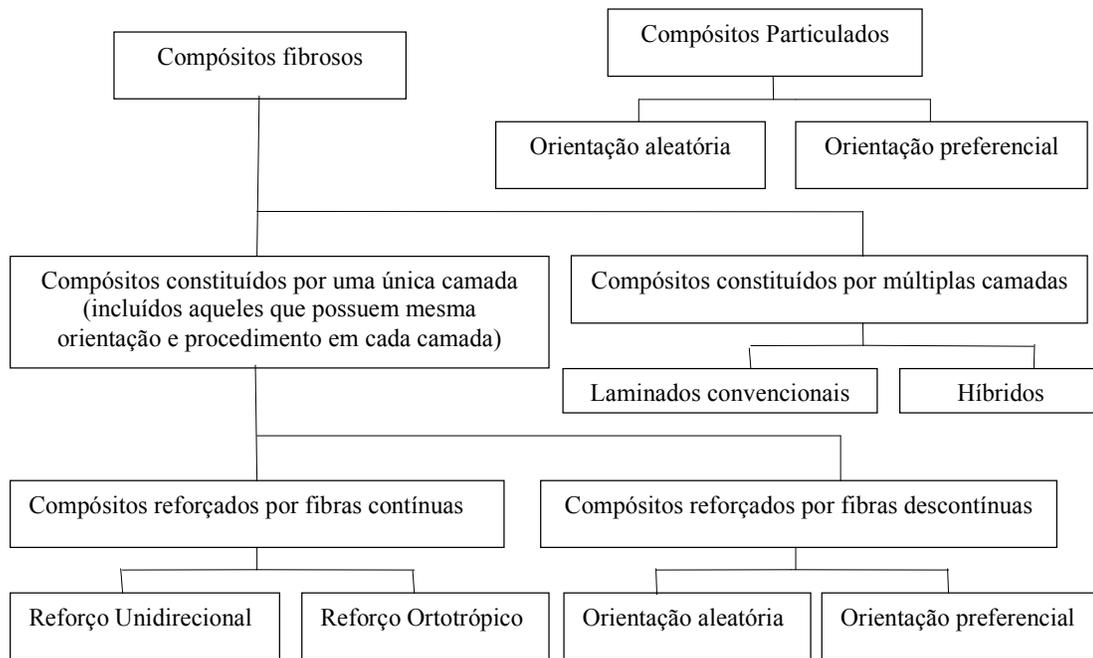


Figura 2.2 – Diagrama de classificação de materiais compósitos poliméricos (Barra, 2004).

Serão comentados o processo de fabricação e principais tipos de resina epóxi, fibras de vidro e ligas de Ni-Ti com propriedades físicas, químicas e mecânicas dos materiais escolhidos para a confecção dos compósitos híbridos com memória de forma, de acordo com desenvolvimento metodológico deste trabalho nas subseções 2.1.1, 2.1.2 e 2.1.3.

2.1.1 – Resina Epóxi

As matrizes poliméricas termofixas (ou termorrígidas), atualmente, são mais utilizadas por causa das ligações covalentes cruzadas, denominadas de pontes de dissulfeto, que tornam estas mais estáveis dimensionalmente que as termoplásticas (Barra, 2004). A reação de ligações cruzadas pode ser feita à temperatura ambiente (a frio) ou a quente, utilizando-se um adesivo e um catalisador, ou agente de cura.

As matrizes epóxis mais utilizadas, de cura a frio, têm como base o diglicidil éter do Bisfenol A (DGEBA), que é mostrado na Figura 2.3. São sintetizadas a partir de uma reação entre a epicloidrina e o Bisfenol A (Ellis, 1993). O grupo químico epóxi é muito reativo com várias substâncias, denominado agente de cura (doador de cátions) ou endurecedor. A cura pode ocorrer na temperatura ambiente com poliaminas alifáticas ou poliamidas, ou em temperatura elevada com anidridos e ácidos carboxílicos (Barra, 2004). A reação de cura é exotérmica, necessitando de controle da temperatura durante o processo. São aplicadas em diversas áreas da engenharia, por exemplo, reparos de tubos metálicos e poliméricos, com reforços de fibra de carbono ou de vidro-E (Faluhelyi, 2006; Silva, 2009). Em outras áreas, como na aeronáutica, usada como matriz em compósitos estruturais, bem como em componentes de equipamentos elétricos e encapsulamento de componente eletrônico. Na construção civil, aplicada em revestimento de superfície, fabricação de tubos, adesivo para metal, cerâmica e vidro (Levy-Neto e Pardini, 2006). E na indústria, em geral contribui também, na confecção de carcaças de equipamentos, moldes e matrizes de ferramentas, dentre outros produtos industriais.

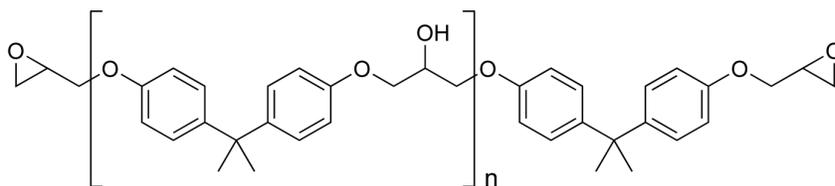


Figura 2.3 – Estrutura química do polímero epóxi diglicidil éter do Bisfenol A (DGEBA).

No sistema epóxi as resinas têm menor nível de liberação de gases tóxicos, em relação às fenólicas e de poliéster, durante o processo de cura, realizado sem bomba de vácuo. Além disso, a cura inicial dos epóxis na temperatura ambiente produz uma melhor estabilidade dimensional, para que depois se faça a cura a quente. Os compósitos híbridos podem ser produzidos com materiais embebidos em epóxi, como as fibras de reforço, com orientações aleatórias, unidirecionais ou preferenciais definidas e, adicionalmente, os fios ou lâminas unidirecionais de SMA. Na fabricação de SMAHC, podem ser escolhidos materiais, por exemplo, um tipo funcional de Ni-Ti (SMA) e outro de fibras convencionais de vidro-E de coeficientes de expansão térmica de $6,6 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ (Otsuka e Wayman, 1998) e de $5 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ (Levy-Neto e Pardini, 2006), de valores bastante próximos na temperatura de $25 \text{ } ^\circ\text{C}$, que podem produzir boa regularidade dimensional. Caso a escolha seja a matriz

epóxi, com coeficiente de expansão térmica de $44.10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ (Callister, 2002), pode-se acomodar fios ou lâminas de Ni-Ti e fibras de vidro=E durante a cura a frio ou a quente.

2.1.2 – Mantas de Fibras de Vidro-E

A Figura 2.4 mostra como a distribuição de fibras, contínua ou descontínua, pode ser obtida em uma variedade de formas. Os compósitos poliméricos estruturais geralmente utilizam fibras sintéticas, na forma de cabos com milhares de filamentos. Os filamentos caracterizam-se pelo seu comprimento ser muito maior do que a dimensão da sua seção transversal. E sendo os filamentos, cilíndricos, a relação do comprimento (L) com o diâmetro (d), conhecida como razão de aspecto, é superior a cem vezes (i.e. $L \gg 100 d$) (Daniel e Ishai, 2006). Os filamentos são bastante esbeltos, pois a transferência de tensão por unidade de volume na interface matriz/fibra melhora, à medida que aumenta a relação área superficial/volume em função da razão de aspecto do reforço. Segundo Griffith (1920), o reforço em forma de cabos de filamentos de fibra é a melhor forma de reduzir defeitos, por terem diâmetros muito pequenos, e desta forma, possuir a resistência mecânica mais alta possível, que é um efeito direto da resistência coesiva dos átomos das camadas adjacentes (Levy-Neto.e Pardini, 2006).

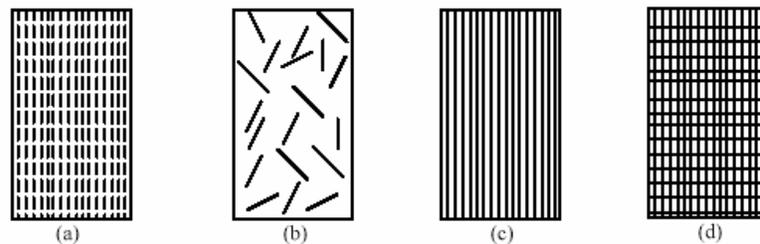


Figura 2.4 - Diagrama esquemático de algumas formas de orientação das fibras em compósitos reforçados por: (a) fibras descontínuas unidirecionais, (b) fibras descontínuas aleatórias, (c) fibras contínuas unidirecionais e (d) fibras contínuas e bidirecionais.

As fibras de vidro são recobertas por substâncias, via de regra silanos, que as protegem da umidade e da abrasão e/ou de outros defeitos superficiais de fabricação. Para corrigirem-se defeitos superficiais, utilizam-se agentes de acoplamento que aumentam a adesão interfacial, conferindo resistência, rigidez e durabilidade ao compósito final. Normalmente, a escolha desses agentes de acoplamento, silanos, depende da matriz que interage com a superfície da fibra. Existe atualmente, uma grande quantidade de substâncias de superfície, sendo representadas comercialmente pelas composições E e S-2

(ver Tabela 2.2). Os tecidos e mantas de fibras de vidro geralmente comercializadas possuem 0,2% a 2% em peso desta camada de recobrimento, sendo que a sua espessura é irregular nas três dimensões. As mantas de fibras picadas de vidro-E são de custo baixo em relação às outras fibras e tem uma resistência mecânica muito próxima as de vidro-S-2. As fibras de vidro-R são utilizadas em situações de ação de agentes químicos agressivos e/ou corrosivos.

Tabela 2.2 – Quadro de composição de óxidos empregados em reforços de fibra de vidro tipo E (Levy-Neto. e Pardini, 2006) e tipo S (Barra, 2004).

Composição (% em peso)	Tipo E (% em peso)	Tipo S (% em peso)
SiO ₂	55,2	65,0
Al ₂ O	14,8	25,0
MgO	3,5	10,0
CaO	18,7	-
B ₂ O ₃	7,8	-

Os compósitos com fibras descontínuas têm menor eficiência de reforço do que as fibras contínuas, por outro lado oferecem maior facilidade de processamento e menor custo. Nos compósitos com fibras descontínuas, o carregamento na fibra é função de seu comprimento, sendo que seus extremos são pontos concentradores de tensão, que induzem tensões cisalhantes na interface. Na Figura 2.5, são mostradas as linhas de deformação no compósito tracionado.

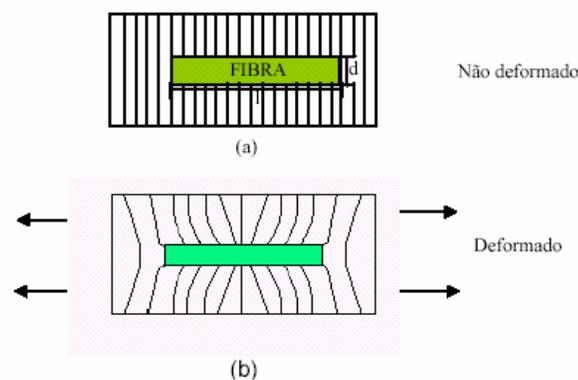


Figura 2.5 - Efeito da deformação ao redor da fibra na matriz sob tensão: (a) fibra descontínua sem deformação e (b) deformada (Barra, 2004).

A interação entre a matriz e a fibra influencia significativamente nas propriedades mecânicas finais do compósito. A boa adesão interfacial aumenta a transmissão de tensão da matriz para carga (ou reforço), aumentando o desempenho mecânico do compósito.

Caso não haja esta interação, surgirão, vazios na região interfacial e o material estará sujeito a falhas, como propagação de trincas em maiores escalas. A adesão está relacionada com a natureza química da fibra e da matriz polimérica. Este fato influencia diretamente a escolha dos materiais do compósito porque a combinação entre eles nem sempre resultará em uma boa interação entre a matriz e a carga (ou reforço).

A introdução do conceito de aderência entre a fibra e a matriz tem implicações importantes. O que vai se buscar neste trabalho é um compósito polimérico híbrido, que além da exigência de boa aderência entre as três fases, seja um bom isolante elétrico, porque vai embarcar fios de SMA em que as propriedades termomecânicas, na fase austenita, só funcionam, neste caso, após o aquecimento com corrente elétrica, até 69 °C. O compósito híbrido deve ser resistente aos esforços provocados por ensaios estáticos e de vibração mecânica de acordo com o objetivo do trabalho. Neste caso, a melhor escolha seria de matriz epóxi que contornaria a SMA embebida, de temperatura de transição vítrea mínima de 80 °C, e nas outras camadas reforçadas com fibras de vidro-E para encapsular a SMA, sem ter problemas de curtos elétricos quando ativados por corrente elétrica na bancada estática e dinâmica.

Um dos principais materiais de reforço para matrizes poliméricas é a fibra de vidro devido ao seu baixo custo, boa resistência química, transparência a ondas eletromagnéticas e possibilidade de aumento de resistência mecânica por meio da manipulação dos seus constituintes. Em geral, a eficiência de reforço de fibras descontínuas é menor do que as de fibras contínuas. Entretanto, quando é necessário reduzir-se custos, os compósitos reforçados com fibras descontínuas estão se tornando mais importantes no mercado comercial (Mendonça, 2005).

2.1.3 – Ligas com Memória de Forma

As SMA usadas comercialmente se classificam, principalmente, em três tipos: ligas binárias de Ni-Ti; ligas ternárias à base de cobre (Cu) e de ferro (Fe). No processo de fabricação comercial de SMA binárias e ternárias, em geral, existem três problemas a serem superados: controle da composição química, trabalhabilidade a frio e tratamento da recuperação da memória de forma. Para se ter uma noção das dificuldades de fabricação das SMA será descrito resumidamente somente o processo de fabricação das ligas de Ni-Ti. O processo de fabricação desenvolvido por meio de um forno de indução elétrica a vácuo que controla a composição química, principalmente, de produtos finais de Ni-Ti

segundo Suzuki (1998) apresentam etapas peculiares com a seqüência de: (i) fusão dentro de um forno a vácuo dos elementos Ni e Ti num molde com as faces externas refrigeradas à água gelada, (ii) forjamento e rolamento a quente no formato de barra cilíndrica ou prismática, (iii) estiramento da barra a frio numa faixa de 20 % a 40 % de deformação, (iv) formação da configuração geométrica final do produto e (v) tratamento térmico e termomecânico para o produto final adquirir a memória de forma.

O processo mais comum comentado de fusão das matérias-primas, Ni e Ti, é realizado pelo método de indução de corrente elétrica alternada com alta frequência, que apresenta muita homogeneidade na composição química, entretanto, o molde de sacrifício de grafite ou óxido de cálcio (CaO) contamina o lingote com quantidade insignificante de carbono ou oxigênio, respectivamente (Suzuki, 1998). Além disso, no método de indução elétrica pode haver outras formas de contaminação do Ni e do Ti, provocado pela baixa pressão de vácuo (10 Pa) que não retira totalmente o ar que circunda o cadinho dentro da câmara de fusão. Portanto, contém uma presença insignificante de nitrogênio e de oxigênio na liga de Ni-Ti que contribui para a formação de óxido de Ti_4Ni_2O na superfície do lingote (Otsuka e Wayman, 1998).

Existem outros três métodos de fusão das matérias-primas menos usados para se obter SMA: (i) feixe de alta voltagem de raios catódicos (elétrons), apresenta a menor contaminação possível e não se consegue muita precisão no controle das temperaturas de transformação, (ii) arco voltáico de argônio com eletrodo não consumível (de tungstênio) ou dois eletrodos de Ni e Ti consumíveis durante a fusão (esta segunda opção é mais produtiva) e (iii) plasma com baixa velocidade de feixes de elétrons que produz pouca perda dos elementos da liga e melhor distribuição de composição de Ni-Ti dentro do lingote em relação ao do molde com sistema de resfriamento à água gelada.

Na tentativa de melhorar o controle da composição das ligas de SMA, duas técnicas de metalurgia de pó foram desenvolvidas nas duas últimas décadas para as ligas de Ni-Ti (Suzuki, 1998). Na primeira, os pós de Ni e Ti preparados separadamente são misturados, comprimidos e sinterizados, de forma que é inevitável a falta de homogeneidade na formação da liga final. Para superar esta última dificuldade, uma segunda técnica foi desenvolvida por pré-preparação em pó de Ni-Ti, daí ser possível a uniformidade da composição química da liga sinterizada. Neste caso, a sinterização é realizada por um aquecimento de um arco de plasma num eletrodo que gira em alta velocidade. A atomização ocorre pelas gotas caídas da liga no molde. O pó da liga de Ni-Ti solidificado é sinterizado e processado pela técnica de pressão isostática a quente (*Hot Isostatic Press* -

HIP). Os processos de metalurgia do pó não são realizados por fusão que causa imprecisão na composição química, logo podem ser utilizados para o controle direto da temperatura de transformação de A_s (ou de M_s). É importante salientar que ligas ternárias de memória de forma, que não serão estudadas neste trabalho, necessitam de processo de fabricação mais sofisticado que o das ligas binárias, por exemplo, as de Ni-Ti.

As ligas de Ni-Ti quase equiatômicas monocristalinas, com excesso de Ni na composição entre 50% e 58%, segundo a Fig. 2.6 do diagrama de fase no equilíbrio térmico de Bastin e Rieck (1974), são na faixa de 923 K (650 °C) a 1473 K (1200 °C).

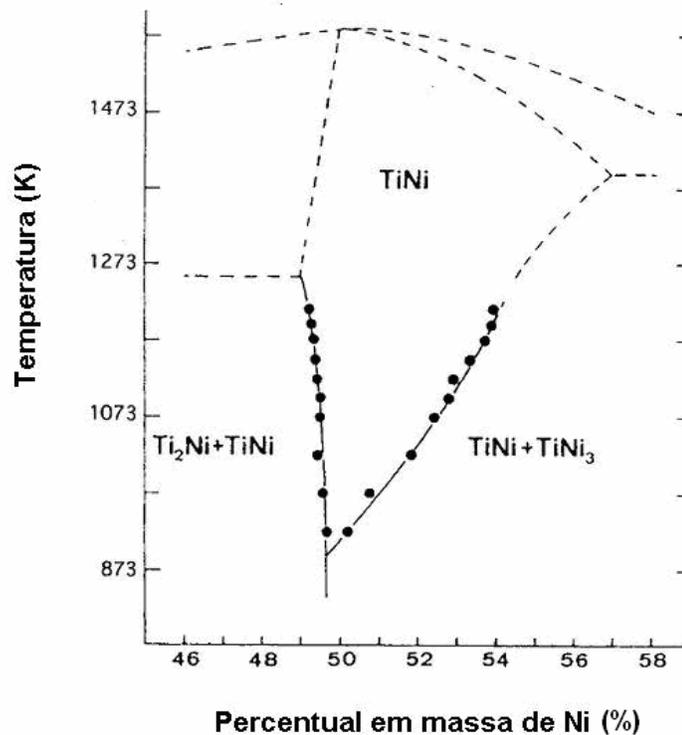


Figura 2.6 – Diagrama de equilíbrio de fase do Ni-Ti com proporções percentuais em massa de 50% a 58% de Ni (Bastin e Rieck, 1974).

Durante a nucleação e crescimento inicial de grãos de Ti_3Ni_4 e Ti_2Ni_3 (fases metaestáveis), que aparecem no processo de envelhecimento, em etapas secundárias da fabricação com temperaturas inferiores a 680 °C favorecem o efeito de memória de forma na vizinhança de células monocristalinas de Ni-Ti. A faixa de composição de Ni de 54,5 % a 56,5 % nas ligas de Ni-Ti acarreta redução da temperatura de transformação A_s numa faixa de 166 °C a -50 °C, respectivamente, mostrada na Figura 2.7. As ligas de Ni-Ti são

muito sensíveis na temperatura de transformação inicial da austenita. A_s , em relação à composição em massa de Ni (Turner, 2000). Entretanto, é relevante mencionar que o aumento percentual em massa de Ni na composição torna o material menos dúctil para o trabalho de encruamento a frio, que é necessário para aumentar a resistência mecânica do produto final de Ni-Ti (Suzuki, 1998). O limite de escoamento é de 1000 MPa para um encruamento a frio com deformação máxima de 40%. As ferramentas de longa durabilidade recomendadas para o encruamento são de carbeto de tungstênio e a fina camada de óxido de Ti_4Ni_2O na superfície de fios de Ni-Ti serve como lubrificante durante a operação. O processo de fabricação de produtos de Ni-Ti com encruamento a quente deve acontecer com temperatura de 1073 K (800 °C), contudo as superfícies ficam muito rugosas por causa da oxidação (Suzuki, 1998). O encruamento a quente é muito mais complicado do que a frio, portanto é evitado.

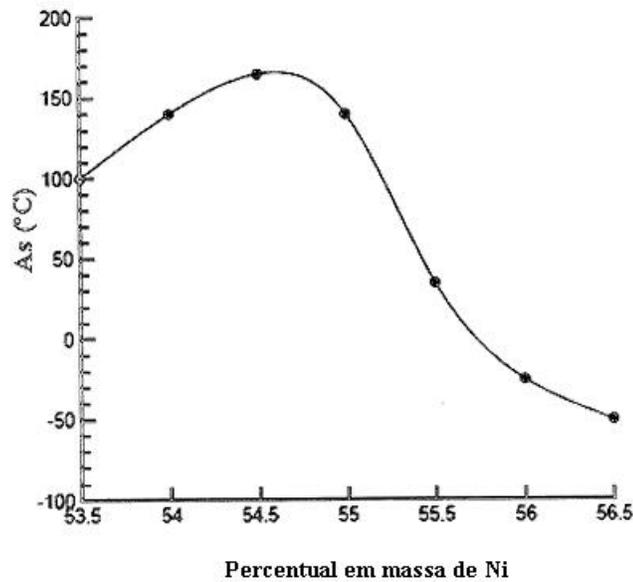


Figura 2.7 – Diagrama da Temperatura de transformação A_s versus Composição percentual em massa de Ni entre 53,5% e 56,5% da liga Ni-Ti (Turner, 2000).

O processo final de fabricação das ligas de Ni-Ti é o tratamento da recuperação da memória de forma (Suzuki, 1998). O processo de tratamento mais usual é denominado tratamento da temperatura média (“*medium temperature treatment*”). É verificado no processo de encruamento de fio de Ni-Ti se a tensão aplicada é igual ou superior à tensão crítica de reorientação martensítica, caso contrário não ocorre suficiente efeito de memória

de forma. O tratamento térmico é ajustado ao produto final desejado entre 300 °C e 500 °C, fora desta faixa os efeitos de memória de forma são parciais (Otsuka e Wayman, 1998). No caso de necessidade de aumentar a diferença entre tensões críticas de reorientação martensítica para atuadores com controle de forma, se ajusta a temperatura de tratamento superior a 400 °C (Otsuka e Wayman, 1998). Para se obter um atuador com capacidade de recuperação de força o tratamento é de temperatura inferior a 400 °C. A temperatura do forno deve ser controlada com precisão e o ar circular suficientemente neste caso para homogeneizar a distribuição de temperatura sobre a SMA, sabendo que o tratamento térmico afeta a temperatura de transformação e outras características da memória de forma. Além do tratamento da temperatura média, outros métodos são utilizados: o tratamento de temperatura baixa (*“low temperature treatment”*) e de envelhecimento para ligas de Ni-Ti contendo composição superior a 50,5% de Ni. No tratamento de temperatura baixa, a liga de Ni-Ti é normalizada entre 800 °C a 1000 °C e conformada na temperatura ambiente. E logo a seguir, é aquecida novamente entre 200 °C a 300 °C numa faixa de tempo entre 1h e 2h. As propriedades de memória de forma apresentadas por este último método são inferiores a do tratamento da temperatura média.

É realizado também um tratamento de envelhecimento com imersão da liga de Ni-Ti com memória de forma no formato definitivo, em solução com temperatura inicial alta (650 °C) e depois reduzida para 400 °C por um período de 1 a 5 horas para se obter um precipitado mais duro. A liga de Ni-Ti envelhecida apresenta boa capacidade de memória de forma comparada com o do tratamento de temperatura média. Para tratamento de ligas de Ni-Ti pseudoelásticas é semelhante ao das ligas com memória de forma, a diferença consiste apenas no ajuste das temperaturas de transformação de uma liga para outra. No caso das ligas de Ni-Ti pseudoelásticas, o tratamento de temperatura média é mais usado do que o de envelhecimento.

Algumas técnicas são utilizadas para modificação da superfície de produtos finalizados de SMA. Salientando que a resistência à corrosão das ligas de Ni-Ti é superior à maioria das SMA comercializadas e também às convencionais de aço e de alumínio (Suzuki, 1998). A modificação de superfície é necessária no caso de fabricação de arco ortodôntico, por exemplo. No caso de armação de óculos, cerca de 10 µm de espessura de metal precioso por eletro-deposição pode melhorar a aparência visual do produto final. E em arco ortodôntico, outros tipos de cobrimentos podem ser utilizados para melhorar o escorregamento nos materiais de suporte colados nos dentes. Para finalizar, os cateteres de

Ni-Ti para uso na medicina podem ser cobertos com resina de silicone, facilitando seu escorregamento em artérias e veias.

Os ensaios de verificação das temperaturas de transformação das ligas de Ni-Ti com mais precisão são normalmente realizados com um calorímetro por varredura diferencial (*Differential Scanning Calorimeter* - DSC). Testes de tensão de tração convencional também são realizados em fios, lâminas ou molas de SMA para verificar o comportamento termomecânico na martensita e na austenita. Em algumas condições específicas de ligas binárias, por exemplo, no processo de fabricação das ligas de Ni-Ti, quando há tratamento térmico com recozimento parcial, podem ocorrer transformações martensíticas reversas em duas etapas: da fase β (B2) para uma estrutura cristalina trigonal intermediária denominada de fase R, e depois finalizar na fase B19' mostrado na Figura 2.8 (Fukuda et al., 1992). A fase R aparece em ligas de Ni-Ti (com mais de 50% em massa de Ni) e em ligas ternárias como Ti-Ni-Fe e Ti-Ni-Al (Saburi, 1998). No contexto deste trabalho, a fase R é indesejável, portanto o fabricante realizou um tratamento térmico adequado (envelhecimento) para que a liga de Ni-Ti (com 54,5% de Ni) embebida em corpos de prova de SMAHC durante os ensaios estáticos e dinâmicos passe da fase martensita (B19') diretamente para a fase mãe (B2).

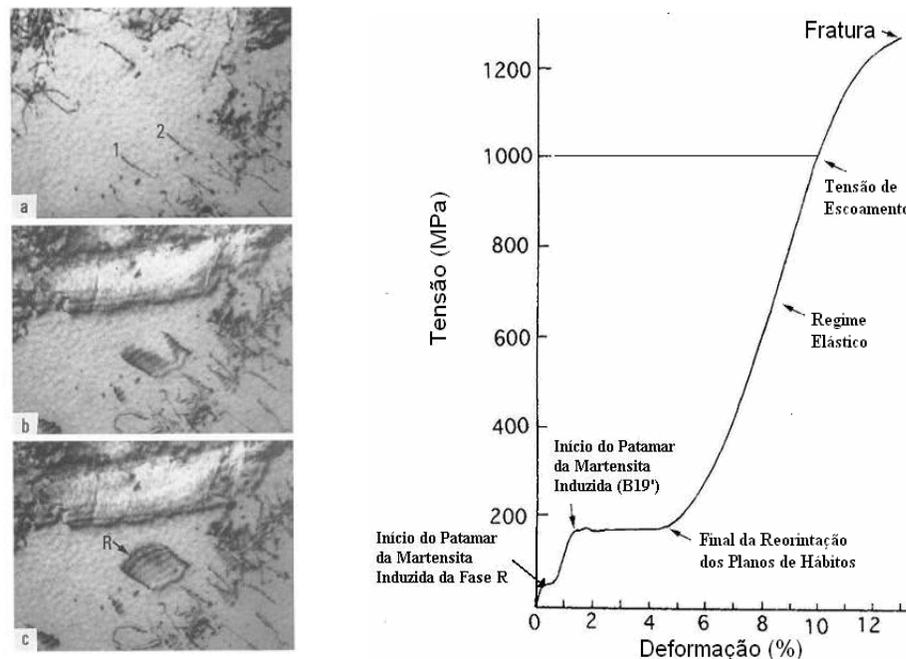


Figura 2.8 – Estrutura cristalina na mudança (a) da austenita B2 e se completando (b-c) a fase martensítica intermediária R entre B2 e B19' (Fukuda et al, 1992).

O produto final pode ter formato de fio ou lâmina, e que no caso de fio pode passar ainda por um processo de fabricação de mola helicoidal. Não será comentado o processo de fabricação de lâmina e mola de Ni-Ti por estar fora do objetivo deste trabalho. Dentro do foco deste estudo de materiais SMAHC, o produto finalizado solicitado de um fabricante foi de um fio de Ni-Ti com percentagem em massa de 55,5 % de Ni. A presença de O (oxigênio) pode ser observada por uma fina camada de oxidação (Ti_4Ni_2O) que não afeta a capacidade de memória de forma do fio de Ni-Ti (Saburi, 1998). Nos compósitos híbridos deste trabalho, antes de serem embebidos os fios de Ni-Ti, foi retirado o óxido de Ti_4Ni_2O , com solução ácida (Kroll), para se verificar o desempenho da aderência na interface fio/epóxi. Por outro lado, caso haja contaminação de carbono (C), contém em geral uma faixa de 200 ppm (partes por milhão) a 500 ppm nas ligas de Ni-Ti na forma de carbeto de titânio (TiC), que não afeta as propriedades mecânicas e de memória de forma. A presença de TiC no fio de Ni-Ti vai depender do processo primário de fabricação, caso o método escolhido seja por indução de corrente elétrica de alta frequência durante a fusão dos elementos Ni e Ti, pode-se ter usado o molde de sacrifício de grafite. Por outro lado, pode ter uma pequena presença de Cálcio (Ca) no fio de Ni-Ti, caso o molde de sacrifício tenha sido o de gesso.

2.2 – COMPORTAMENTO TERMOMECÂNICO DAS SMA

O desempenho das SMA depende principalmente da temperatura e da tensão atuante, sendo também influenciado pela fase cristalográfica do material e a termodinâmica do processo de transformação. A formulação adequada de leis macroscópicas constitutivas é complexa. Três principais modelos foram desenvolvidos para uma descrição unidimensional do comportamento das SMA, dentre eles, o de Tanaka (1986); o de Liang e Rogers (1990) e de Brinson (1993). Um dos aspectos das descrições constitutivas do efeito de memória de forma é que os modelos, geralmente, podem ser separados em aspectos mecânicos, governando o comportamento tensão-deformação e cinéticos, para o comportamento de mudança de fase. As respectivas equações destes modelos são acopladas, porque a tensão interfere na lei cinética e a evolução da fração de mudança de fase afeta o comportamento da tensão-deformação, mas frequentemente suas variáveis são separáveis e é esta distinção, por exemplo, que motiva o modelo de Brinson.

O modelo matemático de Liang e Rogers (1990), que descreve melhor o comportamento termomecânico das SMA do que de Tanaka (1986), foi aperfeiçoado por

Brinson (1993). Brinson desenvolve um modelo que representa mais precisamente a lei cinética para a mudança de fase, da martensita para a austenita, em função da temperatura e da tensão, que define a fração de martensita (ξ) em função da temperatura, sendo $\xi = 1$ para 100% martensita e $\xi = 0$ para 100% austenita, que é esquematizado pela Figura 2.9. A lei cinética de Brinson separa a fração de martensita por indução da temperatura, ξ_T , da fração de martensita por indução da tensão, ξ_S , onde a fração total de martensita é representada por $\xi = \xi_T + \xi_S$. Para o caso de 100% austenita, após receber carregamento, as frações $\xi_T = 0$ e $\xi = \xi_S$ representariam a quantidade transformada para martensita por indução de tensão, levando em consideração que terá uma predominante variante cristalográfica na direção da tensão aplicada. Quando o material é totalmente (ou parcialmente) martensita, antes da aplicação da tensão, então ξ_T é considerado como martensita somente induzida por temperatura, consistindo muitas variantes cristalográficas e ξ_S aumenta se suficiente tensão é aplicada para converter as muitas variantes em uma única variante de martensita.

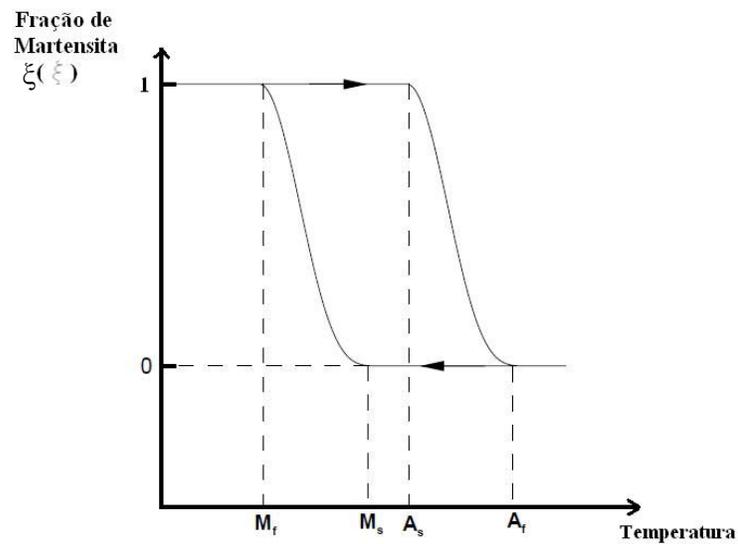


Figura 2.9 – Fração de Martensita *versus* Temperatura (Liang e Rogers, 1990).

O módulo de elasticidade das SMA é fortemente dependente da fração de martensita segundo Brinson (1993), dado pela regra das misturas, $E(\xi) = E_A + \xi \cdot (E_M - E_A)$ que resulta em $E(1) = E_M^{SMA}$ para $\xi = 1$ e $E(0) = E_A^{SMA}$ para $\xi = 0$. Para SMA, sem pré-deformação,

embebida no SMAHC durante o processo de fabricação, sendo desprezível qualquer deformação sofrida, tanto na martensita ($\xi = 1$) com temperatura igual ou inferior a M_f como na austenita ($\xi = 0$) com temperatura igual ou superior a A_f , pode ser aplicado o princípio APT de Jia e Rogers (1989), para controle de rigidez e vibração mecânica ou acústica. De acordo com o trabalho de Turner (2000), o módulo de elasticidade é fortemente dependente da temperatura, que pode ser observado na Fig. 2.10, onde há um aumento do módulo da martensita ($\xi = 1$) para a austenita ($\xi = 0$) de quase 3 vezes, i.e. $E_A^{SMA} \approx 3 \cdot E_M^{SMA}$. Nestas fases extremas, os módulos E_M^{SMA} e E_A^{SMA} a curva de Módulo de elasticidade *versus* Temperatura da Fig. 2.10 mostra uma tendência a serem constantes nas ligas de Ni-Ti

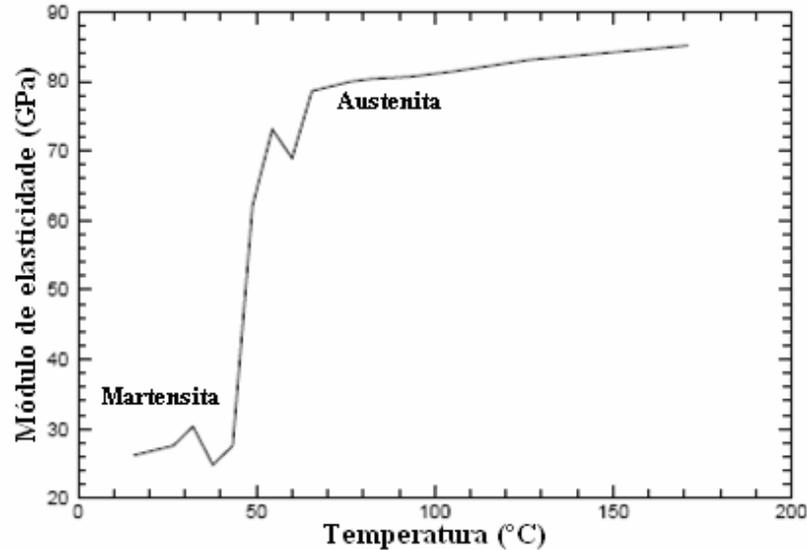


Figura 2.10 – Módulo de elasticidade *versus* Temperatura da liga de Ni-Ti com percentagem em massa de 55,4 % de Ni (Turner, 2000).

Nas SMA, em especial as ligas de Ni-Ti completamente recozidas, a transformação martensítica reversa termoelástica da fase mãe (fase β), composta de uma estrutura cristalina do tipo B2 (*Body Centered Cubic* – BCC ou Cúbico de Corpo Centrado – CCC), 100% austenita, passa diretamente para uma fase final monoclinica cristalina B19', 100% martensita, visualizado na Figura 2.11 (Turner, 2000). Em geral, existem vários fatores que podem afetar a estrutura cristalina das ligas de memória de forma como a composição binária ou ternária de certos elementos químicos, tratamento termomecânico,

envelhecimento e adição de outros elementos químicos, controlando assim as transformações martensíticas (Stachowiak e McCornick 1998; Otsuka e Wayman, 1998).

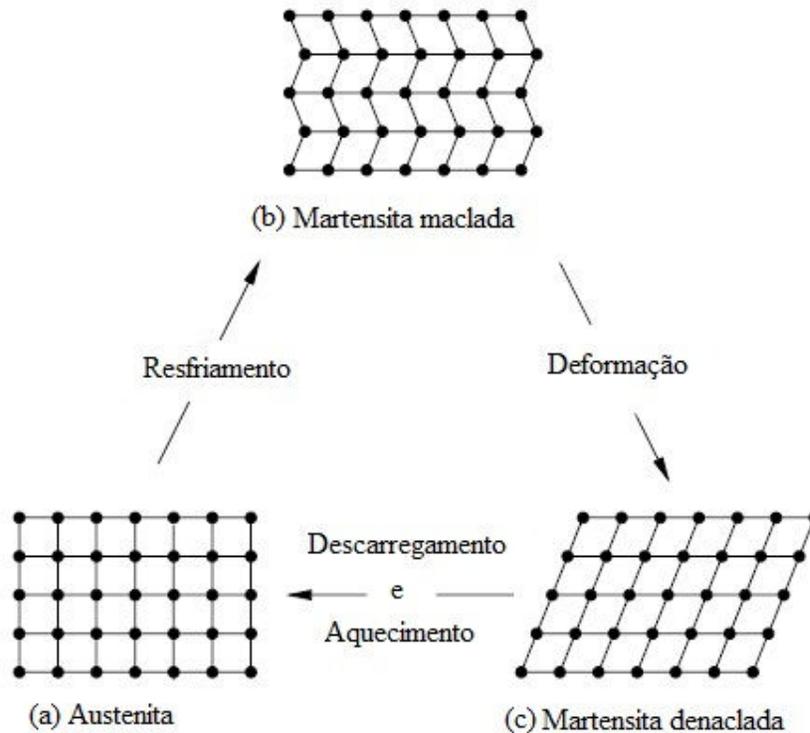


Figura 2.11 – As principais configurações cristalinas das SMA da (a) fase austenita (B2) à temperatura $T \geq A_f$ se transforma por resfriamento (até $T \leq M_f$) para (b) martensita maclada, que após tensão induzida com $T \leq M_f$ para (c) martensita demaclada (B19') (Turner, 2000).

O fenômeno da quasiplasticidade quando, inicialmente, uma liga de SMA na fase martensítica maclada sofre um aumento monotônico de carregamento, até ocorrer reorientação de seus planos de hábitos e na sequência se descarrega antes de alcançar o limite de escoamento para uma temperatura constante $T < M_f$ (Otsuka e Wayman, 1998). Na Figura 2.12, se observa de forma ilustrativa uma deformação residual reversível na curva Tensão (σ)–Deformação (ϵ), que é denominada de deformação quasiplástica entre os pontos O e C, quando a liga se encontra na fase martensítica demaclada no trecho B-C. A deformação quasiplástica ocorreu porque a SMA foi descarregada depois da reorientação martensítica para um tipo de variante predominante, em relação aos planos de hábito, na direção da tensão aplicada (Otsuka e Wayman, 1998). Ao se aquecê-la até a temperatura $T \geq A_f$, pode-se recuperar a deformação quasiplástica (ϵ_R) e a SMA volta à forma original,

i.e. a deformação ε_R para o ponto O. Este fenômeno é o efeito memória de forma, esquematizado na Figura 2.13, ocorre quando as SMA estão inicialmente na martensita maclada, e sofrem um carregamento na direção do seu comprimento, e os grãos são reorientados nesta direção e sentido da força aplicada, que se denomina martensita demaçada (Otsuka e Wayman, 1998).

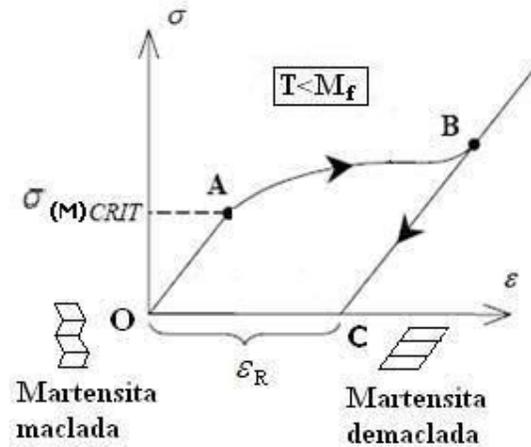


Figura 2.12 – Curva Tensão-Deformação típica com a deformação quasiplástica.

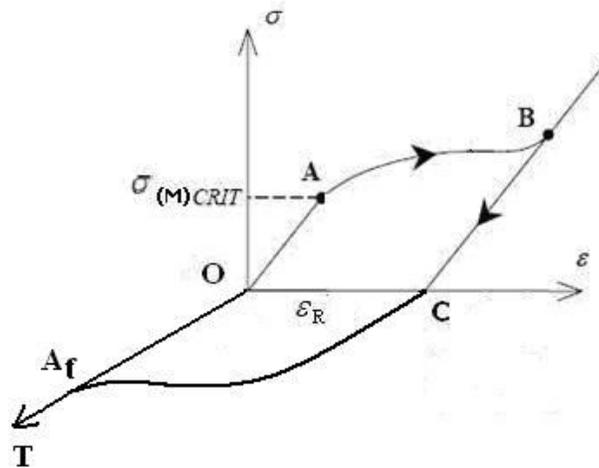


Figura 2.13 – Representação do efeito memória de forma nas SMA.

O fenômeno da pseudoelasticidade ocorre nas SMA quando inicialmente estão na fase austenítica até atingir um valor crítico da tensão no qual passa a sofrer uma transformação martensítica induzida por tensão, que é ilustrado na Figura 2.14. Neste caso, quando se

remove a carga, a fase martensítica demaçada desaparece e a liga de SMA retorna a fase austenita com recuperação total da deformação (até 8 % para as ligas Ni-Ti). Neste trabalho, a liga de Ni-Ti, inicialmente na fase austenita, embebida no SMAHC, será também observada na faixa de tensões entre os pontos O e A, onde a SMA estará com comportamento elástico e não sofreu reorientação martensítica.

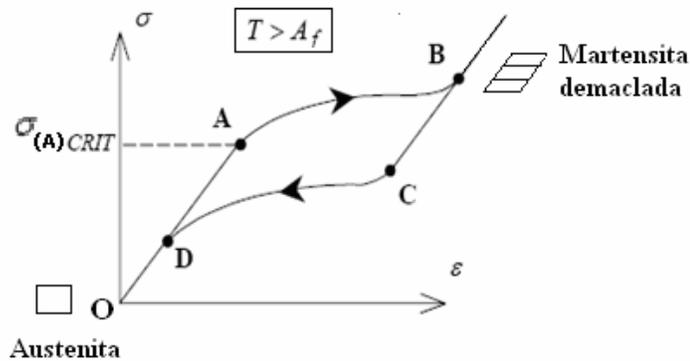


Figura 2.14 – Curva Tensão-Deformação típica com o fenômeno da pseudoelasticidade.

2.3 – MOLDAGEM MANUAL DE SMAHC

O intenso uso de compósitos convencionais de matriz polimérica, no século XX, permitiu durante as duas últimas décadas o desenvolvimento de compósitos híbridos com SMA embebidos (Shimamoto et al. 2002; De Araújo e Takeguma Filho, 2004; Aoki e Shimamoto, 2005; Yuse e Kikushima, 2005; Castilho, 2007, Cerón et al., 2010; Faluhelyi et al.; 2011; Yuvaraja e Senthilkumar, 2012). À medida que se estabeleceu em escala comercial de fabricação das SMA no formato de fios (ou de lâminas), tornou-se possível a combinação destas últimas com compósitos poliméricos convencionais (Otsuka e Wayman, 1998; Turner, 2000). A fabricação de compósitos híbridos com memória de forma é promissora no sentido de suas propriedades termomecânicas podem ser alteradas conforme a temperatura de operação ou do ambiente circundante.

Os processos de fabricação correspondem entre 50% e 60% do custo total de um compósito, e por esse motivo é um assunto que demanda significativa atenção da comunidade industrial e científica, tendo em vista o interesse em reduzir a parcela de representação desse item no custo final do produto (Barra, 2004). Esta subseção vai abordar os processos de moldagem de compósitos, em função do tipo de matriz utilizada em sua manufatura. Existem diversos tipos de processamento de materiais compósitos

poliméricos, dentre eles, moldagem: manual, por aspersão e a vácuo. O processo de moldagem manual será utilizado neste trabalho, devido ao custo e às condições técnicas simplificadas.

O processo de moldagem manual (“*hand lay up*”), mostrada na Fig. 2.15A, caracteriza-se pela simplicidade de procedimentos para a manufatura de compósitos, envolvendo baixo custo de investimento em equipamentos de processo para a manufatura (Levy-Neto e Pardini, 2006). As Figuras 2.15B e 2.15C apresentam as moldagens por aspersão e a vácuo, respectivamente.

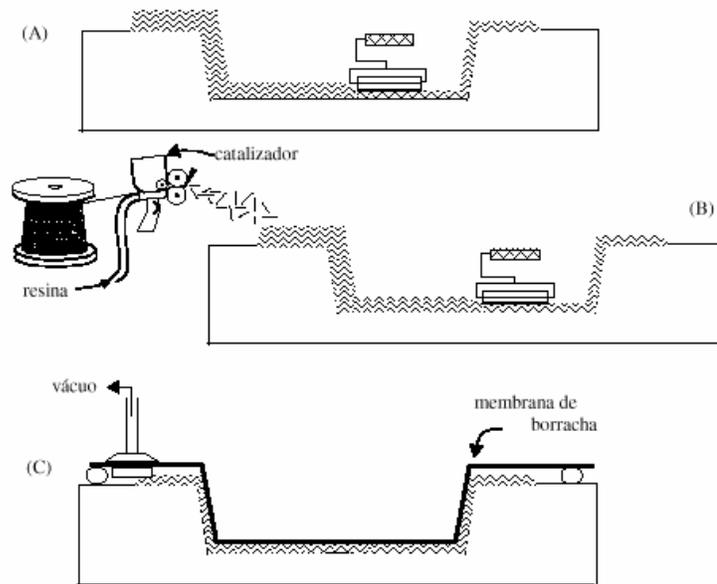


Figura 2.15 - Fabricação de compósitos em molde aberto (Levy-Neto e Pardini, 2006).

A moldagem manual é realizada pela disposição e empilhamento do reforço, na forma de mantas ou tecidos, em orientações pré-determinadas sobre o molde aberto (no contexto deste trabalho). Em geral, inicia-se o processo pelo tratamento do molde com aplicação de um produto desengraxante, que pode ser acetona industrial, e depois de seca a superfície, aplica-se um desmoldante, neste caso, a cera industrial, para remoção da peça após o processo de cura. O processo de moldagem manual permite a produção de compósitos híbridos adaptativos que apresentam uma fração volumétrica de reforço menor que 40% em volume, portanto deve-se analisar o tipo de utilização para reforço estrutural ativo que pode simultaneamente ter outras funções como alterar a sua frequência natural para não entrar em ressonância.

2.4 – SISTEMA DE CONTROLE DE PROPRIEDADES DO SMAHC

No desenvolvimento de compósitos híbridos com um material funcional embebido, deve-se levar em consideração a combinação de conhecimentos das áreas de compósitos com o de sistemas estruturais adaptativos (Janocha, 1999). Particularmente, os compósitos híbridos poliméricos foram comentados na Subseção 2.1. O que se mostrará nesta subseção são a conceituação e os tipos existentes de estruturas adaptativas. A idéia principal é definir claramente qual tipo de compósito estrutural adaptativo preenche os requisitos metodológicos de fabricação para se alcançar o objetivo de controle de rigidez e de vibração mecânica. As estruturas adaptativas são aquelas que conseguem perceber alterações nas condições operacionais ou ambientais por meio de sensores e realizar adaptações através de atuadores para manter um comportamento satisfatório com parâmetros previamente determinados (Janocha, 1999). A estrutura adaptativa projetada com sensores distribuídos que captam as mudanças ambientais ou de operação de alguma grandeza física tem um controlador que envia uma resposta para os atuadores modificarem seus comportamentos, no sentido de mudar a forma geométrica ou alguma propriedade (Janocha, 1999). As estruturas inteligentes ou adaptativas são constituídas de elementos básicos: o controlador, os sensores e os elementos funcionais, atuadores, que mudam suas propriedades controladamente por estímulos externos.

Os sensores são transdutores que conseguem converter certas grandezas físicas como pressão manométrica de sistemas hidráulicos, alongamentos e temperatura de componentes estruturais e aceleração de máquinas rotativas, em um sinal elétrico para que o sistema de controle possa trabalhar as informações e repassá-las aos atuadores (Doebelin, 2004). Os sensores podem apenas monitorar a temperatura, deformação, umidade, dentre outras grandezas, por isso são largamente utilizados na medicina e na indústria (Janocha, 1999). Existem diversas classes de materiais que podem ter a função de sensoriamento como os piezoelétricos, as SMA e os de fibra óptica, dentre outros (Srinivasan e McFarland, 2001).

Os elementos inteligentes podem realizar alteração de suas propriedades ou deslocamentos pré-definidos, passíveis de comandos manuais ou automáticos (Janocha, 1999). Neste contexto, os atuadores podem ser aplicados em estruturas ou máquinas para variação da rigidez, controle de vibração mecânica, mudança de forma, entre outras funções (Ghandi e Thomson, 1992). Existem atuadores convencionais que geralmente são pneumáticos e hidráulicos. Em relação aos novos tipos de atuadores que estão entrando no mercado, os de SMA de pequenas dimensões e de pouco peso, em forma de fios, lâminas e

molas helicoidais estão se mostrando promissoras à medida que o desenvolvimento de tecnologia de fabricação está reduzindo custos de produção (Ghandi e Thomson, 1992). Há duas décadas, existem válvulas de controle de água quente, cateteres para endoscopia, arcos ortodônticos, mãos robóticas, sistemas de proteção de farol de automóvel, sistemas de “flaps” de ar condicionado, dentre outros, utilizando atuadores de SMA (Otsuka e Wayman, 1999).

Os controladores, em geral, recebem as informações dos sensores, executam uma conversão analógico-digital com uma operação lógica previamente programada, e depois enviam as respostas para os atuadores. O controlador modifica o comportamento do atuador, conforme um critério de decisão que interfere em pelo menos uma de suas propriedades termomecânicas de tal maneira que a situação atual se aproxime o máximo possível da desejada (Ghandi e Thomson, 1992). A concepção de controladores para estruturas adaptativas com SMA (atuadores) embutidos em compósitos híbridos poliméricos é ainda um desafio por causa da não-linearidade nos sistemas estruturais e atuadores e também pelos modelos matemáticos não serem tão acurados. O uso de estruturas compósitas adaptativas é limitado pela possibilidade de controle da força de recuperação ou de alguma propriedade termomecânica dos atuadores (Janocha, 1999). Neste sentido, atualmente existe uma possibilidade de aumentar a quantidade de pesquisa em estruturas adaptativas de SMAHC pelo modelo de Turner (2000), que ao reduzir a apenas um termo a tensão de recuperação do atuador, que engloba a tensão de dilatação térmica e a tensão de transformação de fases, assegura a manipulação com maior facilidade por procedimentos de engenharia (Davis, 2005). Existem dois tipos genéricos de controladores: (i) de circuito aberto e (ii) de circuito fechado. No caso de controladores de circuito aberto, não há necessidade de utilização de sensores e atuadores, portanto não serão comentados. O controlador de circuito fechado para a estrutura adaptativa básica, que é construída com um componente de compósito polimérico híbrido, possui um ou mais sensores instalados que fornece uma resposta de saída que é processada por um sistema de controle que gera um comando para os atuadores. Pode-se fazer um controle convencional, pelo menos com uma variável de referência, que neste caso seria entre os extremos de uma faixa de temperatura, que antes passaria por pelo menos um sensor para a transdução em sinal elétrico analógico, onde dentro do controlador se converteria em sinal digital, podendo a temperatura lida aparecer num monitor (Janocha, 1999). O controle de forma direta, segundo Cerón (2010), pode ser realizado com um termopar (sensor) que envia as medidas da temperatura transduzidos em sinais elétricos para um microprocessador que

conectado a um relé de bobina, torna o dispositivo de controle um interruptor automático (*Control On-Off*). Para isso, o controlador é ligado em série com a fonte de corrente elétrica que aquece os atuadores de SMA numa faixa de temperatura pré-determinada, visualizado na Figura 2.16.

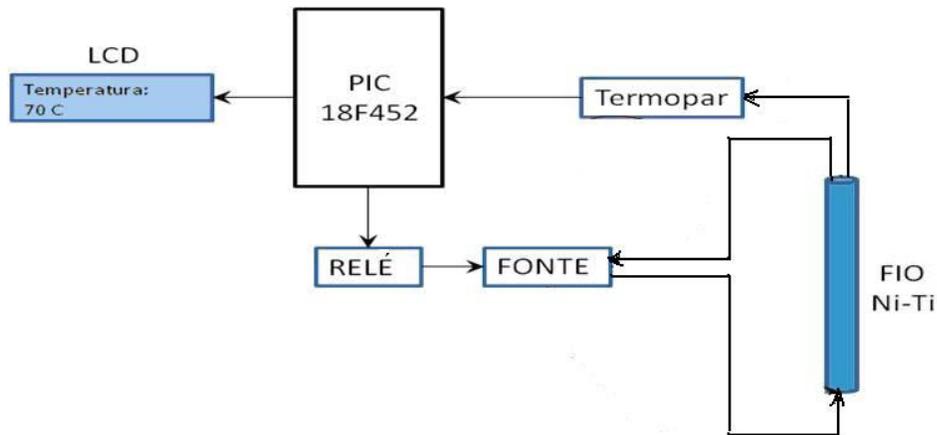


Figura 2.16 – Diagrama em blocos do dispositivo de aquecimento (Cerón, 2010).

Pode haver situações que exigiriam um sistema de aquecimento mais sofisticado para controle de vibração ou de forma da estrutura adaptativa em relação principalmente ao tempo de resfriamento dos atuadores, caso estes necessitassem de variações rápidas da temperatura no compósito híbrido (Srinivasan e McFarland, 2001). O processo de construção de um sistema estrutural adaptativo deve fazer preleção do processo de fabricação das SMA passando pela concepção estrutural dos materiais SMAHC que finaliza num modelo de controle específico do mesmo (Srinivasan e McFarland, 2001). O interesse deste trabalho é caracterizar os compósitos híbridos adaptativos por meio de ensaios estáticos e dinâmicos, portanto o sistema de controle é apenas uma forma de manter a confiabilidade dos resultados na fase austenita dos mesmos.

2.5 – CARACTERIZAÇÃO POR ATIVAÇÃO DE PROPRIEDADES DO SMAHC

O SMAHC pode ser empregado em estruturas adaptativas, por suas mudanças controladas de propriedades, de forma e de frequências naturais, induzidas apenas por temperatura (Rogers e Robertshaw, 1988). Jia e Rogers (1989) propuseram que o princípio da sintonização ativa de propriedades, o APT (“Active Properties Tuning”), pode ser empregado quando uma SMA, sem pré-deformações e com $T \leq M_f$, é embebida no

compósito, e posteriormente aquecida para $T \geq A_f$. Em regime elástico, o módulo de elasticidade de uma SMA pode quase triplicar, quando ativadas por efeito Joule (via corrente elétrica) controladamente, mudando da fase martensita para austenita. É possível o uso deste princípio em caracterizações termoelásticas de SMAHC nas temperaturas respectivas $T \leq M_f$ e $T \geq A_f$, e que tenha uma boa aderência da interface SMA/matriz.

A caracterização de SMAHC, seguindo o princípio APT, submetidos à tração axial ou flexão estática, pode ser realizada para determinar o seu módulo de elasticidade, e de que maneira as SMA embebidas, devido à sua mudança de fase, pode afetá-lo. Além disso, por meio da curva Tensão-Deformação propiciar a observação do comportamento termoelástico em duas temperaturas, ou seja, para $T \leq M_f$ e $T \geq A_f$. Os resultados da caracterização são mais precisos, quando os compósitos adaptativos são ativados (aquecidos) por corrente elétrica (Janocha, 1999). De fato, este é o meio mais eficiente para medir as propriedades termomecânicas em ensaios estáticos e dinâmicos (Srinivasan e McFarland, 2001). Um SMAHC pode ser submetido a cargas dinâmicas, tanto com três gêneros possíveis de apoio, bem como livres nas extremidades (i.e. na condição de contorno livre-livre, Thomson, 1973). Trabalhos anteriores mencionaram ajustes “*ad hoc*” no engastamento de vigas, porque esta região provoca um grande aumento na inércia do sistema estrutural, criando concentração de tensões indesejáveis perto do apoio (Turner, 2000; Srinivasan e McFarland, 2001). As frequências naturais de vigas SMAHC podem ser deslocadas, apenas com a mudança controlada da fase martensita para a austenita das SMA embebidas (Turner, 2000; Lau et al., 2002; Zak et al., 2003; Aoki e Shimamoto, 2004).

O segundo princípio de Jia e Rogers (1988) é o de sintonização ativa da energia de deformação, o ASET (“Active Strain Energy Tuning”), depende principalmente das SMA embebidas estarem pré-deformadas (em geral, até 5%) no SMAHC. E, quando ativadas controladamente por efeito Joule, com restrições nas extremidades, pode sofrer grandes forças de recuperação interna, apresentando o efeito memória de forma com grandes deflexões transversais (Jia e Rogers, 1990; Janocha, 1999; Turner, 2000). O princípio ASET não será explorado dentro da proposta deste trabalho de desenvolvimento metodológico de SMAHC.

3 – MODELAGEM MATEMÁTICA

3.1 – VIGA SMAHC SOB CARGAS DINÂMICAS E ESTÁTICAS

O modelo utilizado será de uma viga compósita equivalente de Euler-Bernoulli, com carregamento estático e dinâmico. Na subseção 3.1.1, apresenta-se primeiramente a solução analítica de uma viga isotrópica (sem fios) com cargas pontuais impulsivas (tipo Delta de Dirac), nas condições de contorno livre-livre nas extremidades, para a determinação das frequências naturais (Carpenter, 1977; Thomson, 1978).

No caso de viga compósita, híbrida, simétrica em relação aos planos médios, horizontal e vertical, com fios metálicos embebidos (ortotrópica), de características geométricas, de carregamento e sob condições de contorno idênticas à da viga isotrópica concebida neste trabalho, é possível obter o módulo de elasticidade equivalente (ou efetivo), segundo Gibson (1994). Nas subseções 3.1.2 e 3.1.5, serão apresentadas a macromecânica de vigas equivalentes e laminadas delgadas, com e sem fios, submetidas à flexão (Vinson e Sierakowski, 1987; Mendonça, 2005; Levy-Neto e Pardini, 2006). Será apresentado o módulo efetivo à flexão para vigas SMAHC. E também, será mostrado o módulo efetivo de barras SMAHC sob tração. O Método de Elementos Finitos para análise modal de vigas será detalhado na subseção 3.1.7, destacando-se o método de Rayleigh-Ritz e comparado com o método de autovalor utilizado pelo ANSYS 12.1 verificar o quanto os resultados das frequências naturais nos primeiros modos de vibração destes métodos se aproximam dos valores da solução analítica e da experimental.

3.1.1 – Solução Analítica de uma Viga Isotrópica para Vibrações Livres

A viga hipotética possui comprimento (C), largura (b) e espessura (h), onde a razão do comprimento pela espessura deve ser igual ou superior a 10, i.e. $C/h \geq 10$. Nesta subseção, será desenvolvida primeiramente a equação dinâmica de uma viga isotrópica, sem amortecimento, livre-livre nas extremidades. Isto significa que os elementos de sustentação da viga no suporte metálico permitem movimento em qualquer direção. Esta modelagem fornece a expressão da frequência natural em função da geometria e propriedades mecânicas, partindo de uma viga de material homogêneo e que também serve para viga ortotrópica com vibrações livres sob mesmas condições de carregamento,

dimensionamento e de disposição simétrica de camadas em relação ao plano médio (Gibson, 1994; Mendonça, 2005).

A Figura 3.1 mostra a concepção de um suporte de caracterização dinâmica de uma viga. As forças (tipo Delta de Dirac) são aplicadas em pontos de excitação ao longo do comprimento, definido pela linha traçada na metade da largura da viga. A bancada ressalta a configuração de uma viga na posição vertical no centro de um quadro de material robusto (aço, de módulo de elasticidade de 200 GPa). Os elementos de sustentação, que ligam a viga ao quadro, são de baixa rigidez (módulo de elasticidade estimado em 5,4 MPa).

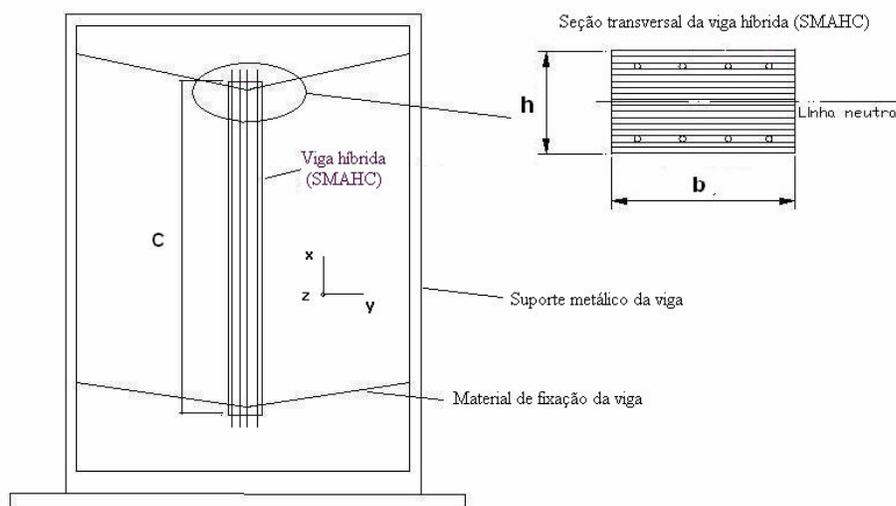


Figura 3.1 – Diagrama de um suporte metálico robusto de vigas SMAHC suspensas na condição livre-livre.

A Figura 3.2 representa o diagrama de corpo livre de um elemento de viga infinitesimal, onde as dimensões de comprimento, largura e espessura estão orientadas segundo as coordenadas x , y e z , respectivamente. É um problema unidimensional, onde os esforços dependem da coordenada x e do tempo t . O momento fletor, $M(x,t)$, em torno do eixo y , e de força cortante, $V(x,t)$, estão representadas na Figura. 3.2. Uma viga delgada, sob carga pontual impulsiva, de deflexão dinâmica (δ_d) no plano x - z (ao longo de x) bem inferiores a sua espessura (h), i.e. $\delta_d \ll h$, não apresenta os efeitos indesejáveis de cisalhamento transversal, que reduz o seu módulo de elasticidade dinâmico (Mendonça, 2005). Não há carregamento continuamente distribuído na viga, apenas excitações de curta duração em pontos discretos, um de cada vez, provocando vibrações livres e de amortecimento desprezível, de acordo com estas condições descritas. A força peso (na direção x) da viga é compensada pela resultante das reações produzidas nos pontos onde

são fixados os elásticos (peso desprezível) que a ligam ao quadro da Figura 3.1. Para que esta modelagem seja passível de avaliação, foi testada esta última hipótese preliminarmente, e o efeito da viscoelasticidade dos elásticos de borracha (sustentação das vigas) não influenciou na caracterização dinâmica não-destrutiva de uma viga, com peso de 200g e duração de 30 minutos com temperatura da superfície da viga na austenita de até 55 °C (vide seção 4.2.1a).

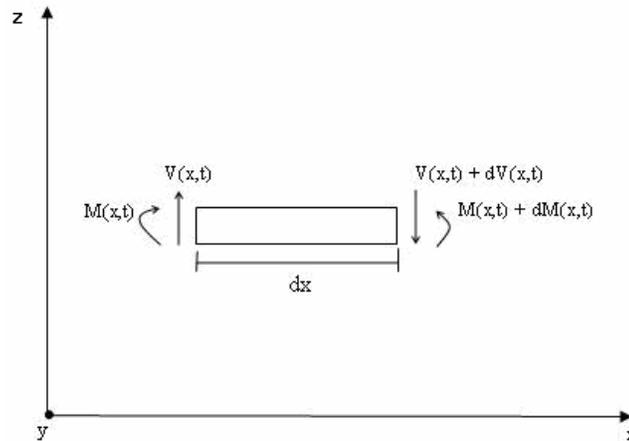


Figura 3.2 – Diagrama de corpo livre de um elemento infinitesimal de viga.

Aplicou-se a segunda lei de Newton, a um elemento infinitesimal de viga (Fig.3.2), de massa por unidade de comprimento, m , submetida uma breve excitação em um ponto discreto ao longo do comprimento (direção x). A equação de movimento do elemento infinitesimal com vibração livre na direção z é dada por (Carpenter, 1977):

$$V(x,t) - (V + dV) = m \cdot dx \frac{\partial^2 w}{\partial t^2}(x,t). \quad (3.1)$$

No elemento de viga, na Fig. 3.2, tem de haver equilíbrio de momentos, logo se pode obter a outra equação de movimento dada pela Equação 3.2:

$$(M + dM) - (V + dV)dx - M(x,t) = 0. \quad (3.2)$$

As Eq,'s. 3.1 e 3.2 resultam em $dV/dx = m \cdot \partial^2 w(x,t)/\partial x^2$ e $V = dM(x,t)/dx$ (desprezando o termo de 2ª ordem $dV \cdot dx$) e estes dois igualados para dV/dx , se obtém:

$$\frac{\partial^2 M(x,t)}{\partial x^2} + m \frac{\partial^2 w}{\partial t^2}(x,t) = 0. \quad (3.3)$$

A Eq. 3.4 mostra a relação entre a curvatura $\kappa_x(x,t)$ e o momento fletor $M(x,t)$, em relação ao plano médio de uma viga isotrópica delgada (Gibson, 1994; Mendonça, 2005):

$$M(x,t) = EI_{yy}\kappa_x(x,t) = EI_{yy} \frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial x^2}. \quad (3.4)$$

Substituindo a Eq. 3.4 na Eq. 3.3 e sabendo que o módulo de elasticidade (E) e o momento de inércia de área (I_{yy}) em relação ao eixo y são constantes ao longo do comprimento x , obtém-se a equação dinâmica de uma viga, desprezando a força de atrito interno (amortecimento):

$$EI_{yy} \frac{\partial^4 w}{\partial x^4}(x,t) + m \frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial t^2} = 0. \quad (3.5)$$

A solução da Eq. 3.5, pelo método de separação de variáveis, é dada pelo produto das funções $Z(x)$ e $T(t)$, conforme a Equação 3.6:

$$w(x,t) = Z(x).T(t). \quad (3.6)$$

Considerando o movimento vibratório da viga, como sendo harmônico, $T(t)$ é dada por uma função $e^{i\omega t}$ com frequência angular, ω (Carpenter, 1977). Desta forma, a função $T(t)$ pode ser definida por:

$$T(t) = e^{i\omega t}. \quad (3.7)$$

Substituindo a Eq. 3.6 na Eq. 3.5 e fazendo a derivada de segunda ordem de $T(t)$ da Eq. 3.7, com algumas manipulações algébricas (Carpenter, 1977; Thomson, 1978), obtém-se uma equação diferencial ordinária de quarta ordem para $Z(x)$:

$$\frac{d^4 Z(x)}{dx^4} - g^4 Z(x) = 0. \quad (3.8)$$

Onde:

$$g^4 = \frac{m\omega^2}{EI_{yy}}. \quad (3.9)$$

Resolvendo a Eq. 3.8, pode-se encontrar $Z(x)$ dada pela Eq. 3.10, onde as constantes A , B , F e D serão determinadas pelas condições de contorno das Eq.'s 3.11 e 3.12 para uma viga livre nas extremidades:

$$Z(x) = A \sinh(gx) + B \cosh(gx) + F \sin(gx) + D \cos(gx), \quad (3.10)$$

$$\frac{d^3 Z(0)}{dx^3} = \frac{d^3 Z(C)}{dx^3} = 0, \quad (3.11)$$

$$\frac{d^2 Z(0)}{dx^2} = \frac{d^2 Z(C)}{dx^2} = 0. \quad (3.12)$$

Utilizando a condição de contorno na Eq. 3.11 para $x=0$, tem-se:

$$A - F = 0. \quad (3.13)$$

Para $x=C$, resulta:

$$A \cosh(gC) + B \sinh(gC) - F \cos(gC) + D \sin(gC) = 0. \quad (3.14)$$

E da condição de contorno da Eq. 3.12, obtem-se para $x=0$ e $x=C$, respectivamente:

$$B - D = 0, \quad (3.15)$$

$$A \sinh(gC) + B \cosh(gC) - F \sin(gC) - D \cos(gC) = 0. \quad (3.16)$$

Utilizando as condições de contorno das Eqs. 3.11 e 3.12 para a função $Z(x)$ da Eq. 3.10, resulta na equação matricial:

$$\begin{bmatrix} 1 & 0 & -1 & 0 \\ \cosh(gC) & \sinh(gC) & -\cos(gC) & \sin(gC) \\ 0 & 1 & 0 & -1 \\ \sinh(gC) & \cosh(gC) & -\sin(gC) & -\cos(gC) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A \\ B \\ F \\ D \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (3.17)$$

Pode-se dar uma solução não-trivial para o determinante da matriz de coeficientes da Eq. 3.17 pelo método de Laplace (Thomson, 1978), que resulta na equação característica:

$$\cosh(gC) \cos(gC) - 1 = 0. \quad (3.18)$$

Após manipulação algébrica da Eq. 3.9, substituí-la na Eq. 3.18, obtem-se a frequência angular natural (ω_n), não amortecida, livre nas extremidades para qualquer modo de vibração (n) de uma viga isotrópica:

$$\omega_n = (gC)_n^2 \sqrt{\frac{EI_{yy}}{mC^4}}, \quad (3.19)$$

$$\omega_n = 2\pi f_n, \quad (3.20)$$

$$m = \frac{M_v}{C} = \frac{\rho V}{C} = \rho A, \quad (3.21)$$

$$I_{yy} = \frac{bh^3}{12}. \quad (3.22)$$

Na Equação 3.21, a massa por unidade de comprimento (m) é dada pelo produto da densidade volumétrica (ρ) e a área da seção transversal (A) da viga. O momento de inércia de área (I_{yy}) da viga, em torno de y , é dado pela Equação 3.22. Substituindo as Eq.'s 3.19, 3.21 e 3.22 na Eq. 3.20, e evidenciando a frequência natural (f_n), para n modos de vibração da viga, se tem a Equação 3.23:

$$f_n = \frac{(gC)_n^2}{4\pi} \frac{h}{C^2} \sqrt{\frac{E}{3\rho}}. \quad (3.23)$$

A partir de uma generalização desta modelagem, também se obtém as frequências naturais de vigas compósitas híbridas com fios não-amortecidas para os primeiros modos de vibração. Para isso, basta na Eq. 3.23 substituir o módulo de elasticidade da viga sem fios (E) pelo módulo efetivo (E_f) de viga com fios da Eq. 3.27 e densidade da Eq. 3.36, que serão apresentados na subseção 3.1.2 (Gibson, 1994; Levy-Neto e Pardini, 2006). Em especial, a viga SMAHC tem dois módulos efetivos: (i) da fase martensítica e (ii) da austenítica. Desta maneira é possível alterar a frequência natural, apenas com a mudança do módulo de elasticidade dos fios de martensita (E_{SMA}^M) para a austenita (E_{SMA}^A), onde $E_{SMA}^A = 2 E_{SMA}^M$ (Otsuka e Wayman, 1998; Janocha, 1999; Turner, 2000; Srinivasan e McFarland, 2001; Faluhelyi et al., 2011).

Finalmente, pode-se chegar aos valores da frequência natural (f_n), com as soluções das iterações (n) da expressão auxiliar dada pela Eq. 3.18 que fornecem os valores de $(gC)_n$, sendo $n = 1, 2, 3$, e assim por diante. Por exemplo, para o primeiro modo de vibração ($n = 1$), $(gC)_{n=1}^2 = 22,40$, para a viga livre-livre nas extremidades. A Equação 3.23, de forma geral, fornece as frequências de uma viga sem amortecimento para todas as condições de contorno (Lau et al., 2002; Faria et al., 2007; Faluhelyi et al., 2008): (i) livre-livre, (ii) engastada-livre, (iii) biapoiada, (iv) biengastada, (v) engastada-articulada e (vi) articulada-livre. A Tabela 3.1 mostra os valores de $(gC)_n^2$ até 3º modo de vibração (n).

Tabela 3.1 – Os valores de $(gC)_n^2$ para algumas condições de contorno de uma viga até o 3º modo de vibração (Thomson, 1973).

Condições de contorno	$(gC)_{n=1}^2$	$(gC)_{n=2}^2$	$(gC)_{n=3}^2$
Livre-livre	22,40	61,70	121
Engastada-livre	3,52	22,40	61,70
Biapoiada	9,87	39,50	88,90
Biengastada	2,40	61,70	121
Engastada-articulada	15,40	50	104
Articulada-livre	0	15,40	50

Para vigas com razão de amortecimento, ζ , no qual $\zeta > 0,3$, é recomendado considerar as frequências naturais amortecidas (Thomson, 1973).. E neste caso, é dado pelo quociente entre o amortecimento da viga (c) e o seu amortecimento crítico $c_c = 4.\pi.M_v.f_n$, i.e. $\zeta = c/c_c$, sendo ζ limitada entre os valores 0 e 1. Pode-se obter a frequência amortecida ($f_{d,n}$) nos primeiros modos de vibração (n) para quaisquer condições de contorno. A Equação 3.24 mostra a frequência amortecida de uma viga de Euler-Bernoulli (Thomson, 1973):

$$f_{d,n} = f_n \sqrt{1 - \zeta^2} . \quad (3.24)$$

De forma mais prática, é possível definir uma expressão chamada de decremento logarítmico (δ) que é dada pelo logaritmo natural do quociente de uma amplitude inicial (x_0) pela amplitude x_n , após n' ciclos. O decremento logarítmico é dado por (Thomson, 1973):

$$\delta = \frac{1}{n'} \ln \frac{x_0}{x_{n'}} = 2\pi\zeta / \sqrt{1 - \zeta^2} . \quad (3.25)$$

3.1.2 – Vigas SMAHC Equivalentes sob Flexão Estática em Três Pontos

3.1.2.a - Módulo de Elasticidade Efetivo em Flexão de uma Viga Laminada

O módulo efetivo de uma viga compósita híbrida laminada, que corresponde ao valor do módulo de uma viga isotrópica equivalente, com mesmas condições de contorno, carregamentos e características geométricas, é dado pela Eq. 3.26 (Gibson, 1994; Levy-Neto e Pardini, 2006). Na seção 3.1.5, a obtenção da Eq.3.26 é mostrada (e se pode obtê-la igualando-se a Eq. 3.47 com a Eq 3.48). Se submetida ao mesmo momento fletor, a viga isotrópica equivalente apresenta a mesma curvatura que a viga compósita laminada. Nesta subseção, é modelada uma viga híbrida simétrica em relação ao plano médio, de seção retangular constante, com 5 grupos de camadas (na sequência 1 externa+ **I** + núcleo + **I** + 1 externa), sendo **I** a camada de até 4 fios embebidos, ilustrada pela Figura 3.3.

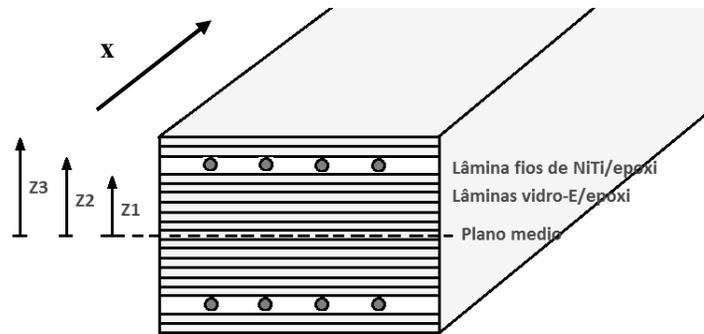


Figura 3.3 - Representação de uma viga híbrida simétrica em relação ao plano médio.

Para determinar o módulo efetivo (E_f) da viga biapoiada nas extremidades submetida à flexão com carga concentrada no meio do vão (L) entre apoios, tendo-se em vista a simetria em relação ao plano médio, se dividiu a parte superior (i.e. acima do plano médio, ver Fig. 3.3) da seção transversal em três conjuntos de camadas principais, definindo-se pelos n^{os}: 1 (núcleo), 2 (camada de fios) e 3 (camada externa). Os conjuntos de camadas de 1, 2 e 3 possuem respectivamente distâncias finais z_1 , $z_2=z_1+d$ e $z_3=h/2$, em relação ao plano médio horizontal. O núcleo se inicia em $z_0=0$.

Definiu-se $z_1=((N'-4)/2)t_i$, onde $t_i=(h-2d)/N'$ é a espessura estimada da lâmina de epóxi/vidro-E e $N'=N-2$ o número de camadas do laminado (N) subtraído das duas camadas de fios. Os módulos de elasticidade do conjunto de camadas 1 e 3 (epóxi/vidro-E)

são representados por $E'_1 = E'_3 = E_{ev}$ e o módulo da camada de fios (a do conjunto de nº 2) por E'_2 , com e sem *roving*, embebida em epóxi. A Equação 3.27 fornece o módulo E_f da viga híbrida simétrica com fios usada neste trabalho, inclusive para a fase martensita e austenita dos filamentos de Ni-Ti (Faluhelyi et al., 2011).

$$E_f = \frac{8}{h^3} \sum_{i=1}^N E'_i (z_i^3 - z_{i-1}^3), \quad (3.26)$$

$$E_f = \frac{8}{h^3} \left[E_{ev} z_1^3 + E'_2 (z_2^3 - z_1^3) + E_{ev} (z_3^3 - z_2^3) \right], \quad (3.27)$$

3.1.2.b – Propriedades Elásticas de Lâminas Compósitas

O módulo de elasticidade de uma lâmina isotrópica de manta de fibras curtas de epóxi/vidro-E (E_{ev}) na Eq. 3.28 de Mendonça (2005) foi obtido pela técnica de ajustes de curvas, e é um polinômio de 4ª ordem em função da fração volumétrica de vidro-E (V_{vidro}).

Para uma lâmina isotrópica (mantas de vidro-E), o módulo de elasticidade é expresso por $E_{ev} = A_{11}^{manta} (1 - \nu_{ev}^2) / h$ (Mendonça, 2005). Sendo o coeficiente de Poisson dado por:

$\nu_{ev} = A_{12}^{manta} / A_{11}^{manta}$; e módulo de cisalhamento no plano por $G_{ev} = A_{66}^{manta} . h$, onde $A_{11}^{manta} = (3Q_{11} + 2Q_{12} + 3Q_{22} + 4Q_{66}) . h/8$, $A_{12}^{manta} = (Q_{11} + 6Q_{12} + Q_{22} - 4Q_{66}) . h/8$ e $A_{66}^{manta} = (Q_{11} - 2Q_{12} + Q_{22} + 4Q_{66}) . h/8$. Sendo A_{11}^{manta} o coeficiente de rigidez extensional na

direção principal 1, A_{12}^{manta} o coeficiente de rigidez no plano 1,2 e A_{66}^{manta} o coeficiente de cisalhamento. Os coeficientes de rigidez (Q_{ij}), ou seja, os elementos da matriz $[Q]$, são $Q_{11}(E_1(V_v))$, $Q_{12}(\nu_{12}(V_v), E_2(V_v))$, $Q_{22}(E_2(V_v))$ e $Q_{66}(G_{12}(V_v))$, dados em função das constantes de engenharia: E_1 e E_2 , os módulos de Young nas direções principais 1, 2, G_{12} o módulo de cisalhamento e ν_{12} o coeficiente de Poisson, ambos no plano 1,2. O módulo E_1 e o coeficiente de Poisson ν_{12} são obtidos pela regra das misturas, $E_1 = E_e [E_v V_v / E_e + (1 - V_v)]$ e $\nu_{12} = \nu_v V_v + \nu_e (1 - V_v)$, onde ν_e e ν_v são os coeficientes de Poisson, E_e e E_v os módulos de elasticidade e V_e e V_v as frações volumétricas, de cada propriedade respectivamente do epóxi e manta de vidro-E na lâmina (Levy-Neto e Pardini, 2006). Sendo assumido que $V_e = 1 - V_v$, ou seja, desprezou-se os vazios do compósito.

As outras duas constantes elásticas são $E_2 = E_e [(1 + 2\eta_E V_v)/(1 - \eta_E V_v)]$ e $G_{12} = G_e [(1 + \eta_G V_v)/(1 - \eta_G V_v)]$, obtidas pelo método semi-empírico de Halpin-Tsai (1969), onde os parâmetros adimensionais $\eta_E = [(E_v/E_e) - 1]/[(E_v/E_e) + 2]$ e $\eta_G = [(G_v/G_e) - 1]/[(G_v/G_e) + 1]$ são ajustados para fibras de seção circular (Mendonça, 2005). Os módulos de cisalhamento do epóxi e do vidro-E são respectivamente $G_e = E_e/2(1 + \nu_e)$ e $G_v = E_v/2(1 + \nu_v)$. Para este trabalho, as propriedades utilizadas foram: $\nu_e = \nu_v = 0,25$, $E_e = 3,5$ GPa, $E_v = 70$ GPa, $G_e = 1,4$ GPa e $G_v = 28$ GPa nas lâminas de mantas de vidro-E/epóxi e ortotrópicas de *roving*/epóxi/fios (Mendonça, 2005; Faluhelyi et al., 2011).

O coeficiente de Poisson da camada de fios com e sem *roving* (fração volumétrica de epóxi reforçado ou não de *roving* de 90 % e fração de 4 fios de 10 %), dado pela regra das misturas, apresenta uma diferença percentual numa faixa respectiva de 5,96 % a 7,35 % em relação ao coeficiente da camada de epóxi/manta de vidro-E, ν_{ev} . Desta forma, substituindo as constantes de engenharia E_1 , E_2 , ν_{12} e G_{12} , definidas em função de V_v e os parâmetros $\nu_e = \nu_v$, E_e , E_v , G_e e G_v já mencionados, nas expressões do módulo de elasticidade E_{ev} , do coeficiente de Poisson ν_{ev} , e do módulo de cisalhamento G_{ev} , e fazendo manipulações algébricas para cada uma delas se chega às Eq.'s 3.28, 3.29 e 3.30. O coeficiente de Poisson e o módulo de cisalhamento de vigas compósitas com e sem fios serão definidos como $\nu_{viga} = \nu_{ev}$ e $G_{viga} = G_{ev}$, que serão necessários para análise modal em vigas compósitas no programa ANSYS 12.1.

A fração volumétrica global de mantas de vidro-E, V_{vidro} , é calculada pela Eq. 3.31, onde $v = b.h.C$ é o volume da viga, e ainda, M_v a massa e ρ_v a densidade de vidro-E. O módulo da camada de fios é dado por E_2' , obtido com a regra das misturas, é expresso pela Equação 3.32 (Levy-Neto e Pardini, 2006). Os módulos respectivos do epóxi, *roving* (vidro-E) e fios (arame e Ni-Ti) são E_e , E_v e E_{fio} . Para os fios de Ni-Ti, os módulos na martensita e na austenita são E_{Ni-Ti}^M e E_{Ni-Ti}^A , respectivamente. E na camada de fios, as frações volumétricas de epóxi, fios e *roving* são V_{e2} , V_{fio2} e V_{rov} , dadas respectivamente, pelas Eq.'s 3.33, 3.34 e 3.35. As densidades de *roving* (vidro-E) e fio são ρ_v e ρ_{fio} , respectivamente. A fração volumétrica V_{fio2} foi obtida da razão entre as áreas transversais dos fios e da própria camada de fios, respectivamente $A_{fio2} = (n_f \cdot \pi \cdot d^2)/4$ e $A_2 = b \cdot d$, onde d é o diâmetro do fio e n_f a metade do número de fios (N_f) da viga simétrica. E a fração volumétrica V_{rov} foi dada em função da massa de *roving*, M_{rov} , e do volume da camada de

fios, $v_2 = b.d.C$. Caso não haja *roving* na camada de fios, $V_{rov} = 0$, então a 2ª parcela da Eq. 3.32 é suprimida. A densidade da viga (ρ) é dada pela Eq. 3.36, onde ρ_e é a densidade do epóxi como também, V_e e V_{fio} são as frações volumétricas globais respectivas de epóxi e de fios, dadas pelas Eq. 3.36 e Eq. 3.37. Para calcular V_{fio} , são necessárias as áreas totais dos fios e da seção transversal da viga, dadas respectivamente, por $A_{fio} = (N_f \pi d^2)/4$ e $A = b.h$.

$$E_{ev} = E'_1 = E'_3 = 3,44 + 28,2V_{vidro} + 21,6V_{vidro}^4, \quad (3.28)$$

$$v_{ev} = 0,253 + 0,22v_{vidro} - 0,2v_{vidro}^2, \quad (3.29)$$

$$G_{ev} = 1,5 + 11V_{vidro} + 9,73V_{vidro}^4, \quad (3.30)$$

$$V_{vidro} = \frac{(M_v / \rho_v)}{v}, \quad (3.31)$$

$$E'_2 = E_e V_{e2} + E_{rov} V_{rov} + E_{fio} V_{fio2}, \quad (3.32)$$

$$V_{e2} = 1 - (V_{rov} + V_{fio2}), \quad (3.33)$$

$$V_{fio2} = \frac{A_{fio2}}{A_2}, \quad (3.34)$$

$$V_{rov} = \frac{(M_{rov} / \rho_v)}{v_2}, \quad (3.35)$$

$$\rho = \rho_e V_e + \rho_v V_v + \rho_{fio} V_{fio}, \quad (3.36)$$

$$V_{fio} = \frac{A_{fio}}{A}, \quad (3.37)$$

$$V_e = (1 - V_{fio} - V_{vidro}). \quad (3.38)$$

3.1.2.c – Determinação do Módulo de Elasticidade em Flexão Experimental das Vigas

O módulo experimental (E_{exp}) à flexão em três pontos, de vigas biapoçadas da teoria clássica de Euler-Bernoulli, são fornecidos pela Equação 3.39. O módulo E_{exp} é obtido a

partir do vão (L) entre apoios, da carga P aplicada no centro da viga ($x=L/2$) e da deflexão δ no mesmo ponto correspondente fornecida pela Máquina Universal de Ensaio (neste caso, MTS-810). No caso de vigas laminadas com deflexões δ_f iguais ou inferiores a espessura da viga (h), i.e. $\delta_f \leq h$, a norma ASTM D-790-10 recomenda $L/h \geq 16$ para tornar desprezível a influência do cisalhamento transversal nos módulos à flexão.

$$E_{exp} = \frac{PL^3}{48I_{yy}\delta_f} \quad (3.39)$$

3.1.3 – Estimativa da Fração Volumétrica de Vazios nos Cp's Fabricados

Para estimar a fração de vazios foi realizado o processo de queima no forno de amostras de vigas (e barras) com e sem fios, separando os materiais constituintes pela volatilização do epóxi: fibras de vidro-E e fios metálicos. Foram pesadas na balança analítica antes do processo de queima, a massa de amostra seca (m_s) e a massa de amostra previamente saturada com água destilada (m_{sat}). E ainda, as amostras foram colocadas dentro de um recipiente contendo água destilada à temperatura monitorada, pesando a massa aparente (m_{ap}), determina-se a densidade das amostras compósitas pela norma ASTM D 3171-06, utilizando o Princípio de Arquimedes, dada na Equação 3.40 (Mazalli, 2011). Ao determinar a densidade das amostras de vigas com e sem fios, logo após o processo de queima, obtiveram-se as fibras de vidro-E com e sem fios separadamente e limpos. Ao final, pesaram-se novamente na balança analítica os materiais sozinhos para determinar a fração volumétrica de vazios das vigas pela Equação 3.41 (Levy-Neto e Pardini, 2006).

$$\rho_c = \left(\frac{m_s}{m_{sat} - m_{ap}} \right) \rho_{\text{água}} \quad (3.40)$$

$$V_v = 1 - \rho_c \left(\frac{M_v}{\rho_v} + \frac{M_e}{\rho_e} + \frac{M_{fio}}{\rho_{fio}} \right) \quad (3.41)$$

3.1.4 – Estimativa do Número de Fios na Viga SMAHC

Para se determinar o número de fios metálicos (N_f) para a fabricação das vigas tendo escolhido a largura (b), espessura (h), diâmetro do fio (d) e fração volumétrica V_{fio} . Deve-

se fazer uma aproximação para um valor inteiro superior, após o cálculo de N_f e observar se é possível dispor o número de fios calculado simetricamente em relação à largura e ao plano médio ($z_o = 0$). As dimensões adotadas neste trabalho, de viga laminada, só se podem dispor no máximo 4 fios por camada para que haja condições de fixação dos fios em relação à largura (31,4 mm). Para se obter N_f , basta tomar a expressão da fração volumétrica global de fios (V_{fio}), Eq. 3.37 e fazer algumas manipulações algébricas, daí obtém-se:

$$N_f = \frac{4V_{fio}bh}{\pi d^2} \quad (3.42)$$

3.1.5 – Vigas Laminadas sob Flexão Estática

A modelagem desta subseção prescreve a estratégia que deve ser adotada neste trabalho, usando as relações matemáticas baseadas no comportamento mecânico da Teoria Clássica de Laminados (Vinson e Sierakowski, 1987; Levy-Neto e Pardini, 2006), particularizadas para o caso de uma viga, unicamente com momento fletor no plano (x-z) e tensões de cisalhamento transversal devido aos esforços cortantes desprezíveis.

A viga concebida de lâminas individuais muito delgadas, i.e., tem espessura bem inferior à espessura da viga, h . As vigas são de dois tipos: (i) isotrópica de 10 e 21 lâminas de matriz epóxi reforçada com mantas de fibra de vidro-E; e (ii) ortotrópica de 19 lâminas, com 2 lâminas de fios embebidos com epóxi reforçado ou não de *roving* na direção dos fios (direção x).

As tensões normais em todas as lâminas estão na direção x. Nas lâminas de fios, o ângulo θ , entre a tensão normal (σ_x) e os reforços (filamentos metálicos e o *roving* entre eles) é nulo. E todas as outras lâminas são de fibras curtas aleatórias (mantas), portanto isotrópicas.

A Figura 3.4 mostra a caracterização geométrica de uma viga laminada antes da deformação por flexão pura. Daqui a diante, a simplificação do modelo dos laminados será apresentada pela Fig. 3.5, que ilustra o momento fletor, M , obtido através de uma força concentrada aplicada, F , no plano x-z na metade do vão ($x=L/2$) entre apoios da viga. Para pequenas deflexões ($\ll h$, espessura da viga), considerando algumas hipóteses simplificadoras (Gibson, 1994):

- (1) a seção transversal retangular continua sem distorção e perpendicular em relação à

direção x durante a flexão;

(2) existe simetria geométrica e das propriedades do material em relação ao plano médio horizontal;

(3) cada lâmina (camada) tem propriedades lineares elásticas, onde as tensões de cisalhamento no plano dela são desprezíveis;

(4) as lâminas são perfeitamente coladas umas às outras, não permitindo escorregamento nas interfaces; e

(5) a única tensão relevante para este trabalho é a tensão normal, σ_x .

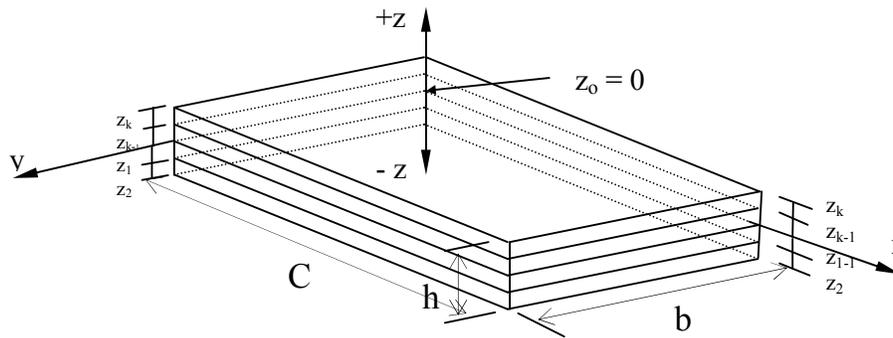


Figura 3.4 – Representação de uma viga laminada com 4 camadas antes da flexão.

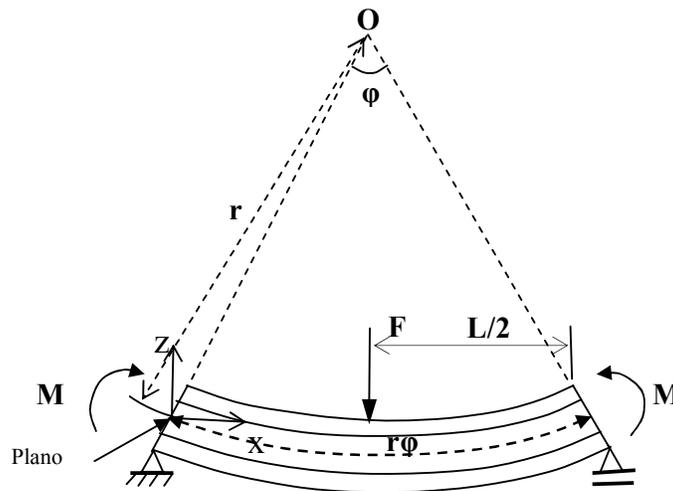


Figura 3.5 – Representação da viga laminada deformada sob flexão pura.

A equação da lei de Hooke para a tensão normal uniaxial σ é mostrada na Eq. 3.43, onde foi assumido que $Q_{11}^k = E_x^k$ ao se desprezar o valor do produto dos coeficientes de

Poisson em relação à unidade (Jones, 1975), sendo E_x^k o módulo de elasticidade para uma lâmina k genérica. Lembrando que a deformação longitudinal, ϵ_x^k , é dada pela Eq. 3.44 a uma distância z_k (ao longo da espessura) em relação ao plano médio, onde ρ e φ são o raio e o ângulo respectivos de curvatura, e o produto $\rho \cdot \varphi$ é o comprimento (na direção x) no plano médio da viga para pequenas deformações, visto na Figura 3.5 (Gibson, 1994).

$$\sigma_x^k = Q_{11}^k \epsilon_x^k = E_x^k \epsilon_x^k, \quad (3.43)$$

$$\epsilon_x^k = \frac{(r+z)j - rj}{rj} = \frac{z}{r}. \quad (3.44)$$

A relação entre a tensão normal σ_x^k com a deformação extensional ϵ_x^k , de coordenada z_k em relação ao plano médio do laminado é dada por:

$$\sigma_x^k = Q_{11}^k \frac{z}{r}. \quad (3.46)$$

A viga está em equilíbrio estático, portanto o momento fletor (M) está relacionado com a tensão normal σ_x^k à camada genérica k , obedecendo à hipótese simplificadora (2) da página 56, por meio da Equação 3.47. Neste ponto vale ressaltar, que o módulo equivalente (ou efetivo) de uma viga simétrica com fios pode ser obtido, igualando-se o momento fletor (M) da Eq. 3.48 com o momento da Eq. 3.47 de uma viga isotrópica de dimensões, carregamento e condições de contorno idênticas. Ou seja, se obtem o módulo efetivo da

Eq.3.26 dada por $E_f = \frac{8}{h^3} \sum_{i=1}^N E_i' (z_i^3 - z_{i-1}^3)$.

$$M = 2 \int_0^{h/2} \sigma_x^k b z dz = \frac{2b}{r} \sum_{k=1}^{N/2} Q_{11}^k \int_{z_{k-1}}^{z_k} z^2 dz = \frac{2b}{3r} \sum_{k=1}^{N/2} E_x^k (z_k^3 - z_{k-1}^3), \quad (3.47)$$

$$M = \frac{E_f I_{yy}}{r} = \frac{E_f b h^3}{12r}. \quad (3.48)$$

Para mostrar de forma mais abrangente a simplificação da macromecânica para vigas simétricas e delgadas, pode ser desenvolvida a solução da Eq. 3.49 e finalizada na Eq. 3.51, na qual se conhece o carregamento externo, as propriedades mecânicas, a espessura e

a posição em relação ao plano médio de cada lâmina (Jones, 1975; Vinson. e Sierakowski, 1987). Neste caso, se considera o momento fletor distribuído uniformemente ao longo da largura, $M_x=M/b$, fixando as coordenadas de referência sempre no plano médio. A Eq. 3.51 apresentada pode ser usada conforme a concepção das vigas laminadas com e sem fios deste trabalho, sabendo que a curvatura no plano médio é $k_x^0 = 1/r$. Observando que a Eq. 3.47 é expressa pelo momento fletor (M) segundo o modelo de Gibson (1994) e na Eq. 3.49 de Vinson. e Sierakowski (1987), pelo momento fletor por unidade de largura, M_x , de acordo com a Teoria de Viga de Euler-Bernoulli.

$$M_x = \sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} Q_{11}^k z^2 k_x^0 dz, \quad (3.49)$$

$$M_x = \sum_{k=1}^N E_x^k k_x^0 \int_{z_{k-1}}^{z_k} z^2 dz, \quad (3.50)$$

$$M_x = \sum_{k=1}^N D_{11}^k k_x^0. \quad (3.51)$$

O elemento da matriz de rigidez flexural $[D]$ apresenta-se como D_{11}^k , em função do elemento da matriz de rigidez de cada lâmina k , Q_{11}^k , e também, das coordenadas ao longo da espessura da lâmina, na camada inferior e superior, z_{k-1} e z_k , expressa por (Jones, 1975):

$$D_{11} = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^N (Q_{11})_k (z_k^3 - z_{k-1}^3), \quad (3.52)$$

Para as vigas deste trabalho, considerando a Teoria Clássica de Laminados, a matriz $[B]$ é nula por ser simétrica em relação ao plano médio (vide Fig. 3.3). O desenvolvimento da macromecânica de vigas de seção transversal uniforme apresenta o momento fletor por unidade de largura, M_x , constante ao longo de b . Neste caso, é mais conveniente trabalhar com o momento fletor padrão, M , com uso mais freqüente na engenharia, visualizado na Figura 3.5, que é dado por $M = bM_x$, onde M é a resultante de momento fletor, com unidades do Sistema Internacional em N.m (Jones, 1975).

Tendo em vista que já foi definida a configuração geométrica da metade superior de viga híbrida pelos conjuntos de camadas 1, 2 e 3, com as respectivas distâncias finais z_1 , z_2 e z_3 , todas em relação ao plano médio. E sabendo que o núcleo começa em $z_0=0$ no plano médio e a tensão normal neste plano é $\sigma_x^0 = 0$. Pode se reescrever o coeficiente de

rigidez (D_{11}) da viga composta híbrida da Eq. 3.52 como $D_{11} = 2 \left[(Q_{11})_1 z_1^3 + (Q_{11})_2 (z_2^3 - z_1^3) + (Q_{11})_3 (z_3^3 - z_2^3) / 3 \right]$, onde $(Q_{11})_{k=1} = (Q_{11})_{k=3} = E_{ev}$ (Eq.3.28) e $(Q_{11})_{k=2} = E_2'$ (Eq.3.32). Para vigas SMAHC, o módulo E_2' é dado na fase martensita e austenita, conforme subseção 3.1.2. E a curvatura k_x^0 no plano médio, em relação à direção x , é $k_x^0 = d^2 Z(x) / dx^2$ para deflexão $Z(x)$ da viga. Nas simulações analíticas o módulo E_f dado pela Eq. 3.27 para viga com fios, é o mesmo visto na Eq.3.53 (Gibson, 1994). E de viga isotrópica, o módulo E_f é substituído por E_{ev} da Eq. 3.28 (Mendonça, 2005). O momento de inércia de área em relação ao eixo y é I_{yy} é dado pela Eq. 3.22. Determina-se o momento fletor (M) para todas as vigas pela Equação 3.53

$$M = b D_{11} k_1^0 = 2b \left[\frac{E_{ev} z_1^3 + E_2' (z_2^3 - z_1^3) + E_{ev} (z_3^3 - z_2^3)}{3} \right] \frac{d^2 Z(x)}{dx^2} = E_f I_{yy} \frac{d^2 Z(x)}{dx^2}. \quad (3.53)$$

3.1.6 – Barras Laminadas sob Tração

A modelagem de Euler-Bernoulli, para barra híbrida submetida à tração na direção x , no regime elástico, foi concebida com compósito simétrico e delgado, conforme Fig. 3.6, enrijecidas com *tabs* nas extremidades biengastadas. A barra composta tem a razão do comprimento livre ($L_{útil}$) e espessura h igual ou superior a 10, i.e. $L_{útil}/h \geq 10$. Os fios de aço e Ni-Ti tem especificações técnicas idênticas aos fios usados nas vigas. As barras se apresentam de duas formas: (i) isotrópicas (sem fios), com 8 lâminas de mantas de vidro-E/epóxi e (ii) ortotrópicas, com 1 lâmina simétrica de epóxi/fios no plano médio entre 3 lâminas de mantas de vidro-E/epóxi de cada lado superior e inferior dela.

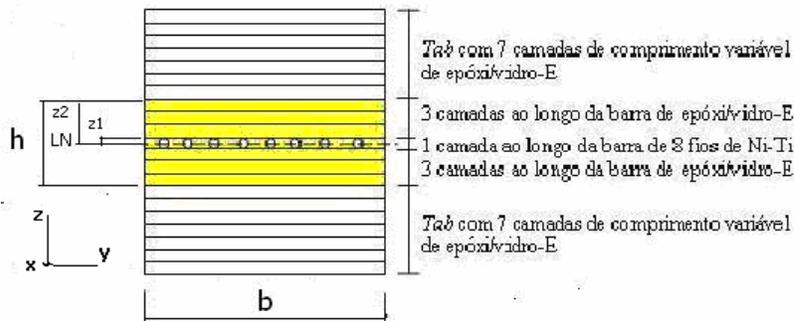


Figura 3.6 - Seção transversal de uma barra híbrida com fios de Ni-Ti (SMAHC).

A barra composta apresenta tensão normal (N), a qual é distribuída uniformemente ao

ongu da largura (b), então é dada por $N=bN_x$, onde N_x é a tensão normal por unidade de largura. A tensão normal (N) produz uma deformação extensional na direção x e no plano médio, ϵ_x^0 , que é constante em todas as camadas, logo, vai se considerá-la igual à deformação da barra como um todo. Para uma barra híbrida, ilustrada na Fig. 3.6, a tensão normal $N^{híbrida}$ é dada pela Eq. 3.54, conforme a configuração da seção transversal. O coeficiente de rigidez extensional (A_{11}), de forma geral é dado pela Eq. 3.55 para barra sob tração, sendo função do coeficiente de rigidez $Q_{11}^k = E_x^k$, onde E_x^k é o módulo de elasticidade na direção x na lâmina genérica k (Jones, 1975; Mendonça, 2005). E ainda na Eq. 3.55, se define que $[z_k - z_{k-1}]$ é a diferença entre as distâncias do lado superior z_k e inferior z_{k-1} para cada lâmina em relação ao plano médio. No caso de barra simétrica, a disposição geométrica dos dois conjuntos de camadas da metade superior é definida com os n^{os} 1 (camada de fios) e 2 (camada externa), onde o plano médio horizontal está localizado na metade da espessura da camada de fios. As distâncias finais respectivas dos conjuntos de camadas 1 e 2 são $z_1=d/2$ e $z_2=h/2$, ambas em relação ao plano médio, que se inicia em $z_0=0$, onde d o diâmetro do fio. A tensão $N^{híbrida}$ da barra híbrida da Eq. 3.54 possui as áreas das seções transversais dos conjuntos de camadas 1 e 2 (vide Fig. 3.7), respectivamente, $A_1^* = b.z_1$ (camada de fios) e $A_2^* = b.(z_2 - z_1)$ (camada externa) e A é a área da seção transversal total da barra dado por $A=b.h$. Assim, o produto da largura b pelo coeficiente de rigidez extensional, A_{11} (Eq. 3.55), passa a se escrever com as áreas A_1^* e A_2^* multiplicadas respectivamente pelos módulos E_2' (Eq. 3.32 com fração $V_{rov}=0$) e E_{ev} (Eq. 3.28). Notando que o módulo E_2' pode ser dado para as barras SMAHC na martensita e na austenita (vide subseção 3.1.2). A deformação na direção x é dada por $\epsilon_x^0 = \Delta L_{útil} / L_{útil}$. O módulo equivalente da barra híbrida E_{barra} é obtido da Eq. 3.56, em função da fração volumétrica de vidro-E/epóxi (V_2), onde $V_2=(2A_2^*)/A$ e a área da seção transversal é A .

$$N^{híbrida} = bA_{11}\epsilon_x^0 = 2 \left[E_2' A_1^* + E_{ev} A_2^* \right] \epsilon_x^0 = E_{barra} A \epsilon_x^0, \quad (3.54)$$

Onde:

$$A_{11} = \sum_{k=1}^N Q_{11}^k (z_k - z_{k-1}) = 2E_2' z_1 + 2E_{ev} (z_2 - z_1), \quad (3.55)$$

$$E_{barra} = E_2' (1 - V_2) + E_{ev} V_2. \quad (3.56)$$

Para barras isotrópicas, a tensão normal (N^{iso}) dada na Eq. 3.57, sendo o coeficiente de rigidez $A_{11}^{iso} = E_{ev} \cdot h$, resulta no produto de E_{ev} (Eq. 3.28) pela área transversal A .

$$N^{iso} = bA_{11}^{iso} \varepsilon_x^0 = E_{ev} A \varepsilon_x^0. \quad (3.57)$$

3.1.7 – Análise Modal de Vigas SMAHC pelo Método de Elementos Finitos (MEF)

O Método de Elementos Finitos (MEF) teve seu início na análise estrutural, relacionado ao método da rigidez direta, e surgiu como uma nova possibilidade para resolver problemas complexos da teoria da elasticidade, superando as dificuldades e problemas inerentes aos métodos de Rayleigh-Ritz, Galerkin e Diferenças Finitas, dentre outros (Alves Filho, 2000). Nos dois primeiros métodos, nem sempre é fácil obter as funções aproximadoras que satisfazem as condições de contorno de tal forma que se aproximem da função exata. No MEF, o domínio contínuo de um problema é discretizado e substituído por um conjunto de elementos conectados por pontos nodais, normalmente correspondentes aos vértices dos elementos. Esta abordagem direta mostrou-se bastante efetiva para a solução aproximada de problemas estáticos, mas, inicialmente, apresentou grande dificuldade no tratamento de problemas dinâmicos (Meirovitch, 1986).

O MEF, no caso particular do estudo das frequências naturais de componentes estruturais, pode ser considerado como um caso especial do método de Rayleigh-Ritz e prevê a divisão do domínio de integração contínuo, em um número finito de pequenas regiões denominadas elementos finitos, discretizando o meio contínuo. A essa divisão do domínio dá-se o nome de rede de elementos finitos. A malha desse reticulado pode ser aumentada variando o tamanho e o número dos elementos finitos. Os pontos de interseção das linhas dessa rede são chamados nós. A Figura 3.7 é um exemplo de uma rede genérica de elementos finitos de um bloco sólido de formato irregular realizado no programa comercial ANSYS durante o pré-processamento, no qual inicialmente se faz a construção geométrica e a realização da malha de elementos finitos (Manual do ANSYS 12.1, 2009).

A configuração deformada da estrutura é determinada por intermédio dos deslocamentos dos nós (marcados na Figura 3.7), qualquer que seja a forma da estrutura e o tipo de carregamento. Assim, nesse caso, os parâmetros que descrevem o comportamento do sistema são os deslocamentos nodais. Os esforços internos (tensões) poderão ser determinados a partir do deslocamento dos nós, e avaliar a rigidez da estrutura. Em uma

linguagem mais geral, esses parâmetros são chamados de variáveis de estado, pois governam e descrevem o estado de equilíbrio da estrutura.

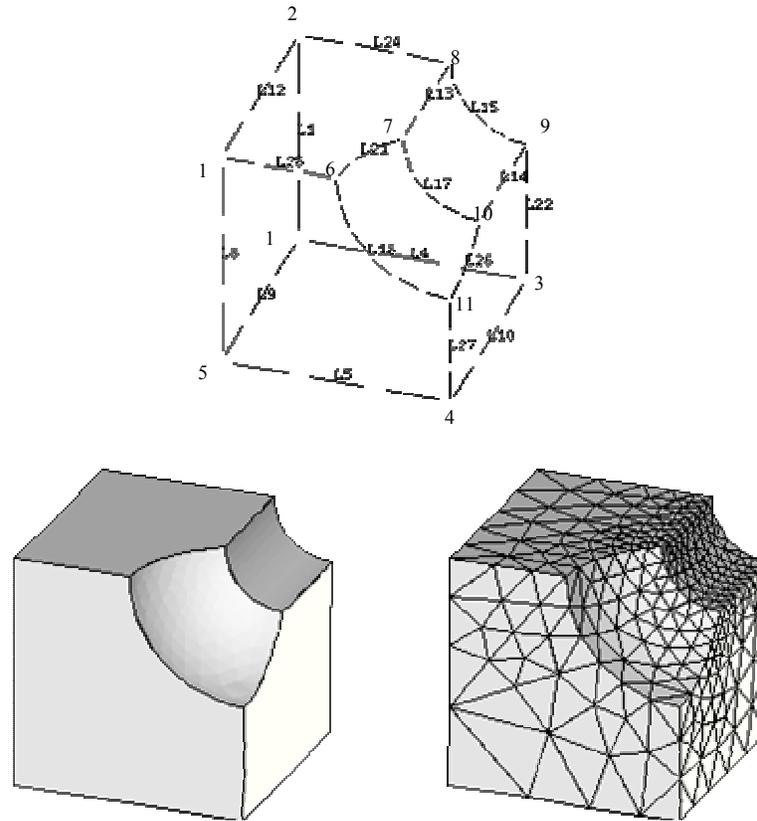


Figura 3.7 – Malha de elementos finitos de um bloco sólido pelo MEF (ANSYS, 2009).

As variáveis de estado, nestes casos, são as temperaturas, tensões, deformações, dentre outras, enfim, as grandezas associadas aos fenômenos físicos. Porém, a questão central do método continua a mesma: qualquer que seja a natureza do problema físico que se pretende modelar por intermédio de suas variáveis de estado, não se estará calculando a resposta nos infinitos pontos do contínuo em primeira instância, mas apenas em alguns, que são os nós do modelo eleitos pelo processo de discretização.

O MEF é um método aproximado de cálculo de sistemas contínuos, considerando que:

- A estrutura, o componente mecânico ou, de forma geral, o corpo contínuo é subdividido em um número finito de partes (ou elementos), conectados entre si por intermédio de pontos discretos, que são chamados de nós. A montagem de elementos, que constitui o modelo matemático, tem seu comportamento especificado por um número finito de

parâmetros. Em particular, nos problemas de Análise Estrutural, os parâmetros são os deslocamentos nodais, que são as incógnitas do problema.

- A estratégia de solução do sistema, ou seja, da montagem dos elementos, é a mesma estratégia do método geral para análise de sistemas discretos.

Em muitas situações, a identificação dos componentes de um sistema ou, mais particularmente, de uma viga parece uma tarefa quase que óbvia. Por exemplo, para uma estrutura espacial metálica constituída apenas por vigas, é natural identificar os componentes individuais de vigas ou elementos que, conectados entre si somente nas juntas ou nós estruturais, constituirão o conjunto estrutural. Assim, ao tentarmos dar o passo mais importante do processo de idealização da estrutura, ou seja, a formulação do modelo matemático discreto equivalente à estrutura contínua, a concepção do modelo de cálculo surge quase que naturalmente.

Se o campo de deslocamentos é descrito por funções aproximadoras e o princípio da mínima energia potencial é empregado, as incógnitas são as componentes dos deslocamentos nodais. Neste caso, denomina-se Método dos Deslocamentos ou Método da Rigidez. Se o campo de tensões ou esforços internos é representado por funções aproximadoras, as incógnitas são as tensões ou esforços internos nodais. Neste caso, denomina-se Método das Forças ou Método da Flexibilidade, sendo utilizado o princípio da mínima energia complementar.

Nos métodos mistos, as funções aproximadoras são expressas em termos de deslocamentos e forças internas (ou tensões). Neste caso, estas funções vêm de princípios variacionais generalizados, dentre eles, o princípio de Reissner (Kraus, 1967; Alves Filho, 2000)

Para cada elemento finito i , é montado um funcional Π_i , que, somando aos dos demais elementos finitos, formam o funcional Π para todo o domínio Ω , dado pela Equação 3.58. Para um sistema estrutural estático, em geral, o funcional Π_i pode ser expresso como energia potencial elástica de cada elemento i somada à energia potencial devido às cargas transversais e coplanares.

$$\Pi = \sum_{i=1}^n \Pi_i . \quad (3.58)$$

Para cada elemento i , a função aproximadora é formada por variáveis referidas aos nós do elemento e por funções de forma. Assim, a função aproximadora v tem a forma da Eq. 3.59, onde \mathbf{a}_j são os parâmetros nodais e ϕ_j as funções de forma.

$$v = \sum_{j=1}^n a_j \phi_j . \quad (3.59)$$

O funcional π fica sendo expresso pela Equação 3.60:

$$\Pi(\mathbf{a}_j) = \Pi_i(\mathbf{a}_j) . \quad (3.60)$$

A condição de estacionariedade gera no caso do método de Rayleigh-Ritz, um sistema de equações algébricas lineares para um sistema estático, tais como da Equação 3.61:

$$\delta \Pi(\mathbf{a}_j) = \sum_{i=1}^n \delta \Pi_i(\mathbf{a}_j) = \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m \frac{\partial_i(\mathbf{a}_j)}{\partial a_j} = 0 . \quad (3.61)$$

3.1.7.a – Frequências Naturais pelo Método de Rayleigh-Ritz

O método da energia de Rayleigh é geralmente empregado para obter-se uma estimativa rápida, porém não muito precisa da frequência fundamental de um sistema conservativo contínuo, para o qual a solução exata do problema de autovalor não é possível. Tal estimativa, em particular, é um valor limite superior da frequência natural fundamental (primeiro modo) do sistema (Meirovitch, 1986).

Já o método de Rayleigh-Ritz é um procedimento para reduzir-se a estimativa do valor limite superior e melhorar a precisão da solução aproximada, pela geração de uma função tentativa razoavelmente próxima do primeiro modo natural do sistema. E, adicionalmente, não se limita à estimativa do primeiro autovalor apenas, mas fornece a estimativa de um número finito de autovalores de ordem superior (Meirovitch, 1986).

Por Princípios Energéticos, podem-se obter soluções aproximadas de problemas relacionados a sistemas dinâmicos. O modelo de viga compósita de Euler-Bernoulli submetida a cargas impulsivas transversais (tipo Delta de Dirac), neste trabalho, produz pequenos deslocamentos dinâmicos na direção z (no plano x - z). Este problema possui deformação extensional desprezível, logo $\epsilon_x^0 = 0$. A viga de seção transversal retangular ($A=b \cdot h$) no domínio espacial x (ao longo do comprimento) $\in \Omega$, possui energia potencial elástica (V_f) e energia cinética (E_c) de todos os elementos de $i = 1$ a n respectivamente, que são dadas pelas Equações 3.62 e 3.63 (Mendonça, 2005).

A densidade generalizada de massa por unidade de comprimento é $\rho_0(x) = \int_{-h/2}^{h/2} \rho_k(z) dz = \rho A$, onde $\rho_k(z)$ é a densidade de cada lâmina da viga compósita, com o índice k representando o nº de lâminas de $k = 1, \dots, 19$ (híbrida) e com k até 21 (isotrópica). A densidade generalizada $\rho_0(x)$ é constante para cada lâmina ao longo de x , que pode ser escrita em função de uma densidade volumétrica equivalente (ρ), dada pela Eq. 3.36, obedecendo à regra das misturas (Levy-Neto e Pardini, 2006).

Desta forma, pelo Princípio de Hamilton, tendo as configurações nos instantes t_1 e t_2 , a trajetória percorrida entre esses instantes é tal que a integral da Eq. 3.64 é nula (Symon, 1978). Logo, usando apropriadamente a Hamiltoniana, Π , pode-se escrever a condição de estacionabilidade pela Equação 3.65.

$$V_f = \frac{1}{2} \int_{\Omega} D_{11} \left[\frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial x^2} \right]^2 d\Omega, \quad (3.62)$$

$$E_c = \frac{1}{2} \int_{\Omega} \rho_0 \left(\frac{\partial w}{\partial t} \right)^2 d\Omega = \frac{1}{2} \int_{\Omega} \rho A \dot{w}^2 d\Omega = -\frac{1}{2} \int_{\Omega} \rho A \omega^2 w^2 d\Omega, \quad (3.63)$$

$$\Pi(x,t) = E_c + V_f = -\frac{1}{2} \int_{\Omega} \rho A \omega^2 w^2 d\Omega + \frac{1}{2} \int_{\Omega} D_{11} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)^2 d\Omega, \quad (3.64)$$

$$\delta \int_{t_1}^{t_2} \Pi dt = 0. \quad (3.65)$$

A função $w(x,t)$, pelo método de separação de variáveis, pode ser expressa por $w(x,t) = Z(x) \cdot e^{i\omega t}$, onde ω é a frequência angular. E a sua derivada parcial em relação ao tempo na Eq. 3.63 é dada por $\dot{w} = i\omega w(x,t) = i\omega Z(x) \cdot e^{i\omega t}$. Na Eq. 3.65, o operador variacional (δ) ao passar para dentro do integrando na forma $\delta \Pi$, deve ser nulo para satisfazer a equação. E a função aproximadora deve ser adequar às condições de contorno livre nas extremidades da viga. Reescrevendo a Hamiltoniana $\Pi = \Pi(Z(x), t)$ dada pela Eq. 3.64, chega-se à Equação 3.66. Utilizando o método de Rayleigh-Ritz, define-se uma função aproximadora com expansão em série dada pela Equação 3.67. E depois, baseado no Princípio da Energia Mínima, em função dos coeficientes da função aproximadora da Eq. 3.67, se obtém finalmente a Equação 3.68.

$$\Pi(Z(x), t) = -\frac{1}{2} \rho A \omega^2 e^{2i\omega t} \int_0^C Z^2(x) dx + \frac{1}{2} D_{11} e^{2i\omega t} \int_0^C \frac{\partial^2 Z}{\partial x^2} dx, \quad (3.66)$$

$$Z(x) = \sum_{j=1}^p C_j Z_j(x), \quad (3.67)$$

$$\frac{\partial \Pi}{\partial C_n} = -\frac{1}{2} \rho A \omega^2 e^{2i\omega t} \int_0^C \left(\sum_{m=1}^p C_j Z_j \right) Z_n dx + \frac{1}{2} D_{11} e^{2i\omega t} \int_0^C \left(\sum_{m=1}^p C_j Z_j'' \right) Z_n'' dx = 0. \quad (3.68)$$

Onde C_n é o parâmetro que minimiza a Hamiltoniana Π e as segundas derivadas parciais de Z com índices n e j são Z_n'' e Z_j'' , ambas em função de x . A função $e^{2i\omega t}$ pode ser eliminada da Eq. 3.68, aonde se identificam os termos K_{jn} e M_{jn} que compõem as matrizes de rigidez **[K]** e de inércia **[M]** da viga, dados pelas Eq.'s 3.69 e 3.70.

$$K_{jn} = D_{11} \int_0^C Z_j'' Z_n'' dx, \quad (3.69)$$

$$M_{jn} = \rho A \int_0^C Z_j Z_n dx. \quad (3.70)$$

A série que aparece na Eq. 3.67 é em geral, infinita, entretanto, pode ser truncada para poucos termos, para um modelo de Euler-Bernoulli de laminados isotrópicos e ortotrópicos sob flexão, com seção transversal retangular simétrica em relação ao plano médio, com erros aceitáveis em engenharia, diante da complexidade em relação a outros modelos como o de Timoshenko (Whitney, 1974, Mendonça, 2005). No caso de placa quadrada laminada delgada e simétrica, segundo Whitney (1974), com séries semelhantes à Eq. 3.67 para cada uma das direções x e y , que foram truncadas com $p=7$ (7 termos na série). E desprezando os coeficientes flexurais D_{16} e D_{26} (modelo utilizado com aproximação ortotrópica para laminados com quantidade superior a 6 lâminas), com as propriedades $E_1/E_2=10$, $G_{12}/E_2=0,25$ e $\nu_{12}=0,3$, o erro na frequência no 1º modo é da ordem de 15 %, e crescendo até 24 % para o 4º modo de vibração (Mendonça, 2005).

Para a viga laminada delgada e simétrica, partiu-se das Eq.'s 3.69 e 3.70, substituindo-as na Eq. 3.68, se obtém a Eq. 3.71, com $j, n = 1, \dots, p$.

$$K_{jn} C_n = \omega^2 M_{jn} C_n. \quad (3.71)$$

Neste caso, onde $p = 7$, os termos do sistema algébrico formado são dados por:

$$\begin{aligned}
jn = 11 &\rightarrow K_{11}C_1 = \omega^2 M_{11}C_1, \\
jn = 12 &\rightarrow K_{12}C_1 = \omega^2 M_{12}C_1, \\
jn = 21 &\rightarrow K_{21}C_1 = \omega^2 M_{21}C_1, \\
jn = 22 &\rightarrow K_{22}C_1 = \omega^2 M_{22}C_1, \\
&\vdots \quad \quad \quad \vdots \quad \quad \quad \vdots \\
jn = 77 &\rightarrow K_{77}C_7 = \omega^2 M_{77}C_7.
\end{aligned} \tag{3.72}$$

Partindo da solução analítica da seção 3.1.1 para $Z(x)$ da Eq. 3.10, que é apropriada para as condições de contorno livre-livre nas extremidades, e usando as Eq.'s 3.13 e 3.15 pode-se reescrevê-la como:

$$Z(x) = A \sinh(gx) + B \cosh(gx) + A \sin(gx) + B \cos(gx). \tag{3.73}$$

Tomando as Eq.'s. 3.14 e 3.16, se chega à conclusão que para qualquer valor de $A \neq 0$, as condições de contorno de uma viga livre nas extremidades são satisfeitas. Sendo A arbitrário, se fez $A=1$ (Mendonça, 2005) e definiu-se o parâmetro $\lambda=gC$, logo o coeficiente B foi obtido através da Eq.3.14, dado por:

$$B = \frac{\cos(\lambda) - \cosh(\lambda)}{\sinh(\lambda) + \sin(\lambda)}. \tag{3.74}$$

Pode se escrever a função $Z(x)$ de forma indexada, com n ou j , conforme Eq.'s. 3.73 e 3.74, na forma da Eq. 3.75 (para o índice n).

$$Z_n(x) = \sinh\left(\frac{\lambda_n x}{C}\right) + B_n \cosh\left(\frac{\lambda_n x}{C}\right) + \sin\left(\frac{\lambda_n x}{C}\right) + B_n \cos\left(\frac{\lambda_n x}{C}\right). \tag{3.75}$$

A Tabela 3.2 mostra que à medida que λ_n cresce, devido à expansão em série da Eq.3.66, faz com que na Eq. 3.18 (equação característica), o $\cosh(\lambda_n) \rightarrow (e^{\lambda_n})/2$, de tal forma que o $\cos(\lambda_n) \rightarrow 2 e^{-\lambda_n}$. Logo, à medida que os termos da série da Eq. 3.66 crescem, $\cos(\lambda_n)$ tende a zero. Assim, as raízes λ_n da Eq. 3.18 podem ser aproximadas a $\bar{\lambda}_n = \frac{\pi}{2}(2n+1)$ e da mesma forma para o índice j . Estes valores de $\bar{\lambda}_n$ foram registrados na Tabela 3.2 e se aproximam muito bem de λ_n para $n \geq 2$. A função $\sin(\lambda_n) \rightarrow (-1)^n$, à medida que λ_n cresce. Na Tabela 3.2, podem se inspecionar os valores de B indexado com n (ou com j) na Eq. 3.74 e que então se aproxima da Eq. 3.76.

$$B_n = -\frac{\cosh(\bar{\lambda}_n)}{\sinh(\bar{\lambda}_n) + (-1)^n}. \quad (3.76)$$

Tabela 3.2 – As raízes $\lambda_n = g_n C$, B_n e os valores aproximados de $\bar{\lambda}_n$ do modo $n = 1$ a 7.

n	$\lambda_n = g_n C$	B_n	$\bar{\lambda}_n$
1	4,73004	-1,01781	4,712
2	7,85321	-0,99922	7,858
3	10,99561	-1,00000	10,996
4	14,13716	-0,99999	14,1371
5	17,27876	-1,00000	17,2787
6	20,42035	-1,0	20,4203
7	23,56190	-1,0	23,5619

Podem se determinar as frequências naturais para os primeiros modos de vibração, usando as Eq.'s 3.71 e 3.72, com a aproximação dada pelo coeficiente B_n e o parâmetro $\bar{\lambda}_n$ visualizados na Tabela 3.2, sendo semelhantes para o índice j . As expressões da rigidez (Eq. 3.69) e massa (Eq. 3.70) detalhadas respectivamente pelas Eqs. 3.77 e 3.78 substituídas na Eq. 3.79, utilizando a função $Z(x)$ (indexada com n ou j) da Eq. 3.76, fornecem a frequência natural f_n para as vigas (isotrópicas e híbridas).

$$K_{jn} = D_{11} \alpha_{jn}, \quad (3.77)$$

$$M_{jn} = \rho A \beta_{jn}. \quad (3.78)$$

Onde o coeficiente de rigidez flexural da viga SMAHC na martensita é $D_{11} M = E_{fm} I_{yy}$ e na austenita é $D_{11} A = E_{fa} I_{yy}$, a densidade da viga (Eq. 3.36), pela regra das misturas, é ρ e a área da seção da transversal é $A = b \cdot h$. E ainda, os fatores das Eq.'s 3.77 e 3.78, respectivamente, são $\alpha_{nj} = \int_0^c Z_j''(x) Z_n''(x) dx$ e $\beta_{jn} = \int_0^c Z_j(x) Z_n(x) dx$. Fazendo o produto das funções de $Z''(x)$ (indexadas com n e j) para α_{jn} , dada pela Eq. 3.75, resulta em 16 integrais formadas. Da mesma forma para β_{jn} , com o produto das funções $Z(x)$ (indexadas com n e

j) se produz 16 integrais. Resolvendo as integrais para α_{jn} e β_{jn} e fazendo as manipulações algébricas necessárias, finalmente podem ser expressos por:

Para $n \neq j$

$$\alpha_{jn} = \frac{\bar{\lambda}_j^2 \bar{\lambda}_n^2}{L^4} (A_{jn} + C_{jn} - D_{jn} - E_{jn}),$$

$$A_{jn} = \frac{L}{2(\bar{\lambda}_n + \bar{\lambda}_j)} \left[(B_n B_j + 1) \sinh(\bar{\lambda}_n + \bar{\lambda}_j) (B_n + B_j) + (\cosh(\bar{\lambda}_n + \bar{\lambda}_j) - (-1)^{n+j+1}) \right],$$

$$C_{jn} = \frac{L}{2(\bar{\lambda}_n - \bar{\lambda}_j)} \left[(B_n B_j - 1) \sinh(\bar{\lambda}_n + \bar{\lambda}_j) - (B_n - B_j) (\cosh(\bar{\lambda}_n + \bar{\lambda}_j) - (-1)^{n-j}) \right],$$

$$D_{jn} = \frac{L}{(\bar{\lambda}_n^2 + \bar{\lambda}_j^2)} \left[(B_j \bar{\lambda}_j + B_n \bar{\lambda}_n) ((-1)^j \sinh(\bar{\lambda}_n) + (-1)^n \sinh(\bar{\lambda}_j)) \right],$$

$$E_{jn} = \frac{L}{(\bar{\lambda}_n^2 + \bar{\lambda}_j^2)} \left[(B_n B_j \bar{\lambda}_j + \bar{\lambda}_n) (-1)^j \cosh(\bar{\lambda}_n) + (B_n B_j \bar{\lambda}_n + \bar{\lambda}_j) (-1)^n \cosh(\bar{\lambda}_j) \right],$$

$$\beta_{jn} = A_{jn} + C_{jn} + D_{jn} + E_{jn}.$$

Para $n = j$

$$\alpha_{nn} = \frac{\bar{\lambda}_n^4}{2L^4} (F_{nn} - G_{nn} + H_{nn}),$$

$$F_{nn} = \frac{L}{2\bar{\lambda}_n} \left[B_n \cosh(2\bar{\lambda}_n) + \frac{(B_n^2 + 1)}{2} \sinh(2\bar{\lambda}_n) \right],$$

$$G_{nn} = \frac{L}{2\bar{\lambda}_n} \left[(4B_n \sinh(\bar{\lambda}_n) + 2(B_n^2 + 1) \cosh(\bar{\lambda}_n)) (-1)^n \right],$$

$$H_{nn} = \frac{L}{2\bar{\lambda}_n} (2\bar{\lambda}_n B_n^2 + B_n),$$

$$\beta_{nn} = F_{nn} + G_{nn} + H_{nn}.$$

No Apêndice F, pode ser visualizado o código em MATLAB, que fornece as frequências naturais para os modos de vibração ($n=1$ a 7), dadas pela Eq. 3.79:

$$f_n = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K_{jn}}{M_{jn}}}. \quad (3.79)$$

3.1.7.b – Frequências Naturais pelo Método de Autovalor do programa Ansys

A análise modal de vigas foi realizada por simulações numéricas no programa comercial ANSYS. Começou-se por uma viga isotrópica (aço) e depois, passou-se para as laminadas híbridas. Os valores obtidos por simulações numéricas dos módulos de elasticidade e frequências naturais até o 3º modo serão comparados com os das simulações analíticas (vide subseções 3.1.1 e 3.1.2) e ambos com resultados experimentais no capítulo 5 para todas as vigas. Existem diversas formas de se obter as equações algébricas de movimento para o MEF. Uma delas é utilizar o Princípio de D'Alembert para decompor em parcelas de forças de corpo de uma viga simétrica e delgada, que são associados aos efeitos de inércia em relação ao plano médio: (i) densidade linear $\rho_0 = \rho \cdot A$ (densidade volumétrica (ρ) pela área transversal (A) da viga), (ii) primeiro momento de massa, que é nulo neste caso de viga simétrica e (iii) segundo momento de massa (Mendonça, 2005). Os itens (ii) e (iii) são relacionados às inércias de rotação que serão desprezadas para vigas delgadas. Os módulos de elasticidade utilizados para simulações numéricas pelo MEF não terão os efeitos do cisalhamento transversal, para pequenas deflexões provocadas por cargas impulsivas de pequenas intensidades, que decaem rapidamente no tempo (Mendonça, 2005). A partir da aplicação de um impulso (tipo Delta de Dirac), pode se escrever uma expressão dinâmica que representa um sistema de equações diferenciais ordinárias de segunda ordem no tempo, de coeficientes constantes, em geral não-homogêneo para cada elemento “ i ”.

$$[K^i]\{U^i(t)\} + [M^i]\{\ddot{U}^i(t)\} = \{F^i(t)\} = 0. \quad (3.80)$$

Em casos de um sistema dinâmico linear pode se fazer a superposição das matrizes da Eq. 3.80 e obter a equação algébrica de movimento global para o modelo proposto de viga laminada delgada para pequenas deformações submetidas somente à força de inércia translacional na direção da espessura (Z), como:

$$[K]\{U(t)\} + [M]\{\ddot{U}(t)\} = \{F(t)\} = 0. \quad (3.81)$$

É importante salientar que a dinâmica de laminados se diferencia apenas pela matriz de rigidez, $[K]$. A matriz de inércia $[M]$, simétrica e positiva, neste caso, tem todos os

autovalores positivos e é inversível, que depende da massa da viga. A Equação 3.81 é um problema clássico de dinâmica linear, buscando a solução nodal $\{U(t)\}$ a cada instante, dado o histórico de cargas nodais, neste caso $\{F(t)\} = 0$, com configuração do sistema no instante inicial $\{U(0)\}$ e as condições de contorno livres nas extremidades da viga. Este é o caso de vibração livre não-amortecida de vigas laminadas com e sem filamentos metálicos.

Foram utilizados para a simulação numérica pelo programa ANSYS 12.1 três tipos de elementos quadráticos 3-D: de viga (Beam189), de casca (Shell281) e sólido prismático (Solid186). E os códigos respectivos podem ser encontrados no Apêndice E. Os elementos Shell281 e Solid186 são representados respectivamente pelas Figuras 3.8 e 3.9.

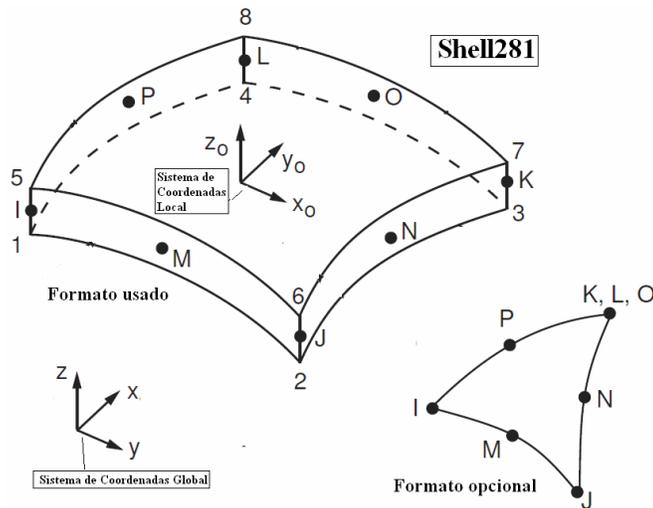


Figura 3.8 – Elemento Shell281 (3-D) com 8 nós e 6 graus de liberdade.

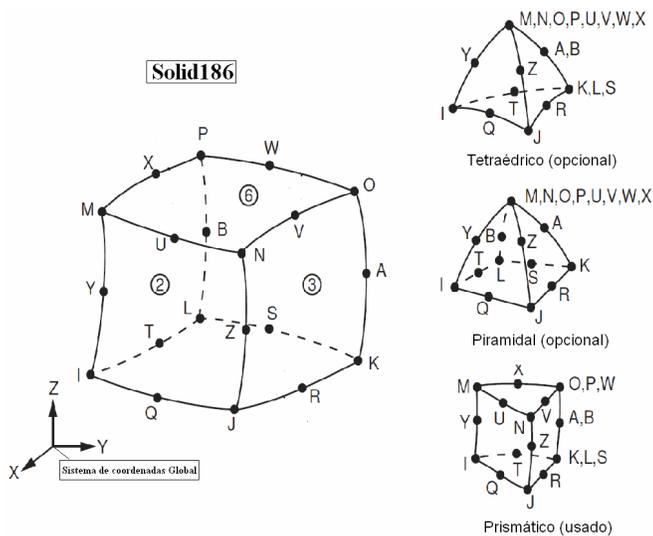


Figura 3.9 – Elemento Solid186 com 20 nós e 6 graus de liberdade.

4 – MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 – FABRICAÇÃO DE COMPÓSITOS HÍBRIDOS ADAPTATIVOS

Foram confeccionados dois tipos de compósitos adaptativos: (i) vigas; e (ii) barras. Na fabricação das vigas SMAHC procurou-se adequar a geometria dos cp's à norma para ensaios de compósitos sob flexão, ASTM D-790-10. Neste caso, foram embebidos até 8 fios de SMA (Ni-Ti) ao longo do comprimento da viga, distribuídos em duas camadas simétricas e mais afastadas possível em relação ao plano médio, conforme a seção transversal ilustrada na Figura 4.1. As vigas incorporam 19 lâminas, sendo 17 passivas e 2 ativas. As 2 camadas ativas foram dispostas simetricamente em relação ao plano médio. As 17 camadas passivas, de matriz epóxi reforçada com mantas de fibras picadas de vidro-E, foram de dois tipos, sendo 13 no núcleo e 4 mais externas (duas e duas, também dispostas simetricamente ao plano médio) em relação às camadas ativas com fios de Ni-Ti. Foram escolhidos, inicialmente, dois sistemas de epóxi de cura a frio: (i) HY 1316 / LY 1208 e (ii) Araldite F / LY 956. Foi utilizado o epóxi do tipo (i) nas camadas passivas e o (ii) nas ativas. Posteriormente, nas vigas de cura a quente, foi utilizado o sistema, HY 1316 / LY 1316 em todas as 19 camadas. As vigas foram consolidadas, dependendo de cada caso, com e sem bolsa de vácuo. Antes de se utilizar os fios de Ni-Ti, fabricaram-se algumas vigas convencionais (passivas), tais como: compósitas sem fios, com 10 a 23 camadas de vidro-E/epóxi, de cura a frio e quente, com e sem bolsa de vácuo; bem como vigas com manta de fibras de vidro, epóxi e fios de aço, de cura a frio e sem bolsa de vácuo. As vigas foram confeccionadas de comprimento de 115 mm a 467 mm e de espessura de 5,90 mm a 15,15 mm para alcançar os objetivos deste trabalho.

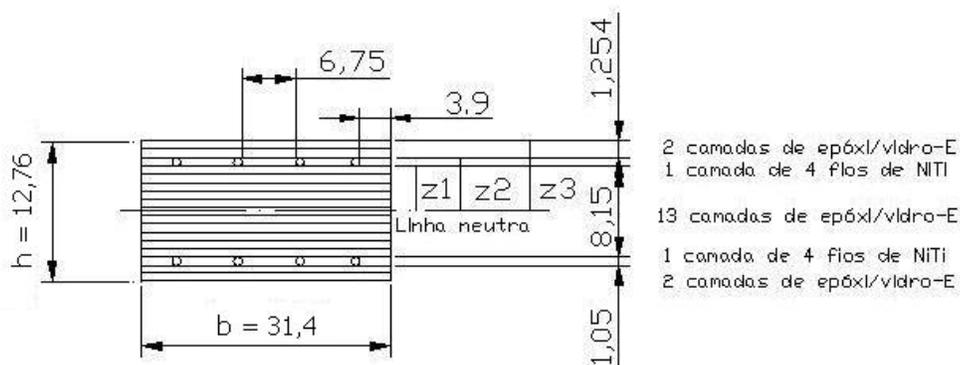


Figura 4.1 – Seção de viga SMAHC em relação ao plano médio (cotas em mm).

Foram confeccionadas barras SMAHC para testes de tração até a ruptura, dimensionadas baseando-se na norma para ensaios de compósitos sob tração, ASTM D-3039-08. As barras se apresentam com e sem fios, sem bolsa de vácuo, e com proteções nas extremidades, chamadas *tabs*, e constituídas por conjuntos simétricos de 7 tiras de comprimento variável de mantas de vidro-E/epóxi, conforme se mostra na Figura 4.2.

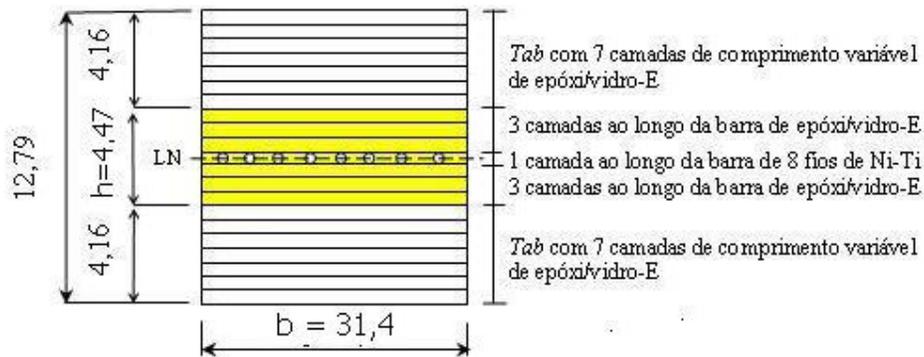


Figura 4.2 – Seção de barra SMAHC em relação ao plano médio (cotas em mm).

Uma das contribuições deste trabalho é de projetar uma nova bancada de fabricação manual, em relação à concepção inicial de Castilho (2008) que utilizou um molde fêmea simples, desenvolvendo um molde fechado, tipo macho-fêmea, a partir de perfil “U” de alumínio fixado sobre um perfil de aço (suporte), e acoplado a um dispositivo de estiramento de fios metálicos, conforme ilustrado na Figura 4.3. A bancada de fabricação possui acessórios internos e externos ao molde fêmea, com duas funções durante a fabricação, que inicia como bloco-guia e termina em suporte de fixação de fios. Por meio deste novo dispositivo, foi possível manter os fios metálicos estirados e alinhados, durante a fabricação de vigas e barras SMAHC. A vista em elevação do molde fêmea e o detalhamento do seu dimensionamento são vistos nas Figuras 4.4 e 4.5, respectivamente. O acessório externo ao molde e o parafuso de estiramento são visualizados na Fig. 4.6 e o detalhamento da presilha de fixação de fios é mostrado na Figura 4.7. Pode-se confeccionar nesta bancada, cujo molde fêmea tem 1220 mm de comprimento, até três vigas (ou barras) híbridas num mesmo ciclo de fabricação. Ao término da laminação, um molde macho (barra oca de seção quadrada) de aço que encaixa dentro do molde fêmea fecha o molde como um todo. Combinando-se de dois até seis pares de blocos-guias, dentro do molde fêmea, é possível flexibilizar-se o processo e produzir cp's com

comprimentos nominais de 300 a 1200 mm, largura fixa de 31,4 mm e espessura de até 30 mm.

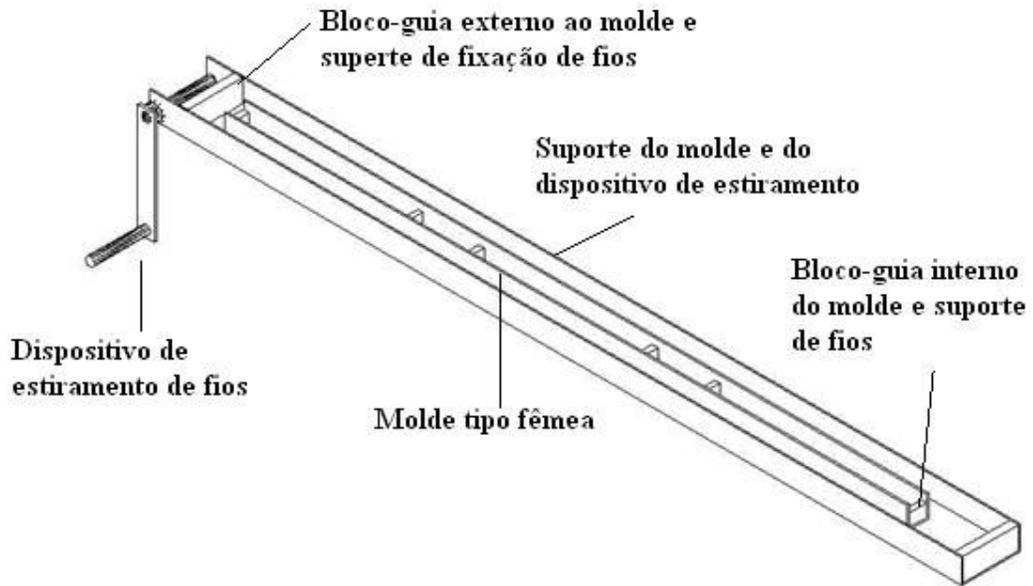


Figura 4.3 – Bancada de fabricação de vigas e barras compósitas híbridas com e sem fios.

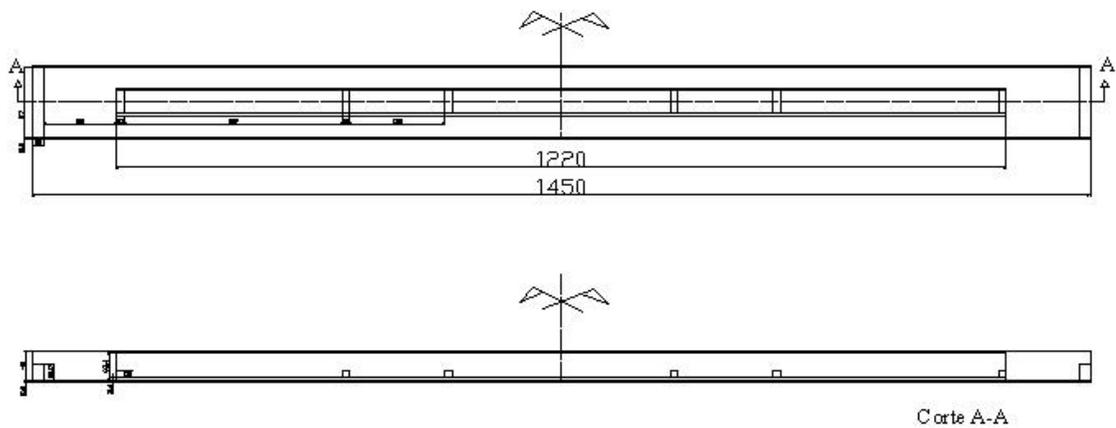
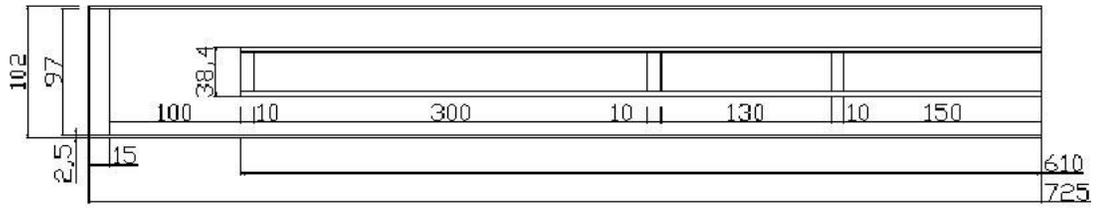
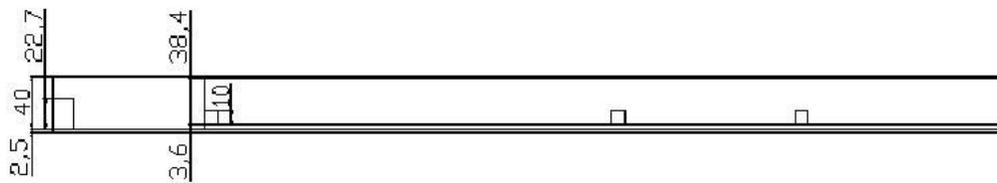


Figura 4.4 – Vista em elevação do molde de vigas e barras fixado num suporte de aço.



Detalhe da Vista Superior



Detalhe do Corte A-A

Figura 4.5 – Detalhamento de dimensionamento de molde de vigas.

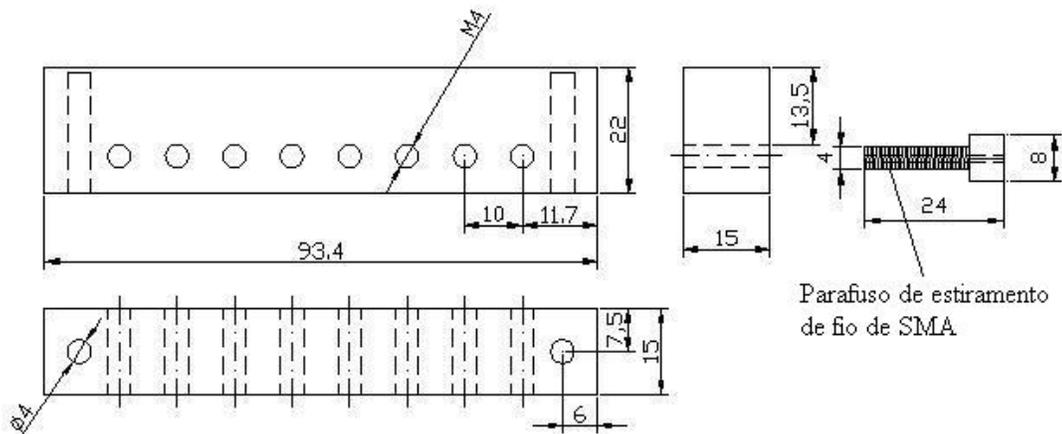


Figura 4.6 – Detalhamento do bloco-guia externo e parafuso de estiramento de fios.

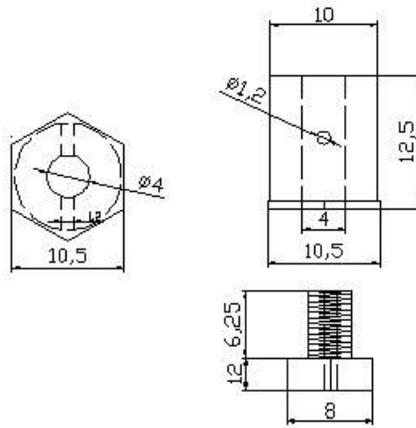


Figura 4.7 - Detalhamento da presilha metálica de travamento de fios.

É importante salientar que existem duas disposições possíveis de fios para os cp's de SMAHC. As Figuras 4.8 e 4.9 mostram os acessórios (blocos-guias de fios de SMA) do molde do tipo Par (8 furos) e Ímpar (7 furos), respectivamente. Estas configurações geométricas foram definidas para que o cp possua a maior simetria possível em relação à disposição dos fios na direção da largura e da espessura da viga. Por isso, deve ter um espaçamento adequado ao longo da largura para uma quantidade variável de fios nas vigas. Lembrando que o bloco-guia faz com que os fios de SMA fiquem alinhados e esticados num certo plano, afastado ao da linha neutra das vigas. E no caso de barras, os fios fiquem no plano médio. O bloco-guia servirá também de elemento de moldagem, que possui uma vedação (fita plástica adesiva) não deixando a resina aderir a sua superfície e escorrer pelos seus orifícios no estágio de cura.

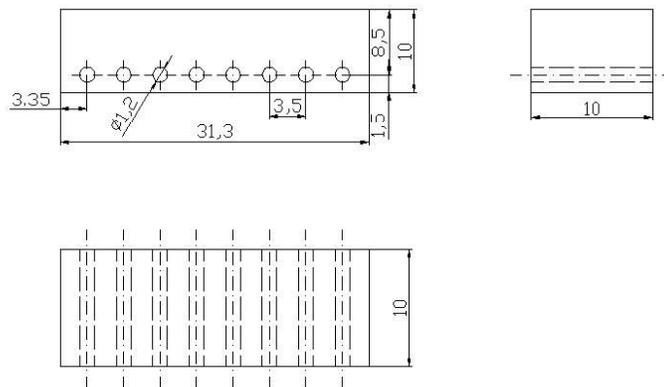


Figura 4.8 – Detalhamento de bloco-guia de fios do tipo Par do molde fêmea.

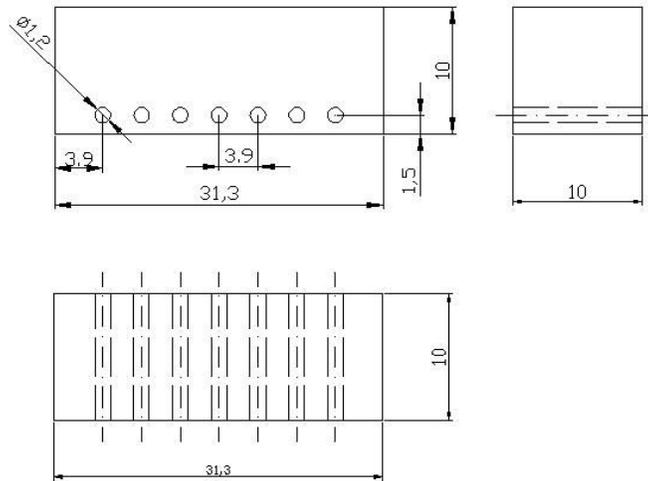


Figura 4.9 – Detalhamento de bloco-guia de fios do tipo Ímpar do molde fêmea.

Uma furadeira de coordenadas foi utilizada para fazer os furos de diâmetro de 1,2 mm nos blocos-guias do molde, de alumínio, e suportes de fixação externos ao molde, de aço SAE 1020. Os suportes de fixação dos fios, fixados em cada extremidade do suporte do molde, são mostrados na Figura 4.10. O dispositivo de estiramento de fios, de aço SAE 1030, foi fixado no perfil de aço, visto na Figura 3.10a.

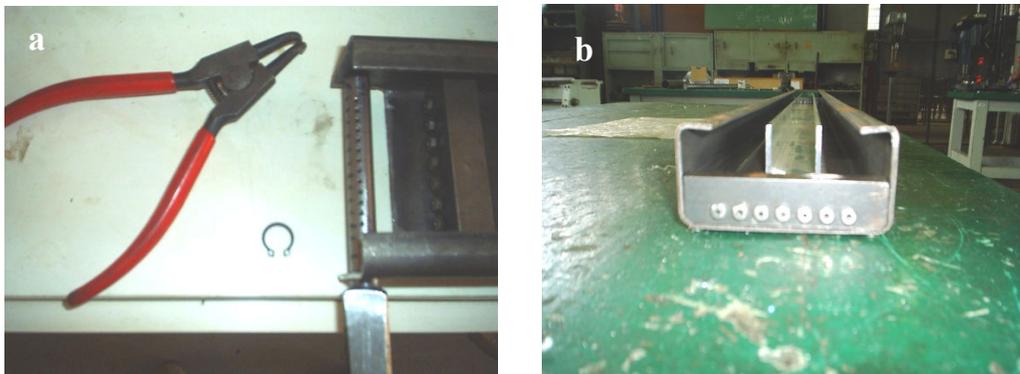


Figura 4.10 – Dois suportes de fixação com parafusos de estiramento dos fios nas extremidades do perfil “U” de aço do lado (a) com e (b) sem dispositivo de estiramento.

O planejamento geral da metodologia com as etapas de fabricação de vigas e barras é mostrado através de um fluxograma na Figura 4.11.

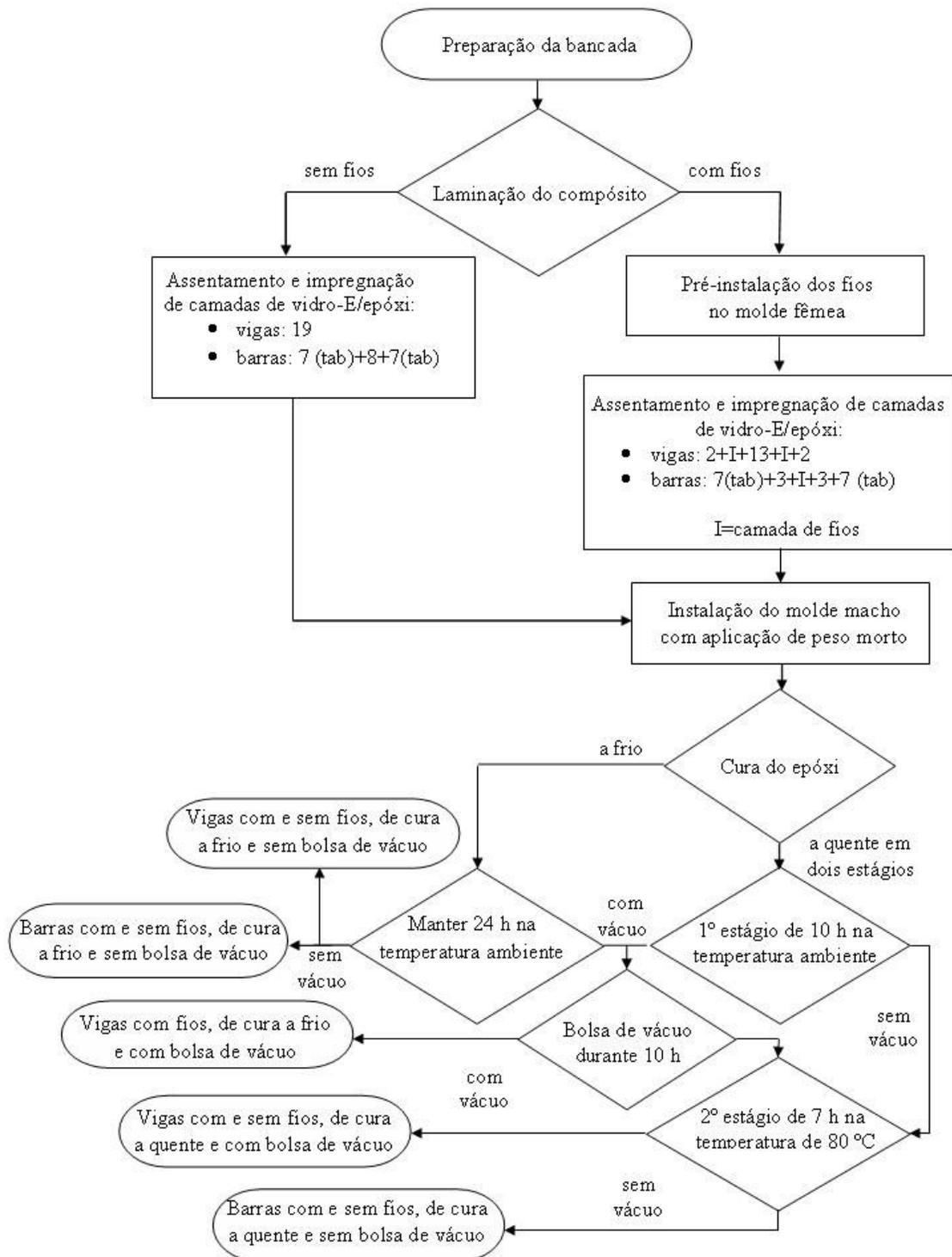


Figura 4.11 – Fluxograma de fabricação de barras e vigas SMAHC.

4.1.1 – Procedimentos na Fabricação de Compósitos com Filamentos Metálicos

Utilizando o molde fechado tipo macho-fêmea, mostrado nas Figuras. 4.2 e 4.3, com dispositivo de estiramento acoplado, as vigas SMAHC foram fabricadas em etapas na bancada de fabricação. Inicialmente, produziu-se uma viga com comprimento de 300 mm, largura de 31,4 mm e espessura média de 11,64 mm, com duas camadas de quatro fios de aço galvanizado BWG 20 da Morlan, com diâmetro nominal de 0,89 mm, dispostos simetricamente em relação ao plano médio. Utilizou-se o Araldite com adesivo LY 1316 (100 partes por peso) e endurecedor HY 1208 (13 partes por peso), da Maxepóxi, curado a temperatura ambiente por 24 horas. Os detalhes de cada etapa são descritos a seguir.

4.1.1a - Preparação do molde tipo fêmea com os fios metálicos pré-instalados

O primeiro passo foi a fixação de dois blocos-guias (da Fig. 4.9) sobrepostos, do tipo Ímpar, afastados entre si de 300 mm. Passando à aplicação de desmoldante nas superfícies internas dos moldes e blocos guias. Depois, se passaram os oito fios de aço em cada furo do bloco-guia até alcançar o suporte de fixação do lado do dispositivo de estiramento. Na sequência, se prendeu com presilhas de travamento por pares de fios, utilizando o bloco-guia interno do molde como suporte de fixação, conforme a Figura 4.12. Os fios foram cortados com comprimento mínimo de 550 mm para que fiquem encurvados para fora do molde, durante a laminação das camadas de manta. Este procedimento foi importante porque o tempo de instalação de oito fios esticados, apropriadamente (40 minutos), é superior ao tempo de gel do epóxi de cura a frio, que é de 30 minutos a 25 °C.

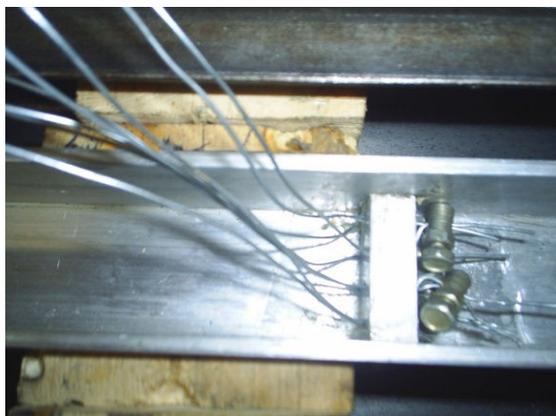


Figura 4.12 – Fixação com dois fios por presilha junto aos blocos-guias sobrepostos.

O segundo passo foi passar os quatro fios de aço da camada de fundo da viga nos furos do eixo de estiramento, conforme a Fig. 4.13, para facilitar a tarefa de esticá-los com uma manivela, durante a laminação. Ao final, passou-se desengraxante, neste caso, acetona industrial nos fios instalados no molde.



Figura 4.13 – Passagem dos quatro fios da camada de fundo do molde pelo eixo de estiramento e os quatro fios da camada superior livres do dispositivo nesta etapa.

4.1.1b - Laminação de manta de fibras de vidro-E e matriz epóxi

No primeiro momento, desenham-se as linhas de corte num pedaço escolhido de manta de fibras picadas de vidro-E (gramatura de 225 g/m^2) com espessura mais regular possível, mostrado na Fig. 4.14, obtendo-se após os cortes 16 tiras de dimensões médias de comprimento de 298 mm, largura de 30 mm e espessura de 0,5 mm.

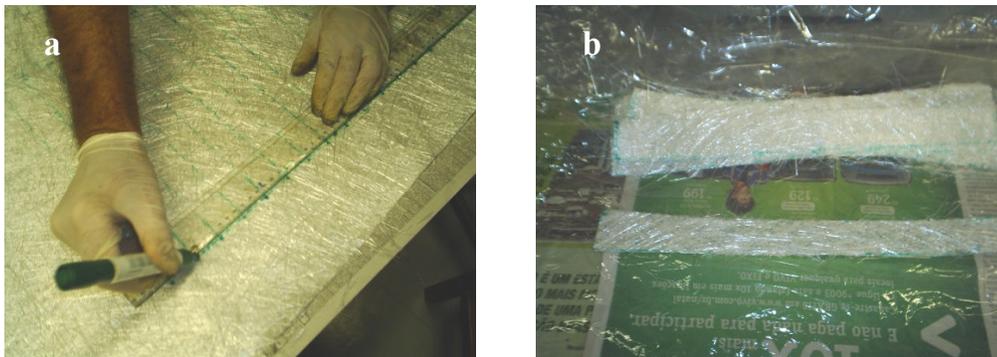


Figura 4.14 – Operação de (a) preparação e (b) corte de tiras da manta de vidro-E.

Na Figura 4.15, é mostrada a mistura do adesivo LY 1316 com o endurecedor HY1208 pesada na balança digital Balmak, de capacidade de 7 kg com resolução de 1 g, para se medir as massas dos fios metálicos, das mantas de vidro-E. A execução da laminação foi dividida em 3 etapas de 30 minutos cada, devido ao tempo de gel da resina epóxi.



Figura 4.15 – Balança digital para pesar os fios metálicos, mantas de vidro-E e o epóxi.

Após aplicar resina no molde fêmea e laminar as 2 primeiras mantas, esticaram-se e travaram-se os quatro fios inferiores. Laminou-se mais 12 lâminas de vidro-E, do núcleo da viga, estiraram-se mais quatro fios da camada superior e finalizou-se com mais duas mantas de vidro-E. A sequência desta primeira laminação, de 18 camadas, foi de 2+1+12+1+2. A confecção da viga foi executada com um operador para a laminação das camadas, e outro, para o estiramento de fios, conforme ilustrado na Figura 4.16.



Figura 4.16 – Fabricação de vigas compósitas híbridas com tiras de mantas isotrópicas de vidro-E e fios, ambos impregnados com epóxi de cura a frio.

4.1.1c - Instalação do molde tipo macho da viga compósita híbrida

Na Figura 4.17, pode-se observar a maneira de colocação do molde tipo macho, dentro do sulco prismático do molde fêmea. Em ato contínuo, um peso morto de 18 kgf é aplicado sobre o molde macho para fazer pressão de 0,20 atm, durante a cura a frio, de 24 horas.

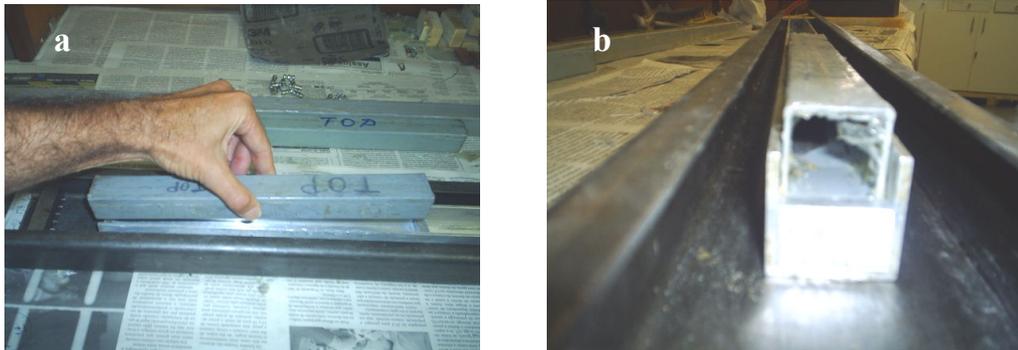


Figura 4.17 – Vista do molde macho no final da laminação: (a) superior e (b) de perfil.

4.1.2 – Fabricação das Vigas SMAHC

Adotando-se o mesmo procedimento das vigas de materiais convencionais, dois grupos de vigas SMAHC, com e sem bolsa de vácuo, foram confeccionados: (i) cura a frio; e (ii) cura a quente. Foi acrescentada mais uma camada de vidro-E/epóxi no núcleo (de 12 para 13 camadas) da viga, obtendo-se na sequência de camadas a ordenação 2+1+13+1+2. Os fios de Ni-Ti foram decapados com reagente Kroll (94,5 % de água destilada, 3% de ácido fluorídrico, P.A., e 2,5% de ácido nítrico P.A., por volume), durante 40 minutos, para aumentar a aderência dos fios com o epóxi, além de melhorar a condutividade para os ensaios realizados com corrente elétrica.

4.1.2a - Fabricação de viga SMAHC do grupo (i) na temperatura ambiente (25 ± 3 °C)

Nas 17 camadas de vidro-E/epóxi, impregnou-se com a mesma resina epóxi já descrita. E nas duas camadas de fios, foi empregado o Araldite F (100 partes por peso) e o endurecedor HY 956 (25 partes por peso). Na camada de fios de alguns cp's, foram adicionadas, entre os fios, duas tiras de *roving* de vidro-E. A consolidação das vigas

SMAHC foi feita, inicialmente, apenas aplicando um peso morto de 18 kgf (pressão de 0,20 atm) sobre o molde macho. E, posteriormente, dentro de uma bolsa com vácuo de até 0,070 MPa (0,70 atm), por 12 horas.

Para o processo de cura a vácuo (até 1atm), após a laminação, a bancada com o molde foi envolvida com uma bolsa de plástico, sustentada por uma caixa de madeira e vedada com massa nas bordas, conforme mostrado na Figura 4.18. A parte superior da caixa tem uma abertura para a passagem de um pistão retangular de madeira, que foi posicionado sobre o molde macho e depois aplicado um peso morto de 18 kgf sobre ele.



Figura 4.18 – Processo com bolsa de vácuo a frio para cp's.

4.1.2b - Fabricação de viga SMAHC do grupo (ii)

Foram fabricadas de forma semelhante à de fios de arame, apenas substituindo a matriz por uma resina, de cura a quente, com adesivo HY 1316 (100 partes por peso) e endurecedor LY 1316 (23 partes por peso). Também, em alguns cp's, foram introduzidos *rovings* na camada de fios de forma idêntica a das vigas do grupo (i). Desta maneira, foram realizados em dois estágios de cura totalizando 17 horas: (i) 10 horas iniciais na temperatura ambiente e (ii) 7 horas restantes, na temperatura de 80 °C. As vigas deste grupo foram confeccionadas com e sem bolsa de vácuo. As vigas com bolsa de vácuo foram fabricadas também por um sistema mais eficiente pela empresa Hot Bonder. Neste caso, o intuito foi comparar o processo dessa empresa com o proposto por este trabalho. A empresa parceira usou ainda outro epóxi de cura a quente de 4 h: (i) 80 °C de 2 h e (ii) 121°C de 2 h.

4.1.2c - 1º estágio de cura na temperatura ambiente ($25 \pm 3 \text{ }^\circ\text{C}$)

O processo de vigas com bolsa de vácuo é realizado, no 1º estágio de cura, com o mesmo procedimento que o das vigas do grupo (i). A bancada é colocada sobre uma placa térmica da Marconi, com capacidade até $300 \text{ }^\circ\text{C}$ e resolução de $1 \text{ }^\circ\text{C}$, conforme Figura 4.19, onde fica durante o 1º estágio de cura a frio de 10 h.



Figura 4.19 – Bancada de fabricação de vigas híbridas sobre a placa térmica.

4.1.2d - 2º estágio de cura a quente na temperatura controlada de $80 \text{ }^\circ\text{C}$ e $121 \text{ }^\circ\text{C}$

O 2º estágio foi monitorado com um termômetro, modelo ET-1400, da Minipa, com faixa de $-40 \text{ }^\circ\text{C}$ a $+150 \text{ }^\circ\text{C}$ e resolução de $1 \text{ }^\circ\text{C}$, fixando um termopar tipo J no molde fêmea, que indicou a temperatura de $80 \text{ }^\circ\text{C}$, durante a cura da resina LY 1316 / HY 1316.

Alguns cp's, com o mesmo epóxi, ao longo dos dois estágios, foram curados a vácuo pelo sistema Hot Bonder, como ilustrado na Figura 4.20. O aquecimento no 2º estágio foi realizado com uma manta térmica (*heat blanket*), com a temperatura controlada a $80 \text{ }^\circ\text{C}$, sob o perfil U de aço da bancada de vigas. O sistema pórtico-perfil U foi coberto com uma bolsa de poliamida (*nylon*) transparente, vedada com fita selante (*bam-bam*). A cura a quente foi realizada simultaneamente com aplicação de vácuo ($0,070 \text{ MPa}$). O processo de cura a quente e bolsa de vácuo da Hot Bonder pode ser visualizado na Figura 4.21. Adicionalmente, também foram fabricados cp's usando um sistema epóxi de cura total em 4 h: (i) de $80 \text{ }^\circ\text{C}$ de 2 h e (ii) de $121 \text{ }^\circ\text{C}$ de 2 h. Com este último, foi preciso usar uma mesa de aço robusta para resistir ao 2º estágio de $121 \text{ }^\circ\text{C}$.

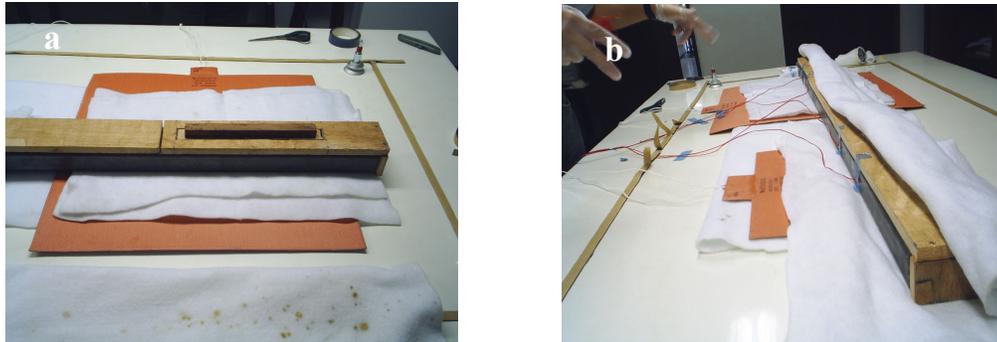


Figura 4.20 – (a) Preparação da manta térmica e o cobrimento da bancada com (b) o absorvente polimérico branco.

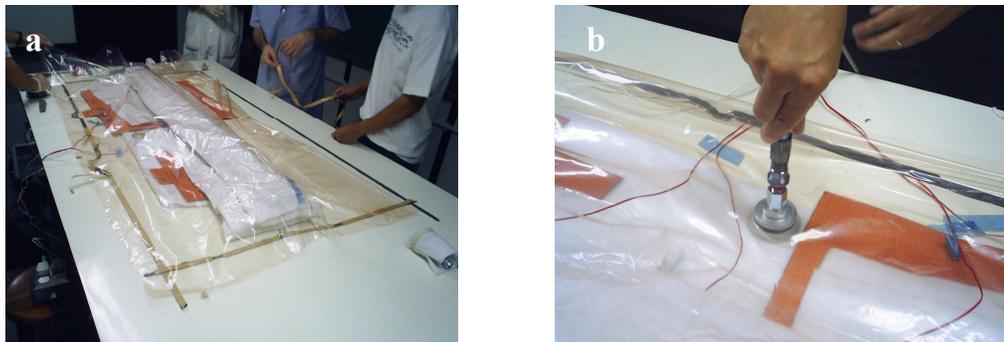


Figura 4.21 – (a) A montagem completa dos materiais e equipamentos da Hot Bonder para a cura a quente em dois estágios com bolsa de vácuo e (b) fixação do *plug* do manômetro.

4.1.3 – Fabricação de Barras SMAHC para Ensaios de Tração

Ao caracterizar o material SMAHC como compósito híbrido adaptativo, também é oportuno determinar o módulo de elasticidade e a resistência mecânica à ruptura por tração. As barras de compósito híbrido com fios (arame e Ni-Ti) foram confeccionadas com geometria baseada na norma para compósitos convencionais, ASTM D-3039-08. As recomendações da norma é que os cp's devem ter valores mínimos de comprimentos total e útil respectivos de 254 mm e 127 mm, largura de 25,4 mm e espessura útil máxima de 25,4 mm. Nas extremidades do cp, deve haver dois reforços (*tabs*) que serão embutidos com o mesmo material do seu comprimento útil, durante a laminação. Para isso, foi fabricado um molde tipo macho-fêmea, mostrado nas Figuras 4.22 a 4.24, que permite que os *tabs*, com ângulo de chanfro de 5°, tenham comprimento mínimo de 38 mm e espessura de 1,5 a 4 vezes a espessura do comprimento útil do cp.

Fabricaram-se dois grupos de cp's de compósito híbrido com fios de Ni-Ti, de comprimentos total e útil respectivos de 260 mm e 140 mm, de largura 31,4 mm e de espessura útil até 5 mm, com dois sistemas de epóxi de cura: (j) a frio (HY 1316 / LY 1208 e Araldite F / LY 956 só na camada de fios) e (jj) a quente (HY 1316 / LY 1316). A barras com e sem fios de arame com geometria semelhante às de Ni-Ti foram laminadas inicialmente apenas com o epóxi HY 1316 / LY 1208 para testar o processo.

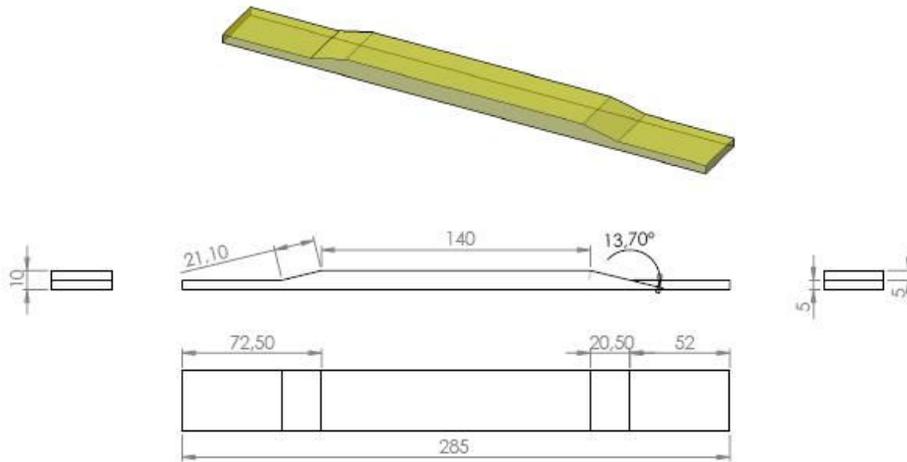


Figura 4.22 – Detalhamento do molde fêmea da bancada de fabricação de barras com *tabs*.

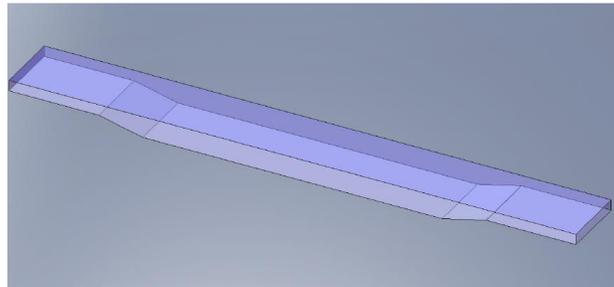


Figura 4.23 – Detalhamento de um molde macho para fabricação de barras compósitas híbridas com fios metálicos e *tabs* nas extremidades.

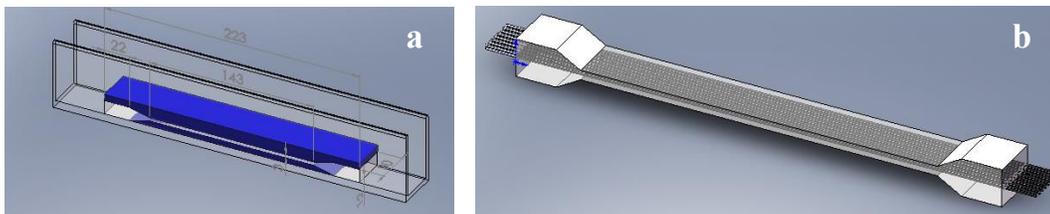


Figura 4.24 – (a) Barra SMAHC dentro do molde e (b) finalizado do grupo (j)

4.1.3a - Preparação do molde tipo fêmea

Foram usinadas duas peças de alumínio de 260 mm de comprimento, 31,4 mm de largura, de espessura na região central e dos *tabs*, 10 mm e 5 mm, respectivamente. O *tab* de comprimento de 72,5 mm foi adoçado com comprimento de 20,5 mm (vide Fig. 3.22). O comprimento nominal útil, fora da região dos *tabs*, do molde tipo macho-fêmea é de 140 mm. A Figura 4.25 mostra o cavalete usinado e montado dentro do sulco do molde (fêmea). Depois de fixar o molde (tipo fêmea) na base de aço da bancada, a instalação dos fios pode ser realizada. Passou-se em todas as peças do molde tipo macho-fêmea uma cera desmoldante. A fixação de no máximo oito fios, com comprimento individual de 450 mm, foi realizada com quatro presilhas, um para cada par de fios no próprio bloco-guia de alumínio em uma extremidade e na outra, com uma presilha por fio no suporte de fixação de aço, visualizado na Figura 4.26. Ao final, os fios (Ni-Ti) foram decapados com o reagente Kroll, fixados no molde, desengraxados com acetona e secos com algodão.



Figura 4.25 – Cavalete de alumínio aparafusado no sulco do molde fêmea que permite confeccionar os *tabs* embutidos nas barras de até oito fios.



Figura 4.26 – Instalação de oito fios nos blocos-guias do molde fêmea e perfil U de aço.

4.1.3b - Fabricação de barras do grupo (j) na temperatura ambiente ($25 \pm 3 \text{ }^\circ\text{C}$)

Os cp's foram fabricados com uma camada de até oito fios de Ni-Ti (e de arame) no plano médio, embebidos em epóxi de cura a frio, e reforçado com mantas isotrópicas de vidro-E. Tendo em vista a variação na espessura na região dos *tabs*, foram cortados 4 conjuntos (2 para cada extremidade) de tiras de manta de vidro-E com diferentes comprimentos, conforme ilustrado na Figura 4.27, as quais foram laminadas simetricamente em relação às seis tiras da região central, a ser tracionada. O cp foi confeccionado, partindo da base do molde fêmea, com os *tabs* de comprimento variável, em mm, dado pela sequência do 1º conjunto de sete tiras: 50, 54, 58, 61, 64, 67 e 70. A disposição geral das tiras no cp, partindo da base do molde fêmea, intercaladas com a única camada de fios no plano médio foi de: 7 (*tab*) + 3 + 1 + 3 + 7 (*tab*).

O próximo passo é pesar as fibras de vidro-E e determinar através de um fator de multiplicação apropriado (neste caso, 1,5), o valor do peso da resina epóxi a ser utilizada.

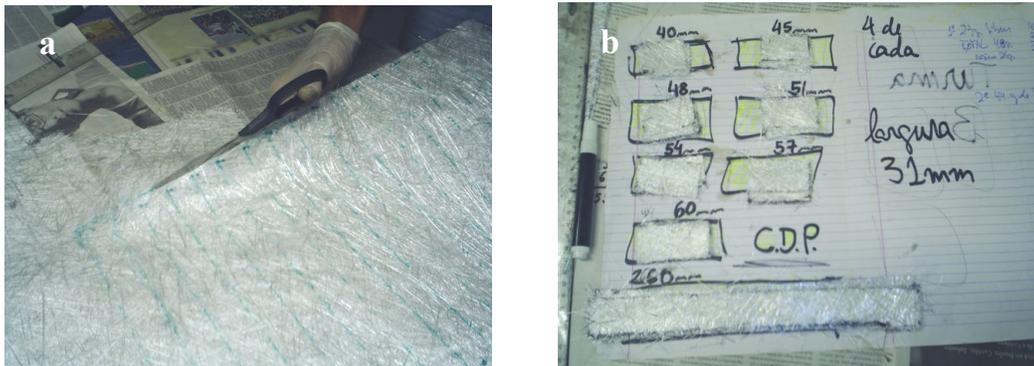


Figura 4.27 – (a) Corte da manta em tiras de vidro-E para (b) os *tabs* e o corpo da barra.

O processo de laminação começa com a impregnação de dois conjuntos de sete tiras de comprimento variável na região dos *tabs* intercaladas com seis tiras de comprimento de 260 mm, mostrado na Figura 4.28. Observando que após a 3ª camada das tiras do comprimento útil, passou-se a esticar os fios, simultaneamente, com o dispositivo de estiramento usado para vigas, até ficarem esticados.

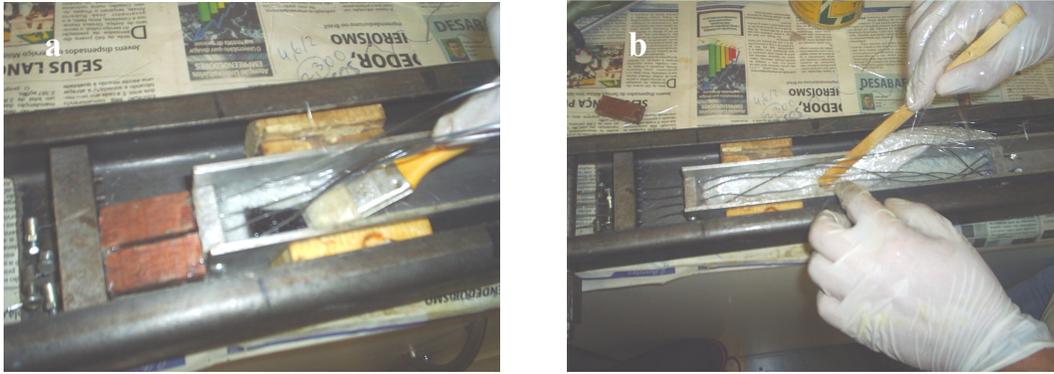


Figura 4.28 – Laminação (a) iniciada nos tabs e (b) continuada no corpo da barra híbrida.

4.1.3c - Fabricação de barras do grupo (jj) na temperatura controlada de 80 °C

Os procedimentos de laminação foram semelhantes ao do grupo (j). E para a cura do epóxi (HY 1316 / LY 1316) foram executados os dois estágios já descritos na subsecção 4.1.2, com a placa térmica (vide Figura 4.19).

As Figuras 4.29 e 4.30 mostram diferentes cp's de compósitos com e sem fios fabricados. Os dois primeiros de SMAHC são de cura a frio (1°) e a quente (2°).

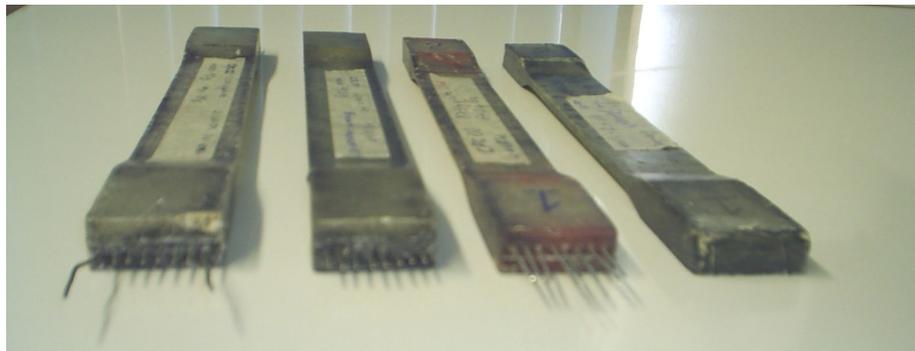


Figura 4.29 – Barras compósitas, ordenadas da esquerda para a direita: 1ª e 2ª são de SMAHC e 3ª e 4ª com e sem fios de aço, respectivamente.

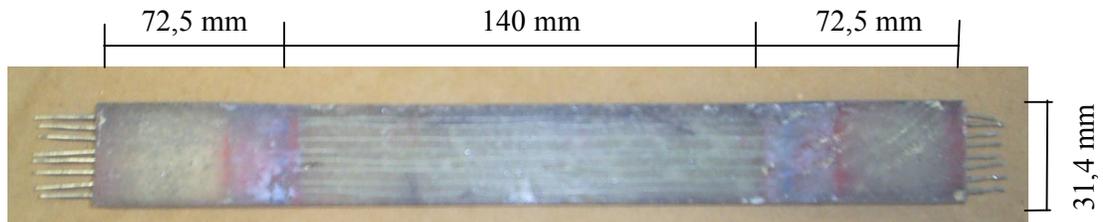


Figura 4.30 – Barra SMAHC com oito fios de Ni-Ti de cura a quente e sem bolsa de vácuo.

4.1.4 - Fabricação de Amostras de Fios de Arame e de Ni-Ti para Tração

Foram usinados 2 pares de mordentes de aço SAE 1045, desenvolvidos para serem acoplados às garras da máquina de tração, MTS-810, e agarrarem os fios de Ni-Ti e arame. Na Figura 4.31, pode se visualizar que as garras possuem uma fenda para encaixe do mordente do fio e a amostra de fio instalada no mordente.

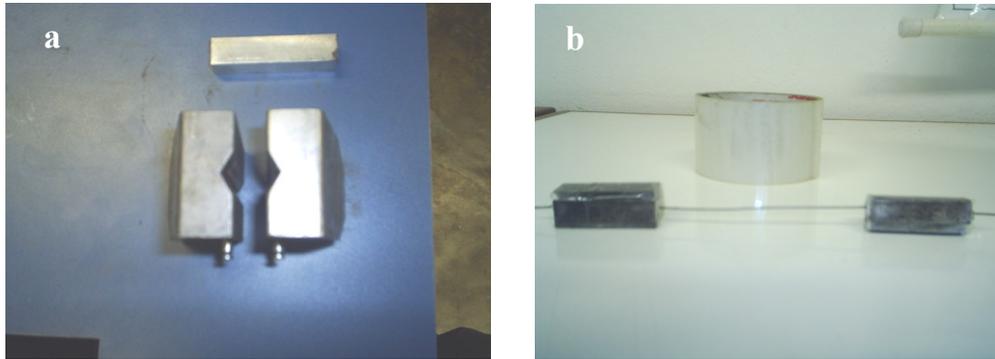


Figura 4.31 – (a) Vista superior das garras da MTS-810 para prender (b) amostras de fios de Ni-Ti em ensaios de tração.

O mordente é de comprimento de 45 mm e seção transversal quadrada de lado 10 mm, bipartida diagonalmente, conforme se mostra na Figura 4.31b. O comprimento de engastamento do fio no mordente é de 20 mm e um furo de diâmetro variável, de 1 mm a 2 mm, foi feito para facilitar o alinhamento e a saída dos fios. Nos ensaios a quente dos fios de SMA, estes serão conectados a um sistema de aquecimento por corrente elétrica.

O fio de arame zincado e de Ni-Ti foram de comprimento livre maior que 127 mm, em relação aos mordentes que foram instalados nas garras da MTS. O fio foi colado no centro de uma das partes do mordente com *ester cianoacrilato*, da Locite. E a outra parte foi sobreposta, envolvendo ambas com uma fita adesiva para facilitar a fixação na MTS. A Figura 4.31b mostra o fio de Ni-Ti colado numa das partes do mordente e o cp pronto.

A configuração geométrica do cp ensaiado na austenita (69 °C) foi semelhante ao do cp na martensita (25 °C). Foi necessário um encapsulamento do fio de Ni-Ti a 69 °C (aquecido por efeito Joule) em relação às garras da MTS para o isolamento elétrico. Um molde tipo macho-fêmea, de madeira, foi usinado com furo central de diâmetro de 4,6 mm e comprimento de 45 mm (igual ao do mordente). O encapsulamento é constituído de uma

camada de manta de vidro-E, embebida com epóxi (Araldite F / LY 956) para resistir à temperatura máxima de 80 °C. A fração volumétrica de vidro-E foi de 30 % e de 70 % de epóxi, sem bolsa de vácuo. A Figura 4.32a mostra o material de moldagem do encapsulamento, de cura a frio de 24 horas, depois que se passou cera desmoldante no molde, decapante (Kroll) e finalmente, desengraxante (acetona) no fio. A Figura 4.32b mostra a amostra de fio encapsulada pronta para instalação no mordente.

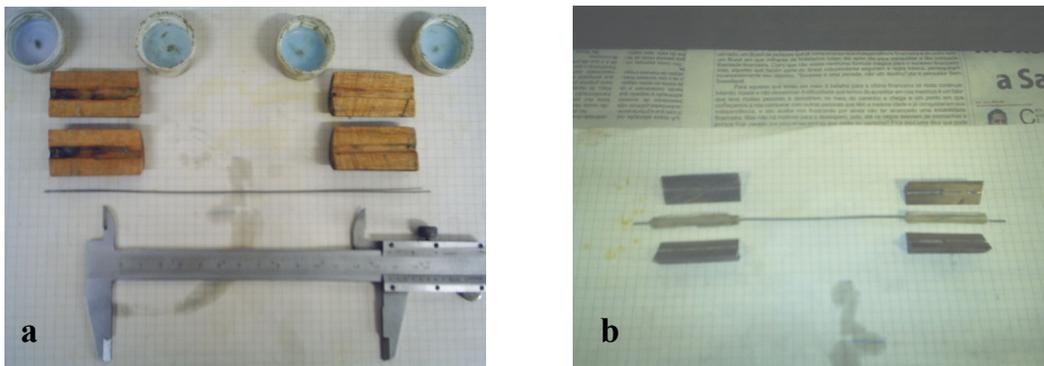


Figura 4.32 – (a) Encapsulamento de fio de Ni-Ti com fibras de vidro-E/Araldite F, sem bolsa de vácuo e (b) amostra pronta para a fixação no mordente.

4.2 – CARACTERIZAÇÃO TERMOMECÂNICA DE CP'S DE SMAHC

Esta seção trata das caracterizações: (i) dinâmica, de vigas convencionais e SMAHC; e (ii) estática, por tração até a ruptura, dos fios de arame zincado e de Ni-Ti e barras compósitas convencionais e SMAHC. Em especial, nos fios de Ni-Ti, serão realizadas caracterizações termomecânicas, a 25 °C e 69 °C, acrescentando testes de verificação da composição química, fase, temperaturas de transformação e resistência elétrica. Esta rotina prévia de sondagem é necessária para gerar dados necessários ao sistema de aquecimento controlado do fio de Ni-Ti. Será mostrado o método de medição por termopar para controle e monitoramento da temperatura dos cp's. A Figura 4.33 mostra o fluxograma de caracterização estática e dinâmica de barras e vigas convencionais e SMAHC.

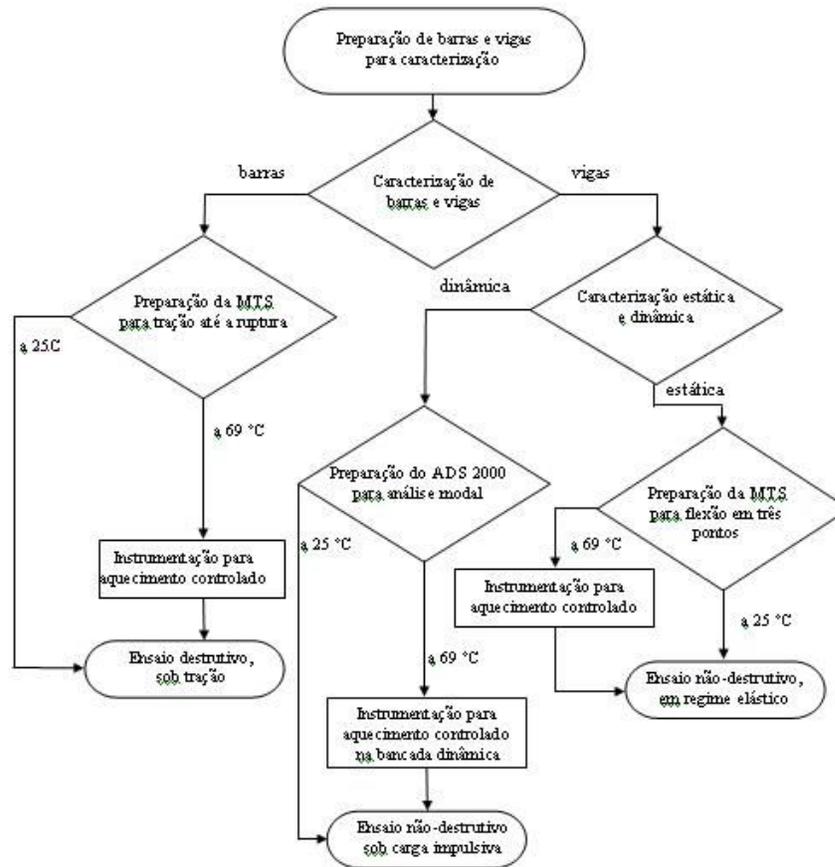


Figura 4.33 – Fluxograma de caracterização de vigas e barras compostas com e sem fios.

4.2.1 – Procedimentos para Vigas com Ensaios Dinâmicos a 25 °C e 69 °C

Iniciaram-se os ensaios dinâmicos com uma viga de aço SAE 1020, de massa 289,32 g, e dimensões: 300 mm de comprimento; 25,4 mm de largura; e 5 mm de espessura, mostrada na Figura 4.34. A razão desta escolha, antes de ensaiar com as vigas compostas híbridas, foi para ajustar previamente o sistema de medição de sinais de entrada de um martelo instrumentado e resposta no analisador de sinais.

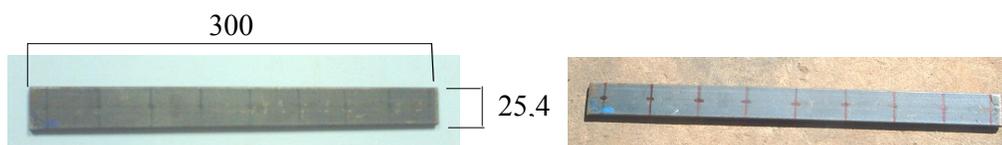


Figura 4.34 – Viga de aço, com dimensões em mm, para ajuste do sistema de medição.

As vigas SMAHC fabricadas apresentaram dimensões nominais de comprimento de 300 mm e a largura de 31,4 mm, e espessura variável, e são representadas na Figura 4.35.



Figura 4.35 – As dimensões médias (em mm) de vigas SMAHC.

A identificação e principais características das amostras de vigas compósitas, bem com as espessura médias e seus desvios padrões, são mostrados na Tabela 4.1. As medidas de espessuras foram realizadas em 11 pontos ao longo do comprimento da viga, com o paquímetro, da Kanon, tendo a escala até 150 mm e a resolução de 0,05 mm. As medidas de comprimentos foram realizadas em 10 pontos ao longo da largura (31,4 mm) da viga com o paquímetro, da Kallango, sendo sua escala de 450 mm e a resolução de 0,02 mm.

Tabela 4.1 – Identificação e principais características de amostras das vigas compósitas

CP	Características	Espessura média (mm)	Desvio-Padrão (mm)
1	Sem fio, cura a frio, sem vácuo	5,90	0,17
2	Sem fio, cura a frio, sem vácuo	5,90	0,17
3	Sem fio, cura a frio, sem vácuo	5,90	0,17
4	Sem fio, cura a frio, sem vácuo	10,54	0,21
5	Sem fio, cura a frio, sem vácuo	13,82	0,27
6	Sem fio, cura a quente, com vácuo (HB*)	7,52	0,17
7	8 fios de arame, cura a frio, sem vácuo	11,64	0,24
8	8 fios de arame, cura a frio, sem vácuo	15,14	0,54
9	4 fios de Ni-Ti, <i>roving</i> , cura a quente, com vácuo (HB)	8,93	0,22
10	6 fios de Ni-Ti, <i>roving</i> , cura a quente, com vácuo	11,79	0,22
11	8 fios de Ni-Ti, cura a frio, sem vácuo	12,29	0,37
12	8 fios de Ni-Ti, cura a frio, sem vácuo	14,37	0,31
13	8 fios de Ni-Ti, <i>roving</i> , cura a frio, com vácuo	13,76	0,14
14	8 fios de Ni-Ti, cura a quente, sem vácuo	12,55	0,22
15	8 fios de Ni-Ti, <i>roving</i> , cura a quente, com vácuo	11,41	0,15
16	8 fios de Ni-Ti, <i>roving</i> , cura a quente, com vácuo (HB)	12,40	0,13

* HB é a abreviatura das vigas fabricadas pelo processo da empresa Hot Bonder.

4.2.1a - Bancada de ensaios dinâmicos para vigas com cargas impulsivas

Foi construída a bancada dinâmica mostrada na Figura 4.36. A viga (3) é posicionada verticalmente, através de um sistema de sustentação formado por quatro elementos elásticos (1). Estes elementos são presos ao quadro de aço (2), que tem inércia muito maior que a da viga, de modo a não interferir nos ensaios. Mostrado em 4 na Figura 4.36, tem-se o martelo excitador e em 5, o amplificador de sinal do acelerômetro. Assim, a condição de contorno livre-livre nas extremidades pode ser usada para modelar-se o problema com uma viga em vibração livre. Isto se justifica tendo em vista o baixo módulo de elasticidade desses elementos (5,4 MPa), em relação às vigas de aço (200 GPa) e compósitas (10 GPa).

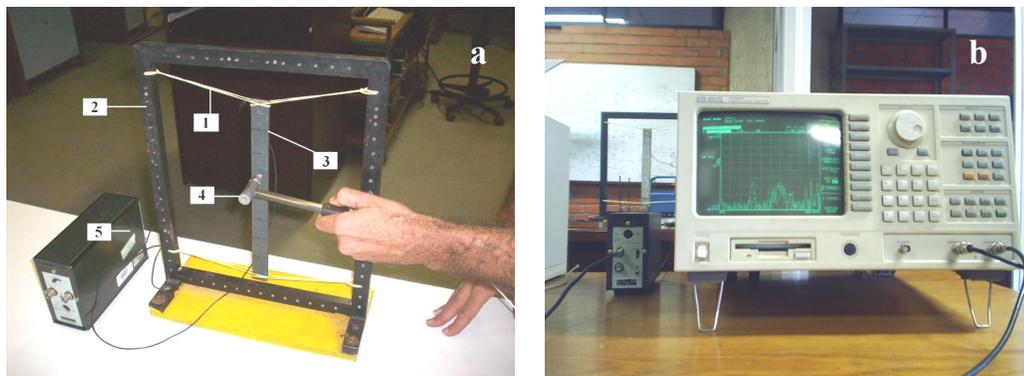


Figura 4.36 – Bancada de ensaios dinâmicos com (a) a viga no suporte na condição livre-livre e o amplificador do acelerômetro conectado ao (b) analisador de sinais da HP 36654.

O módulo dos elásticos foi estimado através de ensaio de tração, a 25 °C, para duas cargas estáticas calibradas (200 g e 400 g), com duração de 30 minutos. O ensaio de tração nos elásticos, para cada carregamento, foi igual ao tempo de ensaio dinâmico em cada ponto excitado. As massas das vigas estão dentro da faixa de valores das duas cargas estáticas aplicadas nos elásticos. Os elásticos apresentam comprimento inicial de 70 mm, seção retangular de 1 mm x 2 mm.e massa de 0,73 g. Os elásticos apresentaram alongamentos constantes de 86 mm e 129,4 mm, com as cargas estáticas de 200g e 400g, respectivamente.

As medições foram realizadas em 9 pontos nodais pré-determinados. Foram marcados na viga os pontos de medição, distantes entre si de 30 mm, que podem ser visualizados na Figura 4.37. Os pontos excitados não coincidem com nós estacionários, para os modos de vibração que se deseja medir. Neste caso pode-se medir até o 3° modo com resultados satisfatórios. Foi escolhido apenas um ponto de fixação assimétrica do acelerômetro em

relação ao comprimento da viga, i.e. o ponto 2 da face oposta a das excitações (vide Figura 4.37). O acelerômetro fornecerá o sinal de aceleração da viga, convertido em uma diferença de potencial elétrico no domínio do tempo.

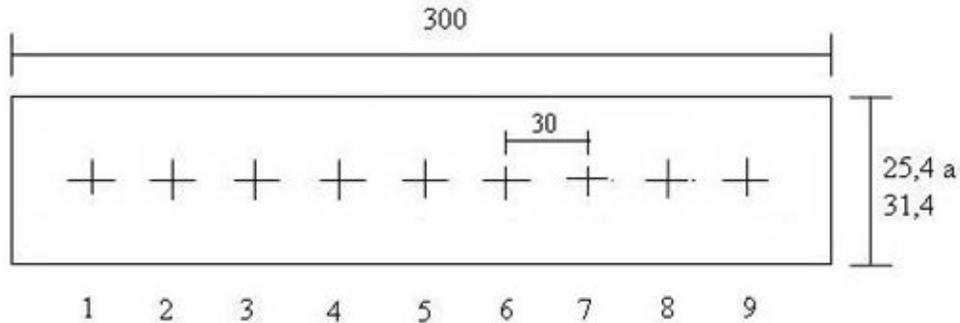


Figura 4.37 – Viga com dimensões e espaçamento (em mm) dos 9 pontos na face excitada.

4.2.1b - Medições da entrada por impacto e resposta em frequência da viga de aço

O equipamento de medição utilizado para análise modal foi o analisador de sinais, da Hewlet Parkard (HP), tipo HP 35665A, um acelerômetro piezelétrico da Bruel e Kjaer (B&K), tipo 4636, um martelo excitador modelo 4799375, da PCB, com ponteira de *nylon*, e um amplificador do acelerômetro da B&K. O martelo instrumentado, com sensibilidade de 2,25 mV/N, tem capacidade para uma faixa de excitação de forças impulsivas de ± 2224 N. E, na viga, foram medidos os sinais de resposta com o acelerômetro, de massa de 2,2 g, sensibilidade de $0,316 \text{ pC/m/s}^2$ e faixa de temperatura de operação de -50 a $+250$ °C. A frequência natural do acelerômetro tipo 2635 é de 120 kHz, conforme ficha técnica deste sensor da B&K. Os sinais do acelerômetro foram condicionados pelo amplificador numa faixa de frequência mínima de 2 Hz e máxima de 3,2 kHz, com um ganho de $3,6 \text{ mV/m/s}^2$. Isto foi necessário, de acordo com o critério de Nyquist, pois a frequência natural estimada é de 1,6 kHz no 3º modo para a viga de aço ($h=5$ mm), que representa a metade do espectro de amostragem (3,2 kHz), seguindo as instruções da HP (Agilent Technologies, 2000).

A Figura 4.36 mostra o analisador de sinais que forneceu as frequências naturais das vigas no monitor. A montagem foi realizada com o: martelo excitador conectado ao canal 1 do analisador de sinais, acelerômetro fixo à face posterior a dos impactos com cera (sintética) na posição do ponto 2 da viga; e ligado ao amplificador de sinais que foi conectado ao canal 2 do analisador de sinais. O analisador foi ajustado para um filtro

passa-banda entre 2 Hz e 10 kHz. Para ajustar as bordas do sinal e amenizar erros de pancada dupla foi utilizada uma função de ajuste chamada de “FORCE EXPO”. A média das amplitudes das acelerações dos 10 impactos em cada ponto, em RMS (*Root Mean Square*), foi realizada pelo comando “AVG”. O analisador de sinais da HP 35665A foi ajustado através de dois gráficos (de acordo com o diagrama de Bode), um da Magnitude (parte real) e a outra do Ângulo de Fase (parte imaginária) no eixo das ordenadas (escala logarítmica), ambos com abscissas (escala linear) em Frequências, conforme manual deste analisador da HP. A verificação destes gráficos pela função Coerência com valores entre 0 e 1 pelo analisador, indica medidas bem sucedidas para valores aproximando de 1. A faixa de medidas das frequências até o 3º modo foi de 200 a 1600 Hz. No monitor do analisador, por exemplo, no 1º e 2º modos, a resolução (linhas na tela) entre 200 e 800 Hz, respectivamente, de 4 em 4 e 2 em 2 Hz.

4.2.1c - A análise modal da viga de aço proveniente do sistema de medição

Após o ajuste do sistema de medição de sinais de entrada e saída, partiu-se para a realização dos ensaios dinâmicos. A análise modal da viga de aço foi realizada no Laboratório de Vibrações da UnB. Excitou-se cada ponto, aplicando-se as forças excitadoras, 10 vezes em cada ponto, para o analisador calcular a média dos dados lidos, automaticamente. Tomou-se o cuidado de aplicar as forças de maneira mais homogênea possível e também, as excitações foram feitas por uma mesma pessoa. Após a HP-35665A realizar a média do ponto medido, salvou-se o arquivo num disquete para a análise modal ser finalizada, automaticamente, pelo programa STAR MODAL, ponto a ponto. Neste caso, foi definido nome do arquivo, logo após a geometria do elemento estudado, a malha e a distância entre cada ponto.

Depois, partiu-se para a transferência dos dados coletados do analisador de sinais, definindo no programa a orientação (sentido) da excitação e da resposta de cada ponto, ou seja, foram gerados nove arquivos de dados do ensaio da viga de aço. A seguir, foi executado o comando, denominado “*TRANSLATE*”, que converte o arquivo com extensão “*dat*” para um tipo de arquivo do próprio STAR MODAL, com extensão “*frf*”. Ao final, foi definido o número de bandas e modos a serem observados. Com isso, o programa gerou uma animação que ilustrou os modos de vibração do sistema estudado, neste caso de viga de aço. Devido ao número de pontos da malha podem ser observados três modos de

vibração. O fluxograma de trabalho no STAR MODAL está na Figura 4.38, fornecido pelo tutorial de instruções deste programa.

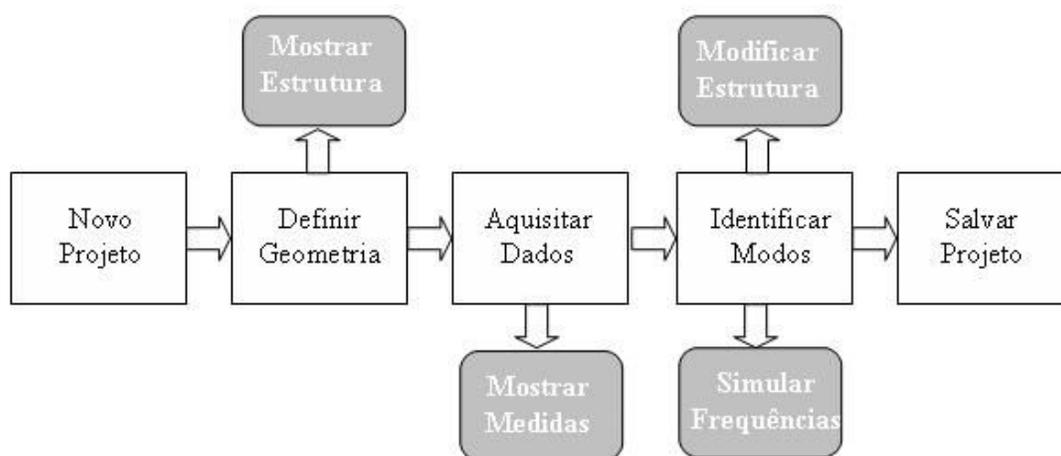


Figura 4.38 – Fluxograma de análise modal realizado pelo programa STAR MODAL.

4.2.1d – Medição de frequências naturais de vigas compósitas até o 3º modo de vibração

As determinações das frequências naturais de vigas compósitas foram realizadas na bancada dinâmica, montada no Laboratório de Materiais Inteligentes (LabMatI) da UnB. Neste caso, utilizou-se o sistema de aquisição de dados ADS-2000, da série AQ0860 versão 07.02.09 e o programa AqDAnalysis versão 7.0 para a análise dos sinais, ambos da Lynx.. O martelo instrumentado, o acelerômetro e o amplificador de sinais utilizados são os descritos anteriormente na seção 4.2.1b. Para a verificação de frequências naturais experimentais, partiu-se para o ajuste do sistema ADS-2000 com uma viga prismática (semelhante à Figura 4.34), de aço SAE 1020. Esta viga tem massa de 266 g e dimensões nominais de comprimento (C), 300 mm, de largura (b), 25,4 mm e de espessura (h), 4,40 mm. A viga de aço foi fixada em cada extremidade com duas ligas de borracha (módulo de 5,4 MPa a 25 °C de cada uma) presas a um quadro de aço de massa 9,380 kg. Para as vigas de aço e compósitas (módulo de 10 GPa), a rigidez é bem superior ao material dos elásticos. Deste modo, as ligas de borracha equilibram o peso das vigas, tornando-as livre-livre nas extremidades. A inércia do quadro metálico é muito superior à das vigas ensaiadas, logo as possíveis vibrações mecânicas do suporte foram consideradas desprezíveis.

A viga foi submetida a cargas pontuais impulsivas (tipo delta de Dirac) espaçadas uniformemente, nos pontos nodais, ao longo do comprimento. Experimentalmente, para que os três primeiros modos de vibração fossem medidos, escolheu-se 3 pontos de excitação (vide Fig. 4.37), excitando cada um deles 10 vezes, com o martelo da PCB. O acelerômetro foi fixado com cera na face oposta (no ponto 2) das excitações. Os sinais de força impulsiva do martelo e de resposta do acelerômetro foram armazenados no ADS-2000, com 16 canais de operação simultâneos. O condicionador de sinais do acelerômetro foi ligado no canal 9. O martelo e a fonte de potências foram ligados no canal 10. O ADS-2000 é ligado a um computador (PC) Pentium IV. O condicionador de sinais foi equipotencializado com o sistema de aquisição de sinais. Para melhorar a medição do sinal de resposta das vigas, que é mascarada por ruídos transientes da rede, foi utilizado um filtro que força uma distribuição uniforme desses ruídos chamado de “Janela Retangular”. A frequência de amostragem foi de 5000 Hz, de acordo com o teorema de Nyquist, que é o dobro do espectro de frequências medido de 2500 Hz até o 3º modo (Agilent Technologies, 2000). O sistema de aquisição de dados é mostrado na Figura 4.39.

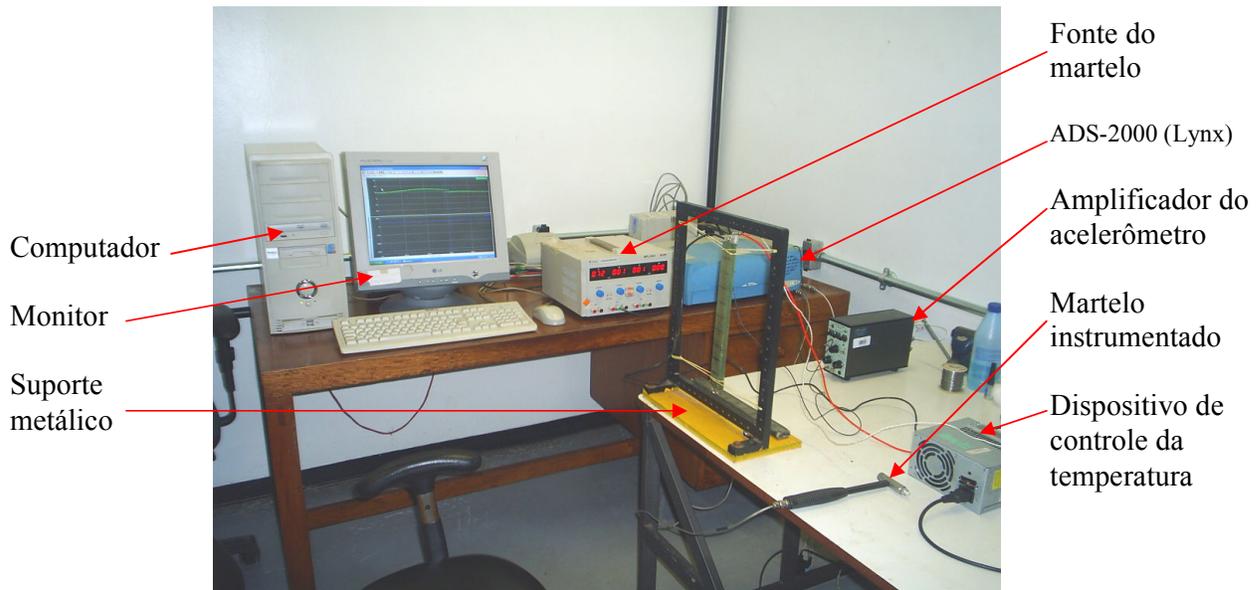


Figura 4.39 – Sistema de Aquisição de dados para obtenção das frequências naturais.

4.2.2 – Procedimentos para ensaios estáticos dos fios, a 25 °C e 69 °C

Para começar, submeteu-se à tração até a ruptura os fios de arame zincado e Ni-Ti na Máquina de Universal de Ensaio, MTS-810. Para auxiliar na construção do dispositivo de aquecimento controlado (*Controle On-Off* – Liga-Desliga, Cerón, 2010) e também para escolher uma fonte apropriada de potência, foram realizados ensaios de aquecimento e resfriamento no fio de Ni-Ti, para verificar a resistência elétrica em função da temperatura. Depois, foi testado o sistema de controle da temperatura por termopar, comparando as temperaturas medidas por termografia numa viga SMAHC.

As composições químicas dos fios de Ni-Ti, com proporções em massa, foram realizados por ensaios de fluorescência de raios-X para comparar com a do manual do fabricante. Foram realizados ensaios num calorímetro diferencial por varredura (DSC) para determinar as temperaturas de transformação inicial e final da fase martensítica e austenítica do fio adquirido. Também, foi verificada a fase que se encontra o fio de Ni-Ti como recebido, de acordo com a ficha técnica do fabricante, através de ensaios de difração de raios-X

4.2.2a - Procedimentos com fios metálicos sob tração

Foram realizados três ensaios de tração até a ruptura, com fios de aço zincado, da Morlan, do mesmo tipo que foram embutidos nas barras e vigas compósitas híbridas. O aço galvanizado, caracterizado como uma liga de Fe-C (baixo teor de carbono) coberta com zinco por galvanização a fogo (Campanher, 2009). Na seção 4.1.2, foram detalhados os procedimentos de preparação no mordente para facilitar a instalação nas garras da MTS. A Figura 4.40 mostra a realização do ensaio de tração até a ruptura no CP03 de fio de Ni-Ti na temperatura ambiente, 25 °C, inferior a M_f . Os fios de arame e Ni-Ti (na martensita), de diâmetros de 0,89 mm e 1,05 mm, tiveram comprimento útil de 152 mm e 141 mm, respectivamente.

Os módulos de elasticidade dos fios metálicos são importantes para o pré-dimensionamento das vigas compósitas. Foram realizados ensaios de fios de Ni-Ti (na austenita) à tração até ruptura, a 69 °C, superior a A_f , com o sistema de aquecimento controlado por corrente elétrica, mostrado na Figura 4.41.



Figura 4.40 – CP02 de fio (Ni-Ti) submetido à ruptura por tração a $25\text{ }^{\circ}\text{C} < M_f$.

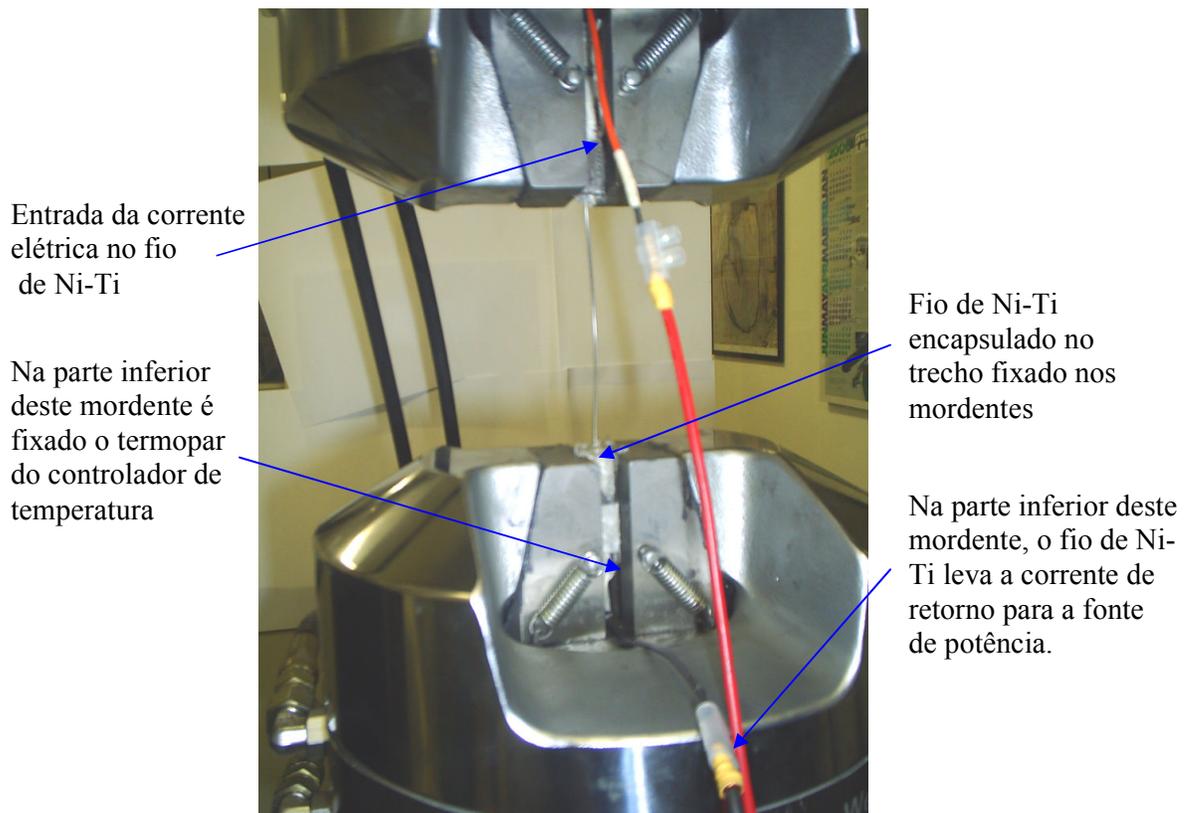


Figura 4.41 – CP03 de fio de Ni-Ti rompido por tração a $69^{\circ}\text{C} > A_f$.

4.2.2b - Sistema de controle da temperatura dos fios de Ni-Ti

O sistema de aquecimento de fios de Ni-Ti se compõe, basicamente, de um dispositivo de interrupção da corrente elétrica com um termopar (sensor), um controlador, um relé e uma fonte de energia elétrica (Cerón, 2010). A fonte de energia elétrica, por efeito Joule, aquece os fios de Ni-Ti ligados em série. A sua potência elétrica é de 135 W, com a tensão de 30 V e corrente elétrica contínua de saída de 4,5 A. A interrupção da corrente é realizada pelo sistema de controle da temperatura dos fios de Ni-Ti. Existe um sensor de temperatura, termopar tipo J (Fe-Constantan) de 1 mm de diâmetro e de 2 m de comprimento, que converte as medidas de temperatura em tensão de entrada (em microvolts, μV). Este sinal elétrico passa por um amplificador para que a tensão aumente até a ordem de grandeza de milivolt (mV). Desta forma, a tensão é lida pelo microprocessador e o sinal analógico (em mV), se transforma para ser medida em bits. Na saída do microprocessador, é ligado o relé que interrompe a passagem da corrente elétrica gerada pela fonte que alimenta o sistema de fios de Ni-Ti, embebidos no SMAHC. Neste trabalho, a intensidade de corrente elétrica contínua da fonte, de 4,5 A, é suficiente para aquecer até a transformação final da fase austenítica o número máximo de 8 fios. Neste sentido, o relé foi ligado em série entre a fonte de corrente elétrica e o conjunto de fios de Ni-Ti (ligados em série), nas barras e vigas SMAHC.

Foi realizada uma calibração do amplificador AD594AQ para $10 \text{ mV}/^\circ\text{C}$, que tem um compensador de ponto frio para termopares, neste caso tipo J (Devices, 1999). Além disso, programou-se o microprocessador para que os fios de Ni-Ti tivessem temperatura de ensaio de $69 \text{ }^\circ\text{C}$. O dispositivo de interrupção da corrente elétrica, em conjunto com o termopar tipo J (sensor), possui um erro associado de $\pm 1 \text{ }^\circ\text{C}$ (Cerón, 2010). A leitura das medidas de temperatura provenientes do termopar em um dos fios de Ni-Ti foi realizada por um monitor de cristal líquido (LCD). Assim, pode se monitorar o funcionamento do sistema de aquecimento em tempo real. A Figura 4.42 mostra o esquema do sistema de controle da temperatura, conforme a norma brasileira da ABNT. Ele mostra as ligações elétricas dos principais componentes, como o termopar tipo J, amplificador (AD594), microprocessador (PIC18F452), monitor LCD e o relé (Cerón, 2010). O sistema de controle da temperatura, montado no Laboratório de Materiais (UnB), visto na Figura 4.43.

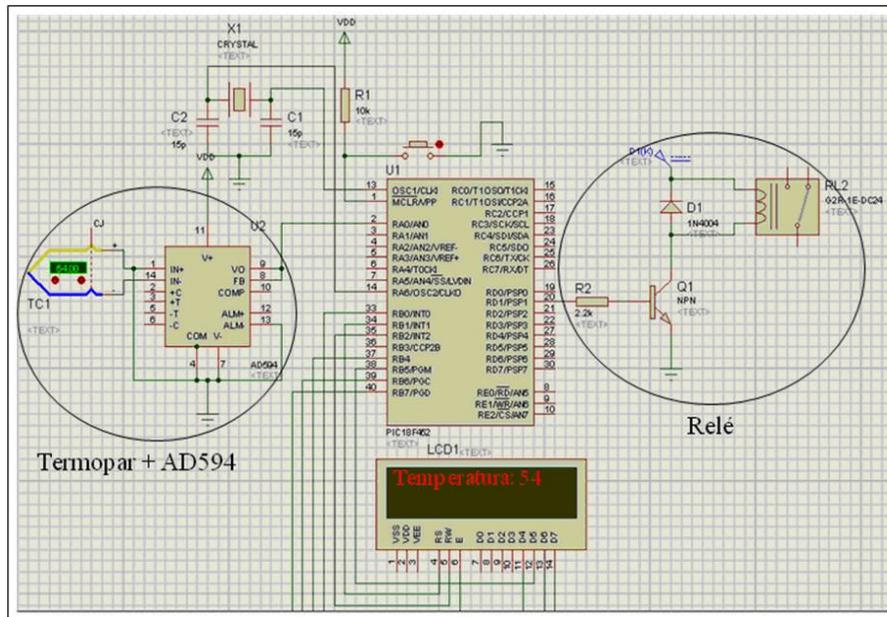


Figura 4.42 – Esquema do dispositivo de interrupção controlada da corrente elétrica no aquecimento de fios de Ni-Ti embebidos nas vigas e barras SMAHC (Cerón, 2010).

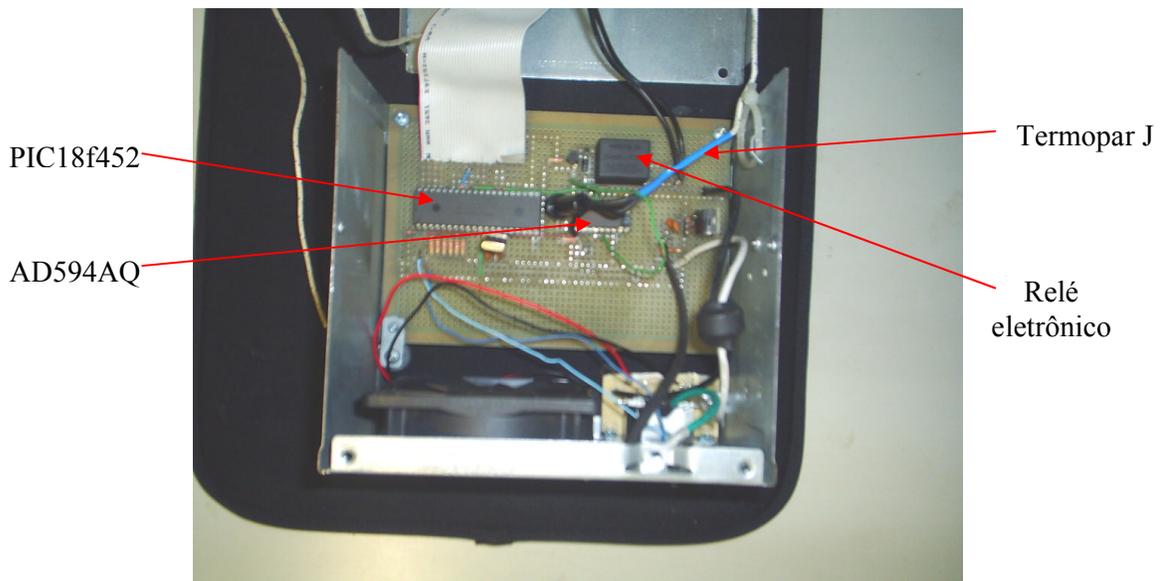


Figura 4.43 – Controlador da temperatura com os principais componentes: um termopar J, microprocessador PIC18F452, amplificador AD594 e um relé eletrônico.

Foi testada a medida da temperatura por dois métodos diferentes de medição, simultaneamente em três pontos na viga SMAHC, CP11 (oito fios), livre de cargas

mecânicas externas. Um dos métodos de medida foi com três termopares do tipo J fixados na viga, que podem ser vistos na Figura 4.44. Nos pontos 2 (no corpo do cp) e 3 (no fio), foram colocados os termopares dos medidores da Minipa e um outro termopar no ponto 1 ligado ao sistema de controle Liga-Desliga (Cerón, 2010). O termopar do controlador foi colocado no ponto 1 (sobre o corpo do cp) para se garantir que o sistema de aquecimento interrompa a corrente ao alcançar a temperatura próxima de 70 °C. Os ensaios de medição da temperatura nas vigas aquecidas por uma fonte de potência elétrica de 135 W. O CP11, de 8 fios conectados em série, tem comprimento total de fios de 2432 mm. Deste modo, o circuito elétrico, constituído de uma viga adaptativa (resistor elétrico), um sistema de interrupção controlada da corrente elétrica (4,5 A) e à fonte elétrica (30 V D.C.), todos em série, mantiveram os fios aquecidos, por efeito Joule.

O outro método de medida da temperatura com um termógrafo FLIR I40, com sensibilidade térmica inferior a 0,1°C, a 25°C. O termógrafo possui um detector de ondas infravermelhas, microbolômetro, na faixa espectral de operação de 7,5 a 13 µm, sem resfriamento de matriz de plano focal (FPA) de 120 x 120 pixels, segundo o manual do fabricante. O material do microbolômetro ao detectar as ondas infravermelhas esquenta e altera a resistência elétrica, que pode ser medida e convertida em medida da temperatura e produzir imagens termográficas. O termógrafo posicionado a 500 mm da viga, mediu a emissão de ondas infravermelhas de sua superfície externa (pontos 1 e 2) e do fio no ponto 3, e no campo visual de 25° x 25° / 0,1 m. A emissividade da viga SMAHC foi considerada 0,80 (Turner, 2000).

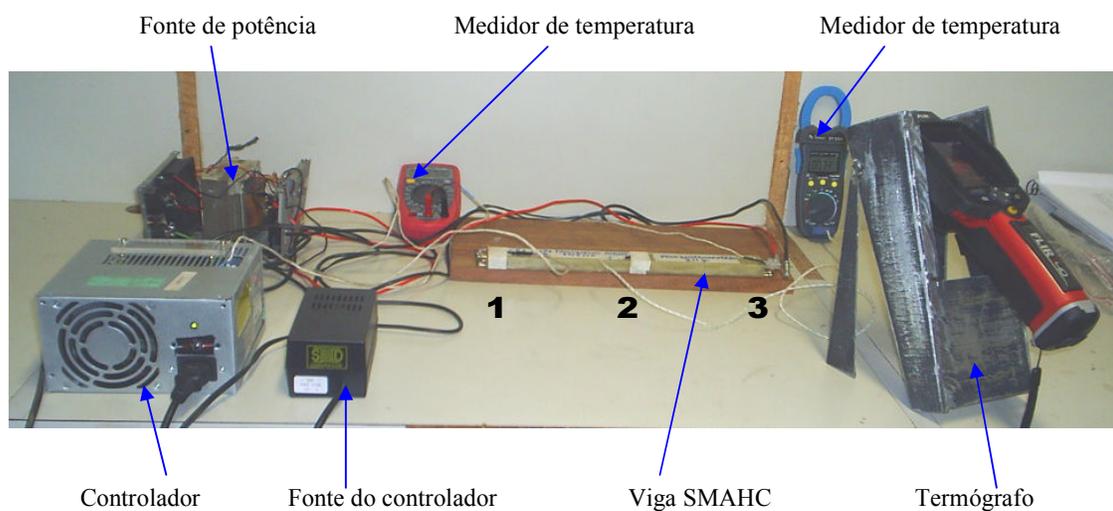


Figura 4.44 – Bancada de medida da temperatura por termopar e termografia no CP11.

A Tabela 4.2 apresenta 20 medidas de temperatura da viga (CP11) por cada termopar nos pontos 1, 2 e 3, com uma medida a cada 3 s, durante 1 minuto, e simultaneamente por meio de um termógrafo a partir de 53,3 °C a 95,7 °C. As medidas foram realizadas próximas da estabilização do sistema de aquecimento controlado em 70 °C, no CP11, de cura a frio, com resistência térmica do epóxi na camada de fios de 200 °C. O sistema de controle do aquecimento apresenta valor de 80 °C no termopar (no ponto 1), mesmo quando a corrente elétrica é interrompida. Depois, fica oscilando com faixas de valores cada vez menores em torno de 70 °C, até ficar constante neste valor. Foi observado que o epóxi fora da camada de fios, sem carregamentos externos, resiste ao amolecimento na faixa de valores máximos de 58 °C (2) a 80 °C (1) com o mesmo tempo máximo previsto para ensaios estáticos e dinâmicos de 10 minutos. Há uma diferença máxima de 35 °C entre a superfície do corpo da viga e a sua extremidade onde estão os fios conectados. A diferença de temperatura entre os dois métodos não ultrapassou 3,5 %. Isto evidencia que se pode utilizar com confiabilidade o método de medida da temperatura por termopares nas caracterizações dos compósitos.

Tabela 4.2 – Comparação da temperatura por termopar e termografia em 3 pontos do CP11.

Nº de medições	Temperatura no ponto 1		Temperatura no ponto 2		Temperatura no ponto 3	
	Termopar (°C)	Termovisor (°C)	Termopar (°C)	Termovisor (°C)	Termopar (°C)	Termovisor (°C)
1	63,0	63,7	54,0	53,3	85,0	87,1
2	64,0	64,5	54,0	54,0	85,0	87,8
3	65,0	65,0	54,0	53,5	87,0	88,7
4	66,0	66,2	54,0	53,8	88,0	89,0
5	67,0	67,0	55,0	53,8	89,0	89,6
6	68,0	68,0	55,0	54,0	90,0	90,4
7	72,0	73,1	55,0	53,9	90,0	90,9
8	73,0	74,3	56,0	54,3	91,0	91,1
9	74,0	75,0	56,0	54,7	91,0	91,1
10	75,0	76,1	56,0	55,0	91,0	92,0
11	76,0	77,8	56,0	55,5	91,0	92,3
12	77,0	78,0	56,0	56,9	92,0	92,9
13	77,0	78,7	56,0	56,0	92,5	92,9
14	77,0	79,0	56,0	56,2	93,0	93,4
15	78,0	79,8	57,0	56,1	94,0	94,5
16	78,0	80,0	57,0	56,5	95,0	94,7
17	79,0	81,3	58,0	57,2	95,0	94,9
18	79,0	81,6	58,0	57,4	95,0	95,2
19	80,0	82,5	58,0	57,7	95,0	95,5
20	80,0	83,0	58,0	58,1	95,0	95,7

A Figura 4.45a mostra a imagem termográfica, com uma escala de coloração (de cinza a branco) que representa a faixa de temperatura entre 12,4 a 70,5 °C do CP11, que fornece um exemplo durante o aquecimento dos fios da diferença de temperatura entre o corpo do cp e suas extremidades, onde os fios estão fora do compósito. Isto está de acordo também com a distribuição não uniforme da temperatura dado pela Tabela 4.2 nas extremidades (em 1 e 3) e no meio do corpo do CP11 (em 2). E o fio de Ni-Ti isoladamente, sem carregamentos externos, apresenta uma termografia com distribuição uniforme da temperatura na superfície de 83 °C, que pode ser observado na Figura 4.45b. O processo de aquecimento do fio foi semelhante ao do CP11, pois houve também uma oscilação da temperatura em torno de 70 °C, depois de ter alcançado a temperatura máxima de 83 °C (no termógrafo). E estabilizou em 70 °C após 3 minutos nos fios e 10 minutos no CP11. A temperatura de -24 °C marcada na escala de coloração do fio de Ni-Ti é dada por uma escala automática do termógrafo, de acordo com os parâmetros das condições ambientais do laboratório e propriedades físicas do fio. A bancada deste fio, de 300 mm, fixado manualmente com conectores nas extremidades em fios de aço presos na lateral de um suporte de madeira, é visualizada na Figura 4.46. A emissividade, na faixa espectral de 7.5 a 14 μm , do fio decapado de $^{55,49}\text{Ni-Ti}$ é de 0,27, calculada com a média ponderada das emissividades do Ni de 0,2 e do Ti de 0,3, ambos como metais com superfície sem oxidação, computando as respectivas frações em massa nesta liga (Vortex Equipamentos, 2012). Nos ensaios à flexão, um termopar (de monitoramento) será fixado no corpo do cp no lado oposto ao do termopar do controlador de temperatura fixado em um dos fios.

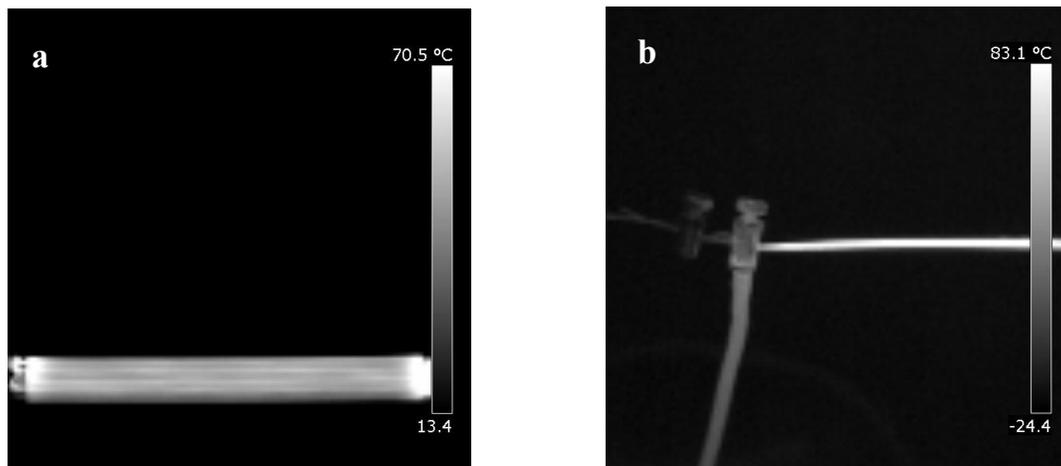


Figura 4.45 – Imagens do termógrafo FLIR I40 (a) do CP11 e (b) fio de Ni-Ti na austenita.



Figura 4.46 – Bancada para medida da temperatura por termografia do fio de Ni-Ti.

4.2.2c – Verificação das principais propriedades do fio de Ni-Ti adquirido

O fio de Ni-Ti, com memória de forma, da Memory Metalle, código #6401, tem composição química de 55,49 % de Níquel (Ni) e de 44,50 %, de Titânio (Ti), ambas porcentagens em massa, conforme ficha técnica do fabricante. A temperatura de formação inicial da austenita (A_s) fornecida pelo fabricante é de 62 °C (Memory Metalle). Este material foi completamente recozido e apresenta em sua superfície uma fina camada do óxido de Ti_4Ni_2O , resultado do processo de fabricação do fio, conforme a ficha técnica da Memory Metalle. Além disso, apresenta valores inferiores a 0,01% de Ti-C que não afeta as propriedades termomecânicas desta liga de Ni-Ti, de acordo com o fabricante.

Foram realizados cinco ensaios de fluorescência de raios-X a vácuo, com o equipamento EDX-720, da Shimadzu, no laboratório de Química da UnB, para verificar as porcentagens, em massa, de Ni, Ti e impurezas no fio de SMA adquirido. A amostra de Ni-Ti (decapado) são sobras do processo de fabricação de vigas (ou barras) que foram cortadas com alicate de corte (aço inox) e depositadas em um porta-amostra de nylon do EDX-720, que pode ser visualizado na Figura 4.47. O equipamento utiliza o método de medição de energia dispersiva de raios-X para sólidos, líquidos e pós. Pode analisar a faixa de elemento de $_{11}Na$ até $_{92}U$, com gerador de raios-X com alvo de Rh, aplicando tensões de 5 a 50 kV e corrente de 1 a 1000 μA , resfriado a ar, de acordo com o manual da Shimadzu. O filtro primário pode trocar até cinco tipos de materiais diferentes, com colimação do feixe de raios-X de 1, 3, 5 e 10 mm. O detector de raios-X de estado sólido de Si (ou Li) é resfriado com N_2 líquido. A câmara de análise, com dimensões de 300 x 150 mm, trabalha

com atmosfera de ar, vácuo ou He, que tem a opção de um dispositivo que troca até 8 (ou 16) amostras. Dentro da câmara, tem um captador de imagens de raios-X, CCD (*Charge Coupled Device*). O processamento de dados é realizado por um computador (PC), que possui um programa acoplado com análise quantitativa de uma variedade de métodos de parâmetros fundamentais (FP), que quantifica qualquer amostra não padronizada.



Figura 4.47 – Equipamento EDX-720 de espectrometria de fluorescência de raios-X.

Foram realizados ensaios de difração de raios-X para verificar se o fio de Ni-Ti ao ser recebido está na fase martensita, conforme a especificação do fabricante. Os ensaios foram realizados com a radiação K- α de anodo de cobre do equipamento da Rigaku, modelo Ultima IV, do Instituto de Geologia da UnB, mostrado na Figura 4.48. O equipamento é operado através de um programa num computador (PC). As dimensões do equipamento são 1600 mm de altura, 1100 mm de largura e 800 mm de profundidade. O tubo gerador de raios-X tem a máxima potência de saída de 9 kW, com a tensão entre 20 a 60 kV e a corrente de 2 a 60 mA. O goniômetro (instrumento para medir ângulos) tem raio de 285 mm e a escala do ângulo medido (2θ) é de -3° a 162° com taxa de incremento de $0,0001^\circ$. As fendas (por onde passam os raios-X) de divergência, espalhamento e de recepção podem ser reguladas para posição fixa ou variável automaticamente. O alinhamento da distância do tubo gerador, goniômetro, instrumentos ópticos e detector. Pode ter duas posições dos raios difratados do monocromatógrafo de grafite para o alvo de cobre, com foco de 0,4 a 12 mm. O detector faz a contagem por cintilação e a distância da amostra é de 1050 mm.

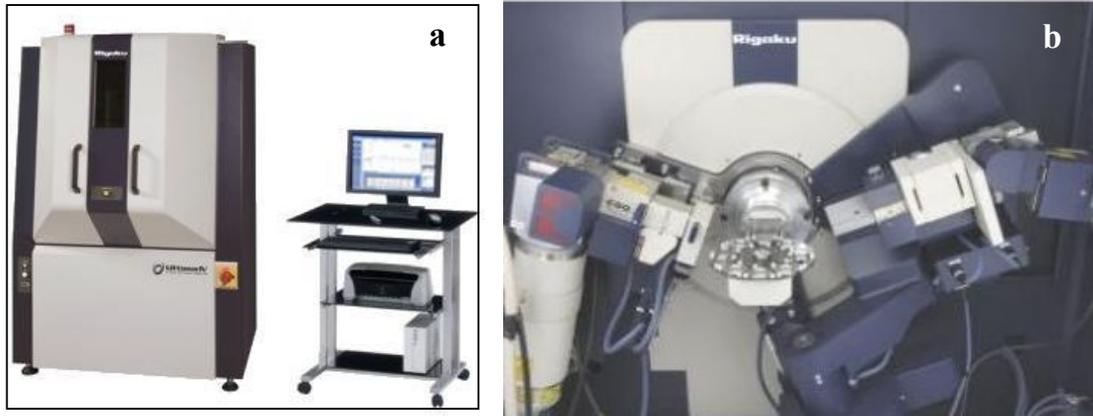


Figura 4.48 – (a) Difratorômetro de raios-X (b) para verificação da fase do fio de Ni-Ti.

A amostra foi preparada com cinco pedaços emparelhados de fio de Ni-Ti embutida em resina vinílica curada a frio, de formato cilíndrico, com chanfro (90°) no topo de 0,5 mm. A superfície da amostra foi desbastada com uma politriz usando lixas de Si-C nesta ordem: 400, 600, 1200 e 2400. A amostra foi fixada por interferência num furo circular de uma placa de alumínio de 0.5 mm de espessura, ambas resultando em uma superfície plana contínua necessária para a instalação no difratômetro de raios-X, conforme Figura 4.49.

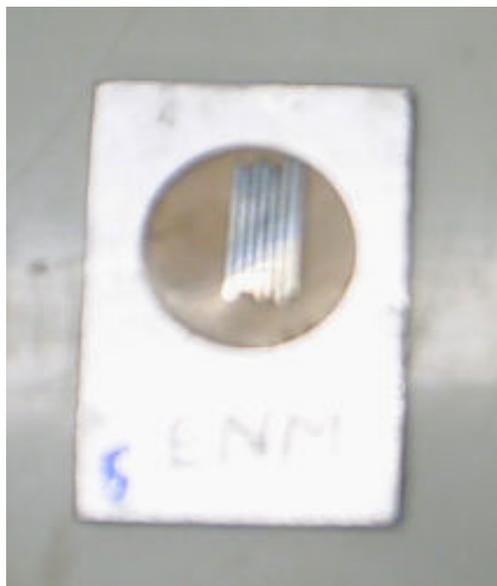


Figura 4.49 - Amostra com 5 pedaços de fio de Ni-Ti na resina encaixada na placa de Al.

No fio de Ni-Ti, ocorre mudança de propriedades elétricas com a temperatura. Para o ajuste do controlador analógico digital (PIC-18F452) do dispositivo de aquecimento

controlado, precisa-se saber o comportamento da resistência elétrica em função da temperatura do fio de Ni-Ti. A resposta da variação da temperatura em função do tempo é importante também para o ajuste do PIC. Os ensaios serão cronometrados para se saber a temperatura pelo painel eletrônico da cuba e o tempo de aquecimento e resfriamento nos ensaios. A corrente elétrica que aquece o fio é inversamente proporcional à resistência elétrica do fio para uma tensão elétrica constante (D.C.), fornecida.

A amostra foi preparada com o fio de Ni-Ti de 4,0 m enrolado no sulco em forma espiral de uma barra cilíndrica de teflon (resistência térmica de 200 °C), e presos com presilhas de fixação nas extremidades. Foram realizados ensaios com o fio de Ni-Ti adquirido, imerso em óleo mineral dielétrico (isolante elétrico) dentro de uma cuba, modelo TE-184 da Tecnal, com capacidade de operação na faixa de temperatura de - 30 °C a + 200 °C e resolução de 1 °C, mostrada na Figura 4.50. A temperatura dentro da cuba foi monitorada por outro sistema de medição; um termopar PT100 equipado com um painel que indica a temperatura numa faixa de -50 °C a 600 °C, com resolução de 1 °C. A resistência elétrica será medida com um ohmímetro da Minipa ajustado para a faixa de medição até 200 ohms e resolução 0,1 ohm. O ohmímetro ficará do lado de fora, com os cabos ligados nas duas extremidades do fio de Ni-Ti bobinado na barra de teflon dentro da cuba nos ensaios de aquecimento e resfriamento.



Figura 4.50 – Sistema de aquecimento e resfriamento controlado para determinação da resistência elétrica em função da temperatura da liga de Ni-Ti (55,49% de Ni).

Foram ensaiados amostras de fio de Ni-Ti com um calorímetro diferencial de varredura (DSC), para se verificar as temperaturas de transformação de fase no Laboratório de Acústica e Vibrações (LAVI) da Faculdade de Engenharia Mecânica da UFRJ. O DSC do modelo Netzsch 200 F3 Maia foi operado com Nitrogênio líquido para o resfriamento da câmara interna do forno pelo sistema “A” (em azul), mostrado na Figura 4.51. O DSC tem capacidade de operar numa faixa de $-170\text{ }^{\circ}\text{C}$ a $+600\text{ }^{\circ}\text{C}$, com precisão de $0,1\text{ }^{\circ}\text{C}$ e na entalpia o erro é inferior a 1% do valor medido. Possui um forno interno com possibilidade para vários tipos de cadinhos (cobre, prata, platina e aço inox), neste caso foram dois de alumínio instalados sobre uma placa de prata.

Em um dos cadinhos foi colocada uma amostra de Ni-Ti e no outro ficou vazio, que serviu como material de referência. Os ensaios serão realizados, entre $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ e $+110\text{ }^{\circ}\text{C}$, em duas corridas com intervalo de estabilização entre elas. A taxa de aquecimento e resfriamento pode ser calibrada de $0,001$ a $100\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$. Foi preparada uma amostra de $13,5\text{ mg}$ de fio de Ni-Ti, sem pré-deformação, como recebido do fabricante. Será gerado um gráfico Fluxo de Calor *versus* Temperatura com os picos de mudança de fase no aquecimento e no resfriamento num ciclo de ensaio contínuo de 21 min.

As temperaturas de transformação serão calculadas (programa Proteus) pelas interseções das retas tangentes no início e final de cada pico. Os picos de transformação de fase martensítica podem revelar outra fase chamada de R. Caso apareça a fase R, a sua entalpia somada a da fase chamada de M se igualará a da fase austenítica. As entalpias da mudança de fase da martensita para a austenita das ligas de Ni-Ti, com memória de forma, são propriedades reversíveis, por isso devem ser aproximadamente iguais (Otsuka e Wayman, 1998).

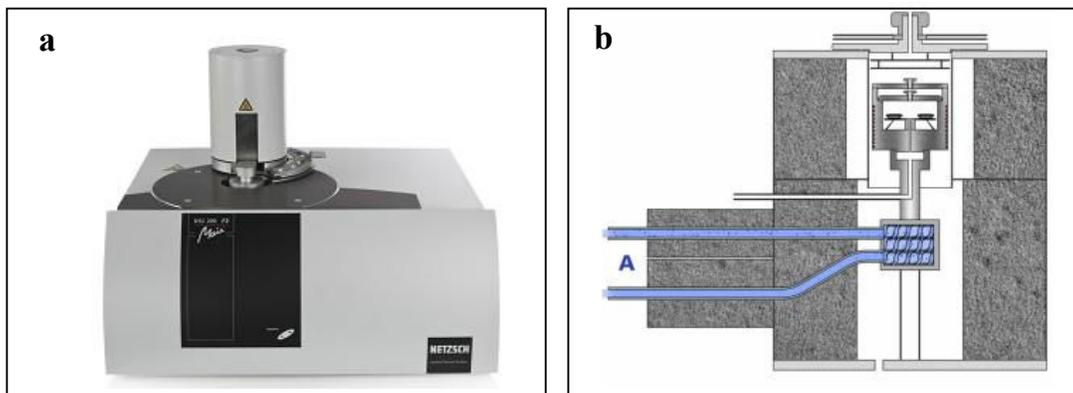


Figura 4.51 – (a) DSC com o (b) sistema de resfriamento a N_2 líquido indicado por A.

4.2.2d – Procedimentos para barras SMAHC sob tração

A Tabela 4.3 mostra as características principais dos cp's de compósitos com e sem fios. Todos os fios foram embebidos no plano médio das barras. Os valores médios do comprimento e espessura da zona útil das amostras variaram de 141,01 mm a 144,46 mm e de 3,23 mm a 5,06 mm, respectivamente. Neste caso, seguiram-se as recomendações da norma ASTM D-3039-08 para compósitos, tanto na geometria como nos ensaios.

Tabela 4.3 – Identificação das barras de epóxi/vidro-E com e sem fios metálicos.

CP	Características	Espessura útil (mm)	Desvio-Padrão* (mm)	Comprimento útil (mm)	Desvio-Padrão** (mm)
1	Sem fios metálicos de cura a frio	3,89	0,15	141,28	0,77
2	Com 8 fios de arame de cura a frio	3,23	0,43	141,01	0,16
3	Com 2 fios de Ni-Ti de cura a frio	4,66	0,17	144,40	0,61
4	Com 2 fios de Ni-Ti de cura a quente	5,06	0,08	144,21	0,51
5	Com 4 fios de Ni-Ti de cura a frio	4,41	0,09	144,46	0,46
6	Com 4 fios de Ni-Ti de cura a quente	4,68	0,24	142,74	0,34
7	Com 8 fios de Ni-Ti de cura a frio	3,89	0,04	142,26	0,50
8	Com 8 fios de Ni-Ti de cura a quente	3,76	0,41	141,50	0,24
9	Com 8 fios de Ni-Ti de cura a quente	3,65	0,17	143,01	0,53

*Desvio padrão da espessura média útil.

**Desvio padrão do comprimento útil.

Os ensaios de tração na MTS-810 foram executados com células de carga de capacidade de 100 kN e resolução de 1 kN. Foi usado o controle do deslocamento por unidade de tempo, na taxa de 1 mm/minuto. Cada ensaio demorou no máximo 15 minutos, e as garras foram ajustadas para pressão de 5 a 7 MPa. Fez-se o alinhamento das garras da MTS com uma barra prismática de alumínio, antes de fazer os ensaios com os cp's.

Foi realizado o ensaio com o CP01, de vidro-E/epóxi. A razão desta escolha antes de ensaiar com as barras híbridas foi para verificar o sistema de medição de sinais de entrada com o transdutor de força e a resposta no extensômetro da MTS. E também um 2º teste, foi

realizado no CP02 com fios de aço, mostrado na Figura 4.52. Os cp's foram rompidos, onde houve o teste de resistência mecânica à medida que se alterou a rigidez das barras por meio da mudança de fios de aço para Ni-Ti na temperatura ambiente de 25 °C, que também pode ser visualizado na Figura 4.53. Os experimentos com cp's, com fios de Ni-Ti na austenita a 69 °C foram realizados com o sistema de fixação do termopar do sistema de aquecimento, em um dos fios de Ni-Ti, visualizado por meio do CP08 na Figura 4.54.



Figura 4.52 – CP02, com oito fios de arame, a 25 °C, rompido por tração.



Figura 4.53 – CP03, com oito fios de Ni-Ti, sob tração até a ruptura a 25 °C.

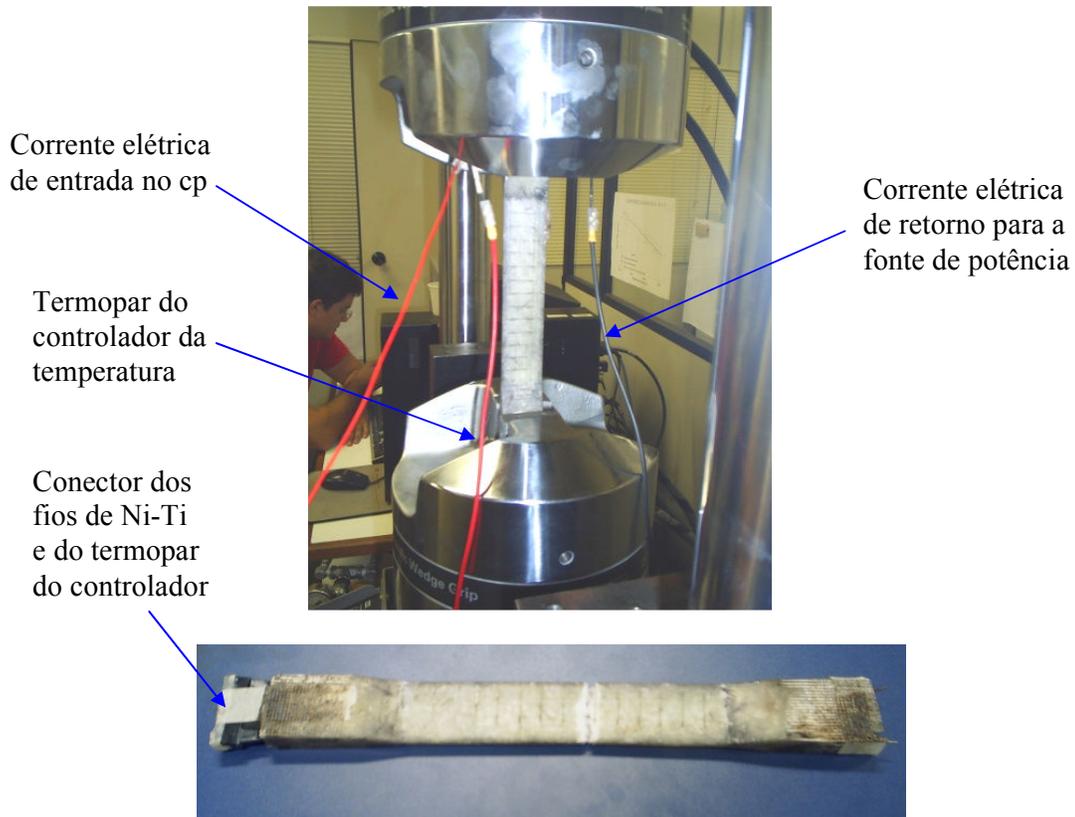


Figura 4.54 – CP08, com fios de Ni-Ti a 69°C, após a ruptura por tração.

4.2.2e – Procedimentos para vigas SMAHC sob flexão de três pontos

No caso de vigas compósitas com e sem fios (vide Tabela 4.1), foram submetidas à flexão em três pontos, no regime elástico (ensaio não-destrutivo). Os ensaios foram realizados com flecha máxima de 1% do vão (L) entre apoios, na MTS-810. Foram realizados ensaios com ambiente monitorado a 25 ± 2 °C, em 5 vigas de vidro-E/epóxi para quatro diferentes vãos (L) de: 114 mm, 150 mm, 280 mm e 467 mm. Isto foi necessário por causa da recomendação da norma ASTM D-790-10 para compósitos, que preconiza razão entre o vão (L) e a espessura (h) superior ou igual a 16, i.e. $L/h \geq 16$, bem como para avaliar a influência da relação L/h nos resultados. De acordo com esta norma, quanto maior é a razão L/h menor é a influência do cisalhamento transversal, em ensaios de flexão de três pontos de vigas compósitas convencionais. Porém, para vigas SMAHC, ainda não há normas para este tipo de ensaio. Foram executados testes iniciais, para verificação da aderência na interface dos fios (aço e Ni-Ti) com o epóxi e as camadas de vidro-E/epóxi. A

célula de carga inicial, utilizada nos testes para o vão $L=114$ mm, foi de capacidade de 100 kN e resolução de 1 kN.

Começou-se com um vão $L=114$ mm e um cilindro de aço preso nas garras superiores da MTS, o qual aplicou cargas monotônicas no ponto médio das vigas, conforme se mostra na Figura 4.55. Ensaio semelhante também foram feitos com fios de Ni-Ti na fase austenita, a 69 °C, em vigas SMAHC.



Figura 4.55 – Ensaio de flexão a 25 °C do CP08 para o vão $L= 114$ mm.

Posteriormente, para cumprir a norma ASTM D-790-10, também foram realizados ensaios com vãos maiores. Para isso, a troca de célula de 100 kN para 10 KN com resolução de 100 N que ficou mais próxima da faixa de forças aplicada às vigas. A Figura 4.56 mostra o ensaio a 25 °C do CP12 (na martensita) com o vão $L=150$ mm.



Figura 4.56 – Ensaio de flexão a 25 °C do CP12 (SMAHC) para o vão $L= 150$ mm

No sentido de minimizar o efeito do cisalhamento transversal nos módulos elásticos experimentais em flexão, confeccionou-se uma base de apoio para vãos (L) de 280 mm e 467 mm. As Figuras 4.57 e 4.58 mostram, respectivamente, os ensaios de flexão do CP12 na martensita e na austenita para o vão $L=280$ mm. Neste caso, cumpriu-se a recomendação da norma ASTM D-790-10 para todas as vigas de vão $L=280$ mm (e 467 mm), aonde a razão do vão livre (L) e a espessura (h) é dada por $L/h \geq 16$. De acordo com esta norma, para razões $L/h \geq 16$, a influência do cisalhamento transversal em ensaios de flexão de 3 pontos de vigas compósitas convencionais pode ser desprezada e a hipótese de Euler-Bernoulli é satisfeita.



Figura 4.57 – Ensaio de flexão do CP12 a $25\text{ }^{\circ}\text{C} < M_f$ para o vão $L=280$ mm.



Figura 4.58 – Ensaio de flexão do CP11 a $69\text{ }^{\circ}\text{C} > A_f$ para o vão $L=280$ mm.

4.2.3 – Procedimentos para Obtenção da Fração Volumétrica de Vazios dos Cp's

Foram escolhidas barras (CPT, cp's de tração) e vigas (CPF, cp's de flexão) compósitas com e sem fios, que já foram submetidas a cargas estáticas e dinâmicas não destrutivas, para a determinação da fração volumétrica de vazios. Os procedimentos experimentais seguiram a norma ASTM D 3171-06.

Na preparação das amostras, para facilitar o corte, foi definido um formato prismático com dimensões lineares, de 8,5 a 12 mm, suficientes para acarretar uma massa da amostra, em gramas, que seja 1000 vezes igual ou superior a da precisão da balança analítica usada (Levi-Neto e Pardini, 2006). As faces cortadas das amostras ficaram lisas e regulares, com a cortadeira da marca Struers modelo Secotom-15. Ela foi ajustada para a rotação de 2200 rpm e avanço de 0,20 mm/s e 0,80 mm/s, respectivamente, para os cp's compósitos com e sem fios. A cortadeira tem um sensor de força para indicar o nível de tensão que o disco de corte está submetido. Neste trabalho, não se ultrapassou o valor 5% da carga máxima admissível do disco. O corte completo de uma amostra com e sem fios demorou 30 min e 5 min, respectivamente. O disco diamantado de corte, Struers, de diâmetro 200 mm e espessura de 0,8 mm, com capacidade de rotação máxima de 5000 rpm, foi instalado na cortadeira com o sistema de fluido refrigerante.

Após o corte, as amostras foram limpas com acetona e depois secas com papel toalha. A identificação por tipo de processo de fabricação dos cp's está na Tabela 4.4. As dimensões lineares das amostras foram limitadas ao conjunto cesto-suporte, neste caso até 45 mm. As dimensões das amostras cortadas de 4 tipos de CPT's na região dos *tabs* de comprimento de 10 a 12 mm, largura e profundidade de 8,5 a 10 mm, portanto quase cúbicas na Figura 4.59. E de 2 tipos diferentes de CPF's com e sem fios de Ni-Ti, as amostras prismáticas têm dimensões nominais de comprimento de 31,4 mm, largura de 10 mm e espessura respectivas de 3,85 mm e 6 mm, visto na Figura 4.60.

Tabela 4.4 – Tipos de cp's de tração (CPT) e de flexão (CPF) e os processos de fabricação.

Tipos de cp's	Processos de fabricação
CPT 1	Sem fios, cura a frio, sem bolsa de vácuo
CPT 2	Com 8 fios de Ni-Ti, sem <i>roving</i> , cura a frio, sem bolsa de vácuo
CPT 3	Com 8 fios de Ni-Ti, sem <i>roving</i> , cura a quente, sem bolsa de vácuo
CPT 4	Com 8 fios de aço, sem <i>roving</i> , cura a frio, sem bolsa de vácuo
CPF 1	Sem fios, cura a frio, sem bolsa de vácuo
CPF 2	Com 8 fios de Ni-Ti, com <i>roving</i> , cura a quente, com bolsa de vácuo

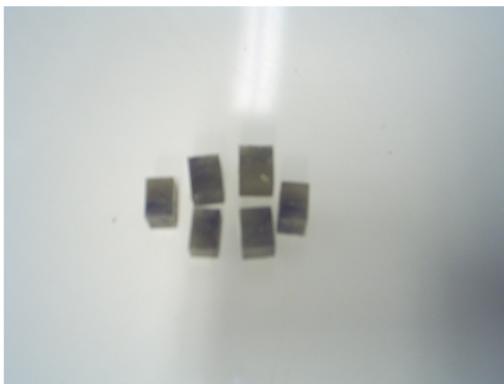


Figura 4.59 – Amostras em cubos dos *tabs* de barras de vidro-E/epóxi.



Figura 4.60 – Amostras prismáticas de vigas de vidro-E/epóxi/fios de Ni-Ti.

As massas secas e aparentes foram medidas pela balança analítica da Shimadzu AUY 220, com capacidade de 220 g e precisão de 1 mg e desvio-padrão de 0,1 mg. O método de medição da massa aparente das amostras seguiu o princípio de Arquimedes (Mazalli, 2011). Logo, o empuxo no corpo imerso é proporcional ao volume do fluido deslocado. A massa aparente é medida na balança, através do empuxo gerado pela amostra imersa na água. Foi instalado o suporte do cesto no prato da balança analítica e o cesto imerso em 150 mL de água destilada, num becher (capacidade de 250 mL). Também é vista, uma base de aço isolada do prato sobre a balança que suporta o becher com água. Com as massas secas e aparentes e a densidade da água, que depende da temperatura, se obtém a densidade da amostra. A temperatura da água foi medida com um termômetro da Minipa, com precisão de 1°C, possuindo um termopar (sensor) que foi imerso na água. Com o valor da temperatura se obtém a densidade da água tabelada na literatura (Mazalli, 2011). Para resolver o problema das tensões superficiais, que torna difícil a medida da massa aparente, as amostras ficaram 24 horas imersas em água destilada, na temperatura $T = 25\text{ }^{\circ}\text{C}$. Assim,

os poros da superfície das amostras foram preenchidos com água e as medidas de massa aparente ficaram estáveis.

Foram realizadas imagens de amostras cortadas de barras e vigas pelo microscópio ótico, Olympus BX51, capacidade de aumento até 400 vezes, com câmera fotográfica acoplada, Sony ExwaveHDA. Para fazer uma sondagem da camada de fios das amostras, ajustou-se o microscópio para aumento de até 100 vezes. Verificou-se nas amostras de CPT4 e CPT3 que as mantas de vidro-E não aderem diretamente sobre a superfície do fio de arame e Ni-Ti, mas acompanham suavemente suas formas respectivas de seção, ovalizadas e circulares, sem penetrarem na camada de fios, visto com aumento de 50 vezes na Figura 4.61. Observaram-se também variações de distância da manta de vidro-E em relação ao fio. Mostra-se o contorno da manta de vidro-E embebida na matriz epóxi, com vazios (regiões negras), nas amostras de CPT3 e CPT4 (Figura 4.62). E isto acontece também na amostra CPF2, de cura a quente, com bolsa de vácuo, visualizado com aumento de 100 vezes na Figura 4.62.

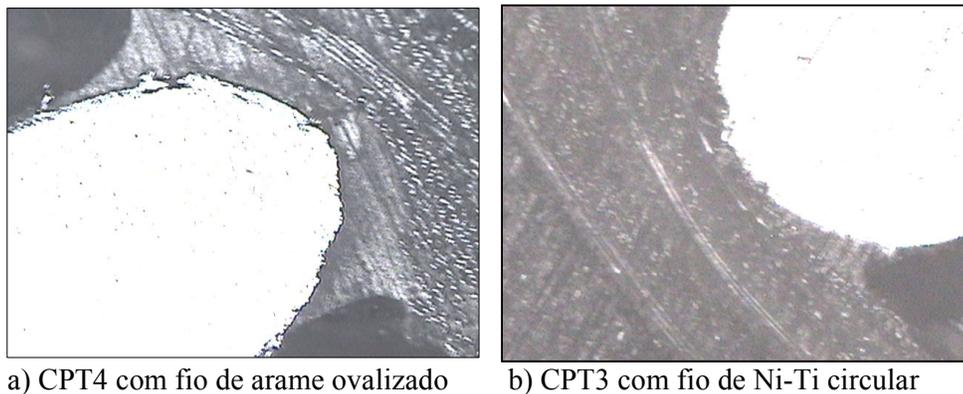
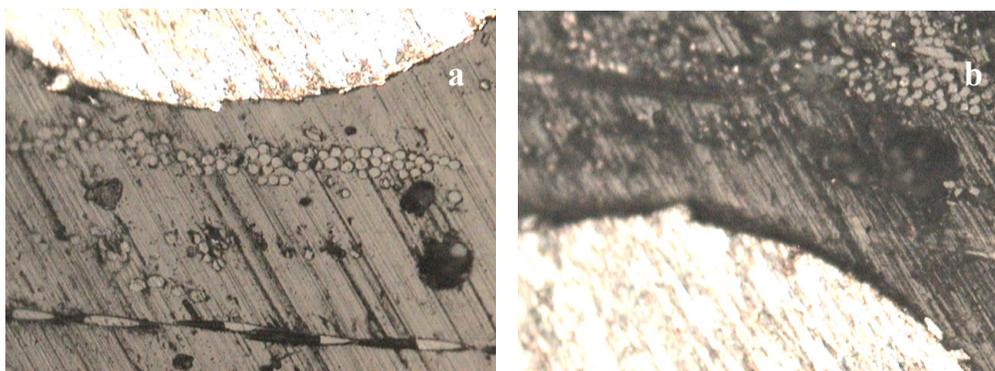


Figura 4.61– CPT4 de cura a frio e CPT3 a quente, com vazios na interface epóxi/fio.



4.62 – Camada de fios e a camada adjacente (a) inferior e (b) superior da amostra CPF2.

Após a verificação dos cp's por microscopia ótica, pode-se realizar o ensaio destrutivo das amostras através da queima do epóxi. Para isto, foi utilizado um forno elétrico da Linn Eletro Therm, com capacidade até 3000 °C. O forno foi ajustado para alcançar 550 °C em 10 minutos, estabilizando a 630 °C durante 30 minutos e finalizando a operação automática com 12h, até a temperatura ambiente (25 °C). O conjunto cadinho-bandeja, ambos de porcelana, antes da pesagem do cadinho com a amostra, foi limpo e aquecido em uma placa térmica à temperatura controlada de 200 °C, durante 40 minutos, para retirar qualquer umidade do conjunto. E depois de voltar à temperatura ambiente, foram identificadas 6 amostras por tipo de cp com os números respectivos nos cadinhos.

A seguir as amostras dentro dos cadinhos, da marca Ghiamutti modelos M-31 (menor) e P-27 (maior), foram colocados no forno em cada ciclo de queima de 12h40 minutos. E, deste procedimento para as amostras sem fios, foi obtida a massa de epóxi e de fibras de vidro-E. Neste primeiro passo, antes e após a queima, respectivamente, fez-se a pesagem na balança analítica do cadinho-amostra e cadinho-fibras. Desta forma, se calculou a diferença entre a massa total (cadinho-amostra) e a massa do cadinho somente com as fibras, obtendo a massa de epóxi da amostra. A massa de fibras de vidro-E se conseguiu pela diferença entre a massa do cadinho-fibras e a massa do cadinho vazio. No caso de amostra com fios, foram retirados os fios do cadinho, para determinar as massas do epóxi e do vidro-E de forma semelhante à das amostras sem fios.

Finalizou-se a obtenção dos dados necessários para quantificar a fração de vazios em cada amostra com fios, através da Eq. 3.41, medindo-se a massa de fios diretamente na balança analítica. Esta sequência ordenada de procedimentos, de retirada dos materiais dos cadinhos para a pesagem, foi realizada com pinça e com os cp's colocados em porta-amostra com divisões internas e identificadas para cada amostra, por tipo de cp ensaiado.

5 – RESULTADOS OBTIDOS

5.1 – COMPORTAMENTO TERMOMECAÂNICO SOB CARGAS ESTÁTICAS

Nesta seção, serão mostrados os módulos de elasticidade experimentais de barras e vigas e comparados com os módulos analíticos, tanto nos ensaios de tração como de flexão de três pontos, respectivamente, em duas temperaturas. A temperatura ambiente durante os ensaios foi de 25 ± 2 °C. As barras e vigas SMAHC foram ensaiadas com os fios de Ni-Ti na fase martensítica, à temperatura ambiente, e na austenítica a 69 °C. A Máquina Universal de Testes utilizada foi a MTS-810 (vide Figuras 4.53 a 4.58), ajustando-se para a velocidade de aplicação do deslocamento, de 1 mm/min, durante todos os ensaios.

5.1.1 – Caracterização Termomecânica dos Materiais Empregados no SMAHC

Nesta subseção, serão mostradas as propriedades termomecânicas dos materiais que compõem as barras e vigas de compósito híbrido com fios metálicos (arame galvanizado e Ni-Ti). Na Tabela 5.1, além do resultado experimental do módulo de elasticidade do fio de arame com a respectiva incerteza associada ao erro na medida (vide Apêndice C), constam também da densidade, e de faixas de valores da resistência mecânica à tração e do coeficiente de expansão térmica da fibra de vidro-E, obtidos em Levy-Neto e Pardini (2006); bem como do epóxi, de cura a frio (Araldite F / HY 956 e HY 1316 / LY 1208) e de cura a quente (HY 1316 / LY 1316), do manual do fabricante (Huntsman, 2009). E, ainda, o arame zincado, caracterizado como uma liga de Fe-C coberta com zinco por galvanização a fogo (Campanher, 2009). Para dar maior clareza à caracterização estática do arame macio com superfície zincada, BWG 20 da Morlan, a Figura 5.1 mostra a curva típica de Tensão-Deformação do fio tracionado (do CP02), comprimento útil de 151,64 mm e diâmetro de 0,89 mm. As faixas de valores da densidade e do módulo de Young do fio de arame galvanizado é de 5,54 a 7,70 g/cm³ e de 50 a 97 GPa, respectivamente (Matweb, 2012).

Na Tabela 5.2, as faixas de valores da densidade e do coeficiente de expansão térmica das ligas de Ni-Ti foram obtidas de Humbeeck e Stalmans (1998). Os módulos de elasticidade experimental do fio de Ni-Ti sob tração, na martensita a 25 °C e na austenita, a 69 °C, com suas respectivas incertezas associadas às medidas (vide Apêndice C) estão

dentro das faixas de valores fornecidos na literatura (Chaudhry e Rogers, 1991; Brinson et al., 1997; Humbeeck e Stalmans, 1998; Turner, 2000). E, para o Ni-Ti (com recozimento completo), os resultados experimentais de resistência mecânica são: 750 MPa na martensita, a 25 °C; e 923,9 MPa na austenita, a 69 °C, que estão dentro da faixa de valores da literatura (Humbeeck e Stalmans, 1998). O valor do módulo de Young médio do fio de Ni-Ti, na martensita (25 °C), foi obtido por 2 ensaios de tração na MTS, do trecho da curva experimental, antes da transição para martensita induzida por tensão. Um exemplo é mostrado do ensaio de ruptura do CP01, a 25 °C < M_f, de comprimento útil de 138,45 mm e diâmetro 1,05 mm, na Fig. 5.2.a e o ajuste do trecho linear da curva por regressão linear na Figura 5.2.b, com R²=0,9934. E o valor do módulo de elasticidade do fio de Ni-Ti, na austenita (69 °C), sob tração, está na Tabela 5.2. A Figura 5.3 mostra o gráfico Tensão-Deformação do CP05, de comprimento útil de 75,5 mm e diâmetro 1,05 mm, no trecho inicial linear da curva ajustado pelo Método dos Mínimos Quadrados (MMQ), para R²=0,99856, com a rigidez de 481,45 N/mm. O coeficiente de determinação R² da regressão linear simples fornece uma confiabilidade qualitativa nos dados obtidos da MTS. Neste caso, é definido como $R^2 = 1 - (s_{F,\delta}^2 / s_F^2)$, onde $s_{F,\delta} = \sqrt{(\sum_{i=1}^N F_i^2 - b \sum_{i=1}^N F_i - m \sum_{i=1}^N \delta_i F_i) / N}$ é o erro padrão da estimativa de F para δ e $s_F = \sqrt{\sum_{i=1}^N (F_i - \bar{F})^2 / N}$ o desvio padrão de F, sendo F_i e δ_i as variáveis de força e deslocamento obtidos da MTS (Spiegel, 1971). Sendo b e m o coeficiente linear e a inclinação da reta ajustada para o conjunto de pares de pontos F_i e δ_i do espaço amostral N, dada pela equação: F=b+m.δ. Por exemplo, para o CP05 de fio de Ni-Ti, o valor de $R = \sqrt{0,99856} = 0,99928$ significa que 99,93 % dos dados experimentais estão dentro da reta de ajuste por regressão linear. Este procedimento estatístico foi realizado para todos os cp's ensaiados à flexão e tração daqui em diante.

Tabela 5.1 – Propriedades termomecânicas do epóxi, da fibra de vidro-E (Levy-Neto e Pardini, 2006) e do arame zincado (Matweb, 2012).

Material	Densidade (g/cm ³)	Módulo de Young (GPa)	Resistência Mecânica à Tração (MPa)	Coefficiente de Expansão Térmica (10 ⁻⁶ . °C ⁻¹)
Arame zincado	6,37	75,5 ± 7,36	37 a 441	19,4 a 39,9
Fibra de vidro-E	2,5	70	2400	5
Epóxi (de cura a frio e a quente)	1,0 a 1,2	3,5	30 a 80	44 a 120

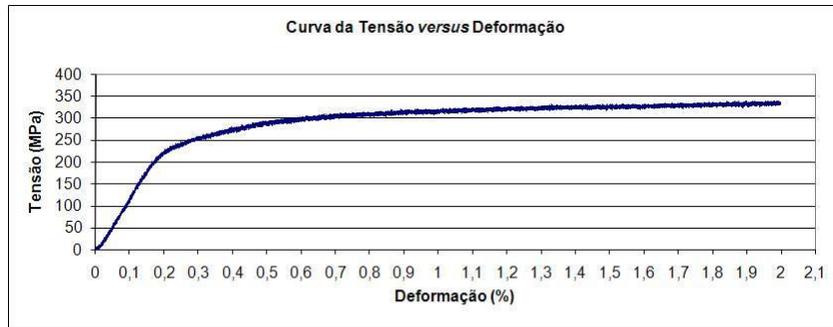


Figura 5.1 – Curva Tensão-Deformação típica do arame zincado, tracionado a 25°C.

Tabela 5.2 – Propriedades termomecânicas do fio de Ni-Ti (Otsuka e Wayman; 1998).

Material	Densidade (g/cm ³)	Módulo de Young (martensita) (GPa)	Módulo de Young (austenita) (GPa)	Resistência Mecânica à Tração (MPa)	Coefficiente de Expansão Térmica (10 ⁻⁶ . °C ⁻¹)
Liga de Ni-Ti	6,45	22,6 ± 3,51	48,4 ± 0,295	700 a 1500	6,6 a 10

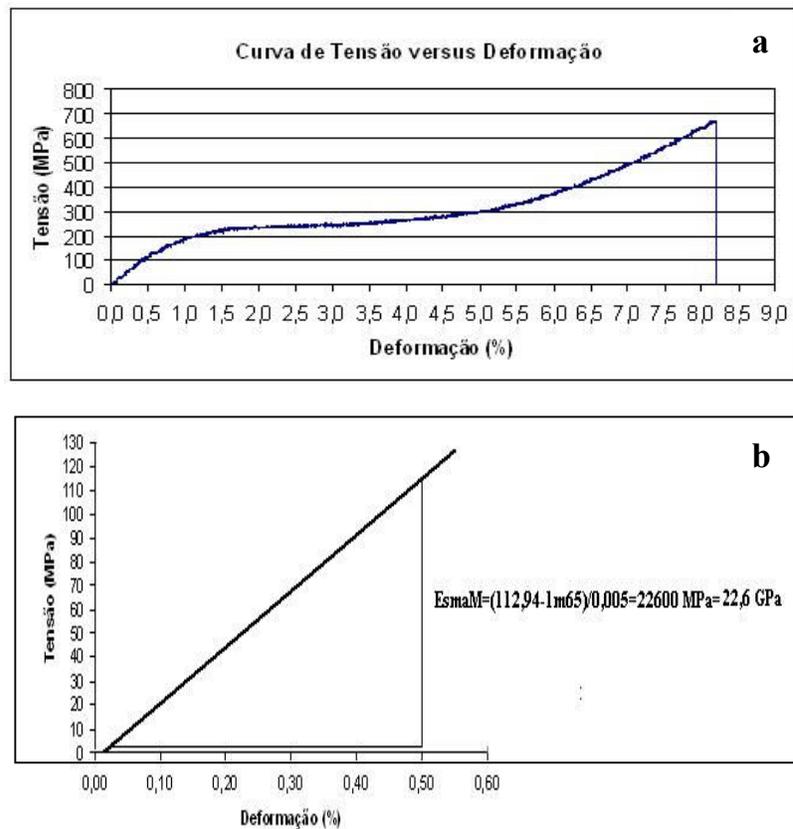


Figura 5.2 – (a) Curva Tensão-Deformação típica do fio de Ni-Ti (CP03) rompido sob tração a 25°C M_f e (b) a reta ajustada por regressão linear do trecho inicial da Fig.5.2.a.

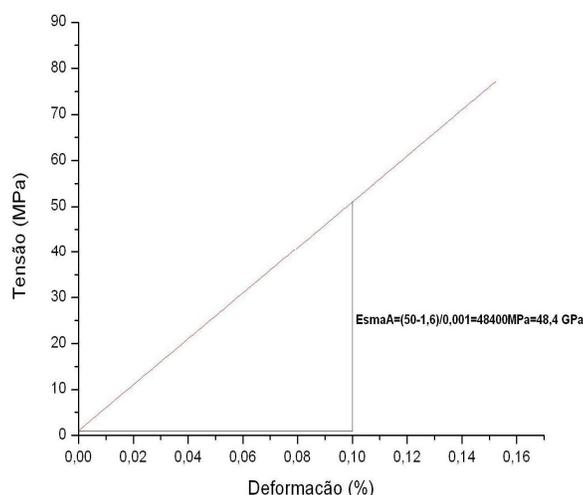


Figura 5.3 – Curva Tensão-Deformação do fio de Ni-Ti (CP05) sob tração a $69^{\circ}\text{C} > A_f$, em regime elástico, com uma reta ajustada por regressão linear.

Algumas propriedades térmicas dos materiais empregados nos compósitos híbridos com fios (arame zincado e Ni-Ti) devem ser mencionadas. A condutividade térmica, o calor específico e a resistência térmica são apresentados na Tabela 5.3. As propriedades do arame zincado foram fornecidas pela Morlan. Os sistemas epóxi de cura a frio (Araldite F / HY 956 e HY 1316 / LY 1208) e a quente (HY 1316 / LY 1316) são provenientes do manual da Huntsman. As propriedades da fibra de vidro-E foram obtidas de Levy-Neto e Pardini (2006). Além disso, as propriedades do fio de Ni-Ti são mostradas na faixa entre a martensita e a austenita (Humbeeck e Stalmans, 1998).

Tabela 5.3 – Propriedades térmicas do epóxi (Hunstman, 2009), fibras de vidro (Levy-Neto e Pardini, 2006), arame zincado (Matweb, 2009) e fio de Ni-Ti (Otsuka e Wayman, 1998).

Material	Condutividade Térmica (W/m.K)	Calor Específico (J/kg.K)	Resistência Térmica ($^{\circ}\text{C}$)
Arame zincado	105 a 125	390 a 525	375 a 800
Fio de Ni-Ti	8,6 a 18	470 a 620	1240 a 1310
Fibra de vidro-E	0,85 a 1,30	840	600
Epóxi cura a frio (HY 1316 / LY 1208)	0,14 a 9,40	2100	60
Epóxi cura a frio (Araldite F / HY 956)	0,14 a 9,40	2100	200
Epóxi cura a quente (HY 1316 / LY 1316)	0,14 a 9,40	2100	200

A composição química do fio de Ni-Ti do fabricante Memory Metalle GmbH, com memória de forma, é de 55,49 % de Níquel (Ni) e de 44,50 %, de Titânio (Ti), ambos em massa. A temperatura de formação inicial da austenita (A_s) na ficha técnica é de 62 °C. Este material foi completamente recozido e apresenta em sua superfície uma fina camada do óxido de TiO_2 , resultado do processo de fabricação do fio. Além disso, apresenta valores inferiores a 0,01% de Ti-C, que não afeta as propriedades termomecânicas desta liga de Ni-Ti, de acordo com a informação do fabricante.

Foram realizados 5 ensaios de fluorescência de raios-X a vácuo, com o equipamento EDX-720, no Laboratório de Difração de Raios-X da Universidade de Brasília (UnB), para verificar as percentagens, em massa, de Ni, Ti e impurezas no fio de SMA adquirido. Os resultados obtidos dos principais elementos químicos do fio de Ni-Ti com 55,227 % de Ni e 41,995 % de Ti, ambos em massa, se aproximaram 99,53 % e 94,04 %, respectivamente, da composição química do manual do fabricante, que são apresentados com 2,778 % de impurezas na Tabela 5.4. Para preparar os ensaios, um recipiente de nylon (porta-amostra) do EDX-720 foi preenchido com pedaços do fio de Ni-Ti (decapado). O pequeno teor de alumínio que aparece na Tabela 5.4 talvez seja oriundo de uma possível contaminação da superfície dessa amostra do fio de Ni-Ti, ao passar pelo bloco-guia de alumínio do molde fêmea e ser tensionado durante a instalação dos fios, antes da laminação dos cp's.

Tabela 5.4 – Composição química do fio de Ni-Ti do ensaio de fluorescência de raios-X.

Elemento Químico	Composição Percentual (%)	Desvio Padrão (%)
Ni	55,227	0,048
Ti	41,995	0,053
Al	1,245	0,026
Si	0,758	0,012
Ca	0,352	0,008
Fe	0,304	0,004
S	0,119	0,003

Foram realizados ensaios de difração de raios-X para verificar se o fio de Ni-Ti ao ser recebido está na fase martensita, conforme a especificação do fabricante. O difractograma foi realizado com a radiação $K-\alpha$ de anodo de cobre, do Instituto de Geologia da UnB. A taxa e o incremento do ângulo de varredura (em graus) da amostra foram de 2°/min e com

incremento de $0,02^\circ$, respectivamente, na faixa de 20° a 100° . O gráfico da Intensidade de raios- X *versus* Ângulo de varredura (2θ) de amostras de fio de Ni-Ti é apresentado na Figura 5.4. É também mostrado na Fig. 5.5, como forma de comparação, um gráfico da Intensidade de raios- X *versus* Ângulo de varredura (2θ) de um material de Ni-Ti, com a mesma composição química e na fase martensítica (Anselmo, 2011). Os tratamentos térmicos das duas amostras de Ni-Ti, com a mesma composição química, podem ter sido realizados com procedimentos diferentes, mas o pico da fase martensítica que aparece em Anselmo et al. (2011), na faixa do ângulo de varredura entre 42° e 43° , aparece também na amostra de Ni-Ti deste trabalho. Este indicativo de fase martensítica por difração de raios- X, em conjunto com a curva de Tensão-Deformação da Fig.5.2, confirma que o fio de Ni-Ti quando adquirido estava na fase martensita. Outro trabalho neste sentido foi realizado por Villamarin (2013), com ligas de Ni-Ti tratadas na fase martensita e na austenita na temperatura ambiente (25°C).

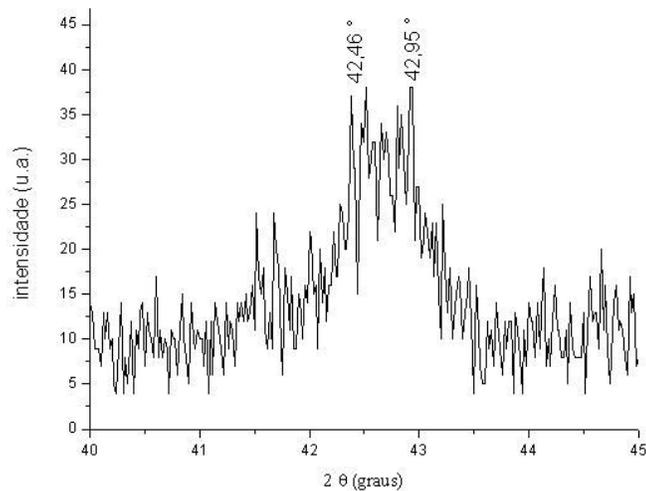


Figura 5.4 – Difractograma do fio de Ni (55,49%)-Ti na martensita.

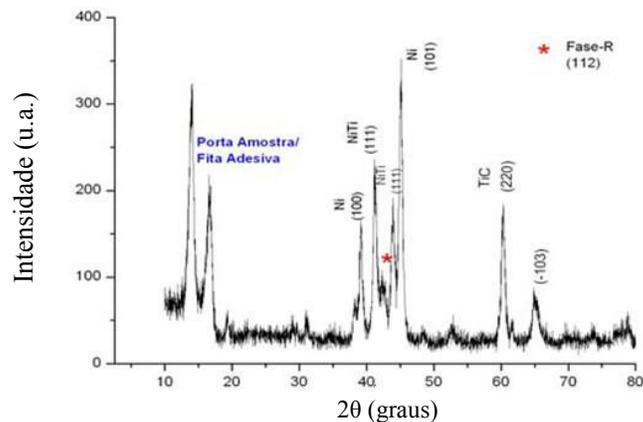


Figura 5.5 – Difractograma de uma fita Ni (55,5%)-Ti na martensita (Anselmo, 2011).

No fio de Ni-Ti ocorre mudança de propriedades elétricas com a temperatura. Para o ajuste do controlador analógico digital (PIC-18F452) do dispositivo de aquecimento, precisou-se saber o comportamento da resistência elétrica em função da temperatura do fio de Ni-Ti. A resposta da variação da temperatura em função do tempo é importante também para o ajuste do controlador PIC-18F452. Foram realizados ensaios com o fio de $_{55,49}\text{Ni-Ti}$, imerso em óleo dielétrico (isolante elétrico) dentro de uma cuba adiabática (vide subseção 4.2.2c). Realizaram-se ensaios de aquecimento e de resfriamento na taxa de $3,5\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$ (na descida e na subida), com faixa de temperatura controlada de $25\text{ }^{\circ}\text{C}$ a $85\text{ }^{\circ}\text{C}$. A resistência elétrica foi medida com um ohmímetro, externamente, com os cabos ligados as duas extremidades do fio de Ni-Ti bobinados na barra de teflon dentro da cuba. Houve mudança da resistência elétrica em função da temperatura entre $57\text{ }^{\circ}\text{C}$ e $62\text{ }^{\circ}\text{C}$. E os valores inferiores a $37\text{ }^{\circ}\text{C}$ e superiores a $60\text{ }^{\circ}\text{C}$, respectivamente, se mantêm constante em 4 ohms e 0,5 ohm. Durante o resfriamento, também pode ser verificado a mudança de resistência elétrica em função da temperatura, de 0,5 ohm a $67\text{ }^{\circ}\text{C}$ para 4 ohms a $28\text{ }^{\circ}\text{C}$. Estes valores fixos e distintos indicam que nas fases martensita ($M_f=48,7\text{ }^{\circ}\text{C}$) e na austenita ($A_f=59\text{ }^{\circ}\text{C}$) a resistência elétrica será constante, durante os ensaios estáticos e dinâmicos. E que se o fio de Ni-Ti obedece a Lei de Ohm, a calibração e ajustes do sistema de controle por corrente elétrica D.C. poderão ser realizados com precisão.

Foram realizados ensaios com um DSC (*Differential Scanning Calorimeter* - Calorímetro de Varredura Diferencial), no Laboratório de Química da Universidade Federal do Rio de Janeiro (UFRJ), para se verificar as temperaturas de transformação de fase do fio de Ni-Ti. O calorímetro da UFRJ foi operado com uma vazão controlada de Nitrogênio líquido para o resfriamento da câmara interna do forno para $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$. Os ensaios foram realizados em duas corridas de 10 minutos, nesta ordem de: (j) $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ a $+100\text{ }^{\circ}\text{C}$ (subida), (jj) manteve em $+100\text{ }^{\circ}\text{C}$ durante 1 minuto e (jj) $+110\text{ }^{\circ}\text{C}$ a $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ (descida). A taxa de aquecimento e resfriamento foi de $10\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$, na qual o calorímetro foi calibrado. A amostra de fio de Ni-Ti de 13,5 mg apresentou uma curva de Fluxo de Calor *versus* Temperatura com dois picos bem delineados de mudança de fase, tanto no aquecimento como no resfriamento, realizado num ciclo de ensaio contínuo. As temperaturas de transformação foram determinadas pelo programa Proteus, com as interseções das retas tangentes no início e final de cada pico. Nos dois picos bem evidentes, na subida e na descida, as temperaturas de mudança de fase inicial e final da martensita e da austenita obtidas, respectivamente, são $M_f=35,60\text{ }^{\circ}\text{C}$, $M_s=48,7\text{ }^{\circ}\text{C}$, $A_s=46,30\text{ }^{\circ}\text{C}$ e $A_f=59,00\text{ }^{\circ}\text{C}$, que pode ser visto na Figura 5.6. A diferença na entalpia de transformação é justificável,

porque existe outra fase martensítica chamada de R, não revelada na curva de descida (Otsuka e Wayman, 1998).

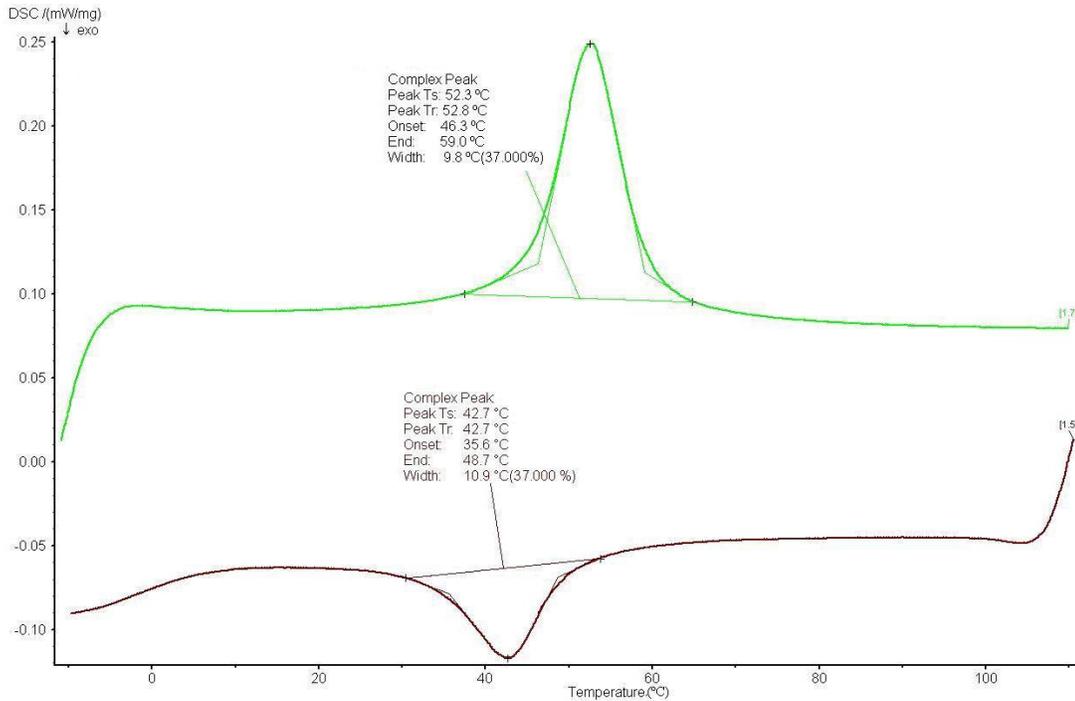


Figura 5.6 – Curva de Fluxo de Calor (mW) versus Temperatura (°C) durante a sequência de ensaio de resfriamento e aquecimento entre -10 °C e +110 °C do fio de Ni (55,49%)-Ti.

5.1.2 – Comportamento Termelástico de Vigas SMAHC Fletidas a 25 °C e 69 °C

Para caracterizar as vigas compósitas é necessário determinar as propriedades físicas como as densidades, massas e as frações volumétricas de epóxi (V_e), fibras de vidro-E (V_{vidro}) e fios de arame zincado e Ni-Ti (V_{fio}) empregados na fabricação, que são apresentadas na Tabela 5.5. Estas propriedades foram utilizadas nas simulações analíticas para obtenção dos módulos de elasticidade das vigas mostrados na Tabela 5.6 (vide Apêndice A). Realizaram-se ensaios para estimar a fração volumétrica média de vazios (V_v) de vigas típicas de compósitos com e sem fios de arame e SMA. Para esses ensaios, seguiu-se a norma ASTM D 3171-06. Os detalhes sobre a obtenção da densidade, massa seca e úmida, volume, frações em massa e volumétrica de cada material de amostras cortadas dos cp's estão no Apêndice B.

Tabela 5.5 – Densidades, massas e frações volumétricas dos materiais usados e de vazios de vigas compósitas com e sem fios (arame e Ni-Ti).

CP	Densidade (g/cm ³)	Massa (g)	V _e (%)	V _{vidro} (%)	V _{fio} (%)	V _v [*] (%)
01	1,511	32	64,65	29,54	-----	5,81
02	1,511	42	64,65	29,54	-----	5,81
03	1,511	140	64,65	29,54	-----	5,81
04	1,593	160	58,15	36,06	-----	5,81
05	1,528	200	66,21	27,98	-----	5,81
06	1,708	121	54,46	45,54	-----	----
07	1,531	169	68,51	26,22	1,72	3,55
08	1,572	227	67,34	27,81	1,30	3,55
09	1,557	131	60,41	38,36	1,23	----
10	1,557	173	68,66	29,94	1,40	----
11	1,527	180	72,50	22,54	1,76	3,10
12	1,536	208	75,84	22,67	1,53	----
13	1,566	203	71,98	26,42	1,60	----
14	1,522	182	65,37	25,35	1,74	7,54
15	1,623	174	61,98	30,11	1,94	6,07
16	1,520	178	63,32	28,83	1,78	6,07

*Valores estimados de barras e vigas de processos de fabricação semelhantes (Apêndice B).

Todas as vigas, a 25 °C e a 69 °C, foram fletidas com o valor de 1% de deflexão do vão entre apoios (L), em regime elástico na MTS-810, em flexão de três pontos. A Tabela 5.6 apresenta as comparações entre os módulos de elasticidade à flexão, analíticos e experimentais, de todas as amostras na temperatura de 25 °C e as de SMAHC também a 69 °C, para quatro tipos diferentes de vãos. Para as vigas SMAHC, o acréscimo da letra M na identificação do cp indica que a temperatura é 25 °C; e o da letra A, 69 °C. A norma ASTM D-790-10 recomenda para determinação dos módulos de elasticidade à flexão de três pontos, de vigas compósitas biapoiadas, uma relação vão/espessura de $L/h \geq 16$. Os módulos de elasticidade analíticos foram calculados utilizando-se o programa MATLAB, conforme detalhado no Apêndice A. Cabe destacar que as vigas 1 a 8 são passivas. As vigas 1 a 6 não incorporam fios metálicos, as vigas 7 e 8 possuem fios de arame zincado, e apenas as vigas 9 a 16 possuem fios funcionais de Ni-Ti embebidos.

Conforme detalhado no Apêndice C, foram possivelmente estimadas as incertezas de módulos de elasticidade experimentais das vigas com $L/h \geq 16$. Devido às peculiaridades de cada tipo de cp e ao grande número de resultados observados na Tabela 5.6, as vigas foram agrupadas em quatro tipos: (i) sem bolsa de vácuo, sem *roving* e sem fios; (ii) sem vácuo, sem *roving* e com fios de arame; (iii) SMAHC sem vácuo e sem *roving*; e (iv) SMAHC,

com bolsa de vácuo e *roving*. As vigas do tipo: (i) CP's 04 e 05; (ii) CP's 07 e 08; (iii) CP's 11, 12 e 14 (Ni-Ti na fase martensítica); e (iv) CP's 13, 15 e 16 (Ni-Ti na fase martensítica), apresentaram incertezas nos módulos de elasticidade, a 25 °C, estimadas, respectivamente, em $\pm 1,08$, $\pm 1,34$, $\pm 1,10$ e $\pm 0,83$, todas em GPa. E para as vigas SMAHC, na austenita, as incertezas dos módulos de elasticidade, a 69 °C, para os tipos (iii) e (iv), foram, respectivamente, $\pm 1,16$ e $\pm 0,85$, ambas em GPa.

Tabela 5.6 – Módulos analíticos e experimentais à flexão de vigas a 25 °C e 69 °C.

CP***	Módulo de Elasticidade (GPa)					Diferença Percentual** (%)			
	Analítico (E_{anal})	Experimental (E_{exp}) (para 4 diferentes vãos, L)				(para 4 diferentes vãos, L)			
		114*	150	280	467	114*	150	280	467
01	11,94	10,51	-----	-----	-----	+13,61	-----	-----	-----
02	11,94	-----	10,68	11,71	-----	-----	+11,80	+1,96	-----
03	11,94	-----	-----	-----	11,90	-----	-----	-----	+0,34
04	13,97	-----	13,64	13,81	-----	-----	+2,42	+0,34	-----
05	11,46	9,58	10,39	11,41	-----	+19,62	+10,30	+1,16	-----
06	17,21	-----	16,24	17,17	-----	-----	+5,97	+0,23	-----
07	10,53	8,55	10,09	10,52	-----	+23,16	+4,36	+0,10	-----
08	11,16	-----	-----	10,90	-----	-----	-----	+2,39	-----
09M	16,15	-----	13,79	16,01	-----	-----	+17,11	+0,87	-----
09A	16,62	-----	14,02	15,67	-----	-----	+18,54	+6,06	-----
10M	14,01	-----	12,28	13,98	-----	-----	+14,09	+0,21	-----
10A	14,57	-----	12,14	13,30	-----	-----	+20,02	+9,55	-----
11M	9,53	8,40	-----	9,50	-----	+13,45	-----	+0,32	-----
11A	10,25	9,37	-----	10,12	-----	+9,39	-----	+1,28	-----
12M	10,02	-----	9,43	9,77	-----	-----	+6,26	+2,56	-----
12A	10,83	-----	9,25	9,91	-----	-----	+17,08	+9,28	-----
13M	13,44	-----	11,64	13,01	-----	-----	+15,46	+3,31	-----
13A	14,09	-----	12,10	12,63	-----	-----	+16,45	+1,56	-----
14M	10,59	8,60	-----	10,57	-----	+23,14	-----	+0,19	-----
14A	11,57	9,38	-----	10,03	-----	+23,35	-----	+15,35	-----
15M	14,25	-----	12,84	13,98	-----	-----	+10,98	+1,93	-----
15A	15,02	-----	12,88	12,95	-----	-----	+16,61	+15,98	-----
16M	13,80	-----	11,64	13,61	-----	-----	+18,56	+1,40	-----
16A	14,52	-----	11,66	11,21	-----	-----	+24,53	+29,53	-----

* Os cp's foram ensaiados para os quatro vãos entre apoios (L) apresentados com medidas em mm.

** As diferenças percentuais foram calculadas pela fórmula: $[(E_{anal} - E_{exp}) / E_{exp}] \times 100$.

*** Os cp's com fios de Ni-Ti na martensita (25 °C) e austenita (69 °C) são identificados com as letras M e A, respectivamente.

As Figuras 5.7 a 5.11 mostram os gráficos da Força *versus* Flecha (i.e. deflexão máxima) de ensaios de flexão em três pontos dos CP05, CP08, CP09, CP11 e CP13, respectivamente, à temperatura de 25°C, que tornam evidente o comportamento elástico

das vigas. As Figuras 5.12 a 5.14 se referem ao CP09, CP11 e CP13, todos na austenita sob flexão na temperatura de 69°C, superior a A_f . Os efeitos da viscoelasticidade não foram percebidos para as vigas com e sem fios metálicos sob flexão, no regime elástico. Isto é evidenciando, principalmente, na Fig. 5.7 do CP05, de apenas epóxi/vidro-E e também no caso de vigas, do CP08 (arame) e de SMAHC na martensita e na austenita, da Fig. 5.8 a 5.14, respectivamente. Os pontos das curvas da Força *versus* Flecha, no regime linear, foram ajustados por regressão linear pelo Método dos Mínimos Quadrados. Nas legendas são mostrados os coeficientes angulares das retas (m) e de determinação (R^2).

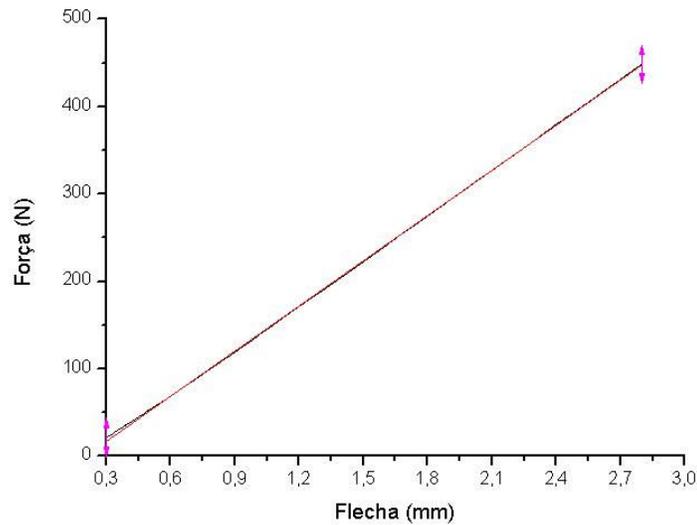


Figura 5.7 – Curva da Força *versus* Flecha do CP05 sob flexão a 25 °C para $L=280$ mm, ajustada com $R^2=0,99991$ e a inclinação da reta $m = 170,3$ N/mm.

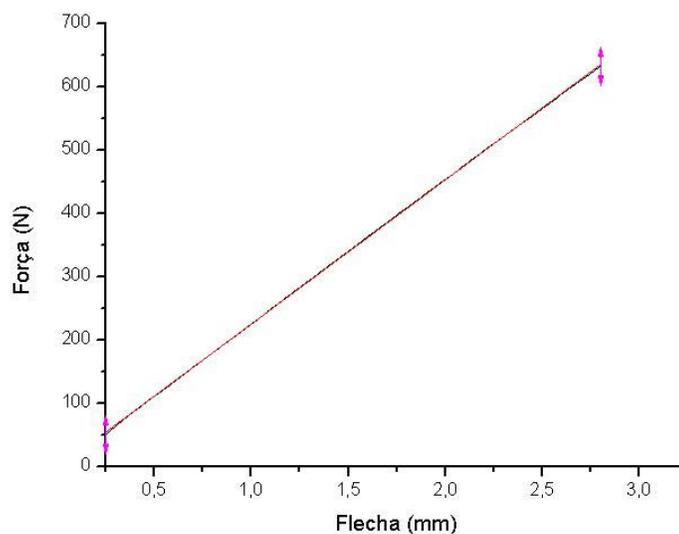


Figura 5.8 – Curva da Força *versus* Flecha do CP08 sob flexão a 25 °C para $L=280$ mm, ajustada com $R^2=0,99996$ e a inclinação da reta $m = 227,8$ N/mm.

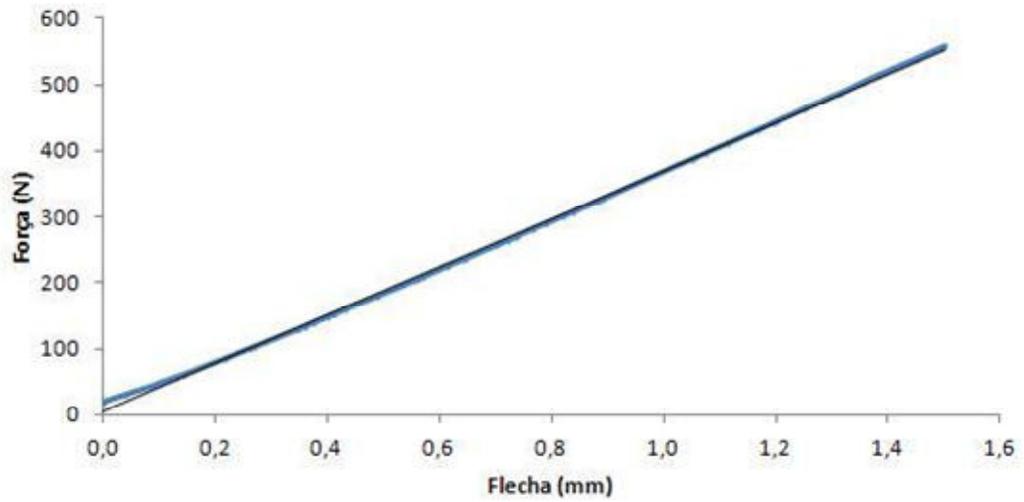


Figura 5.9 – Curva da Força *versus* Flecha do CP09 sob flexão a 25 °C para L=150 mm, ajustada com $R^2=0,99940$ e a inclinação da reta $m = 365,4$ N/mm.

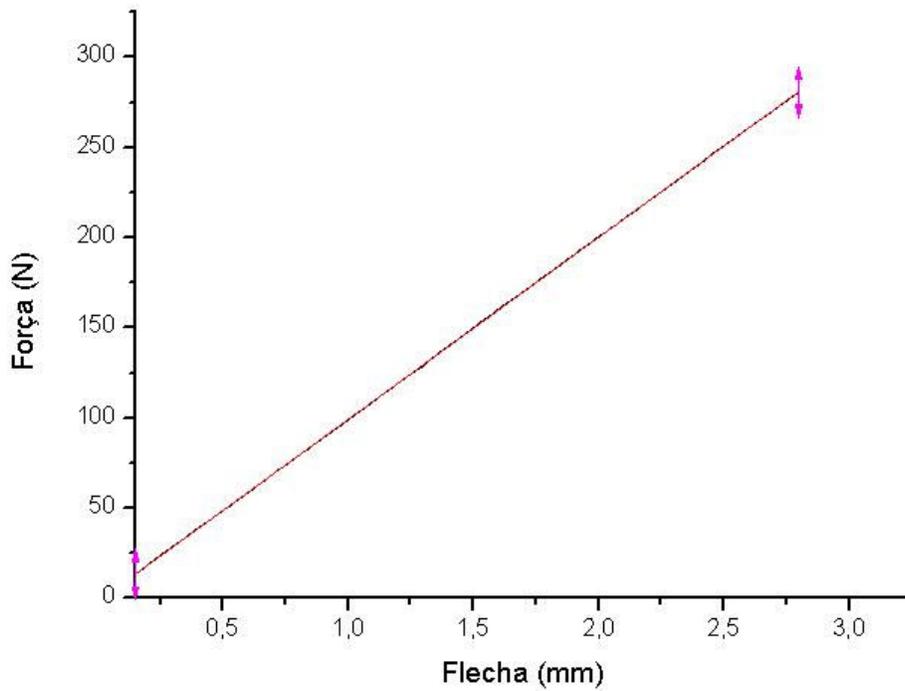


Figura 5.10 – Curva da Força *versus* Flecha do CP11 sob flexão a 25 °C para L=280 mm, ajustada com $R^2=0,99999$ e a inclinação da reta $m = 101,1$ N/mm.

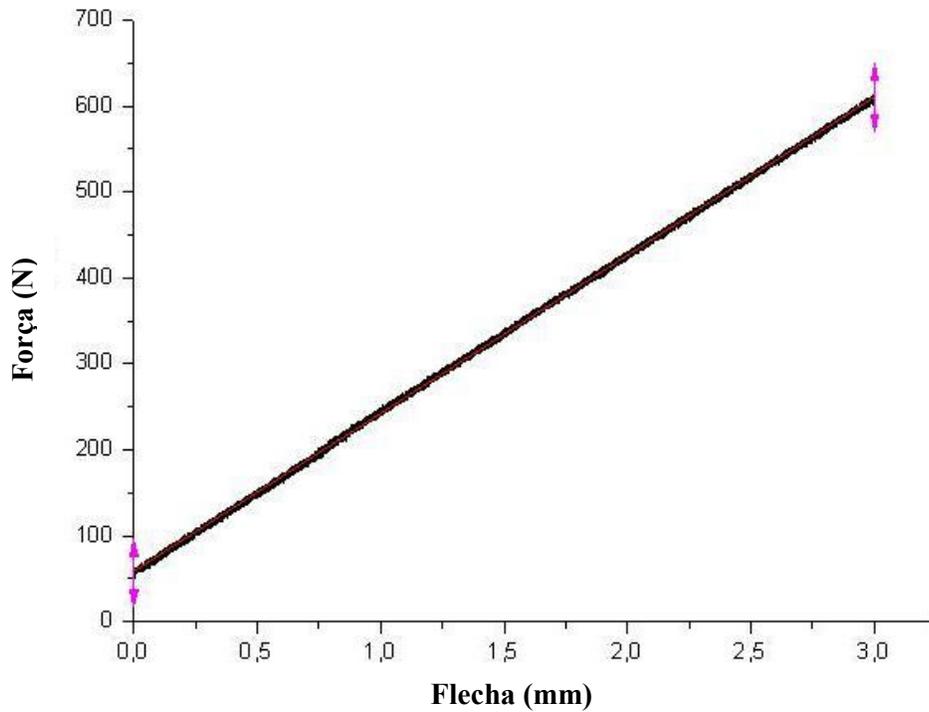


Figura 5.11 – Curva da Força *versus* Flecha do CP13 sob flexão a 25 °C para L=280 mm, ajustada com $R^2=0,9995$ e a inclinação da reta $m = 183,92$ N/mm.

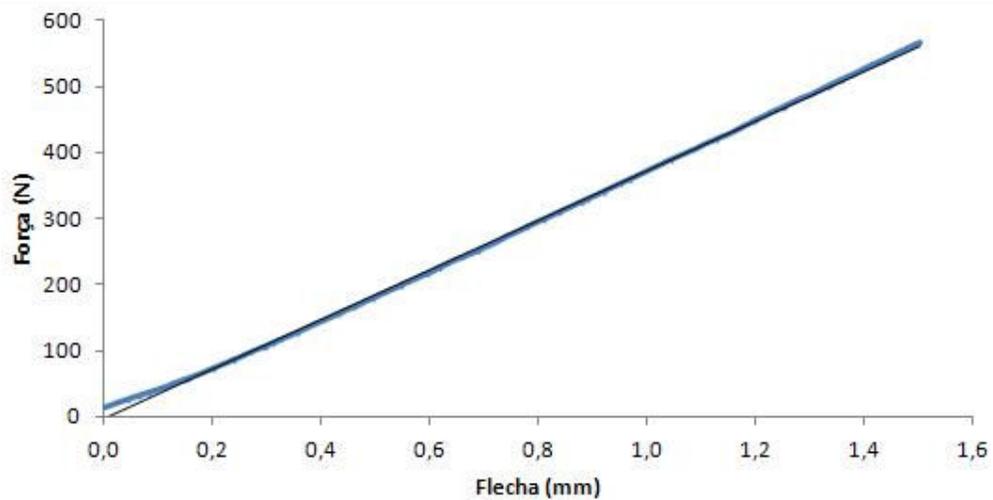


Figura 5.12 – Curva da Força *versus* Flecha do CP09 sob flexão a 69 °C para L= 150 mm, ajustada com $R^2=0,99930$ e a inclinação da reta $m = 368,9$ N/mm.

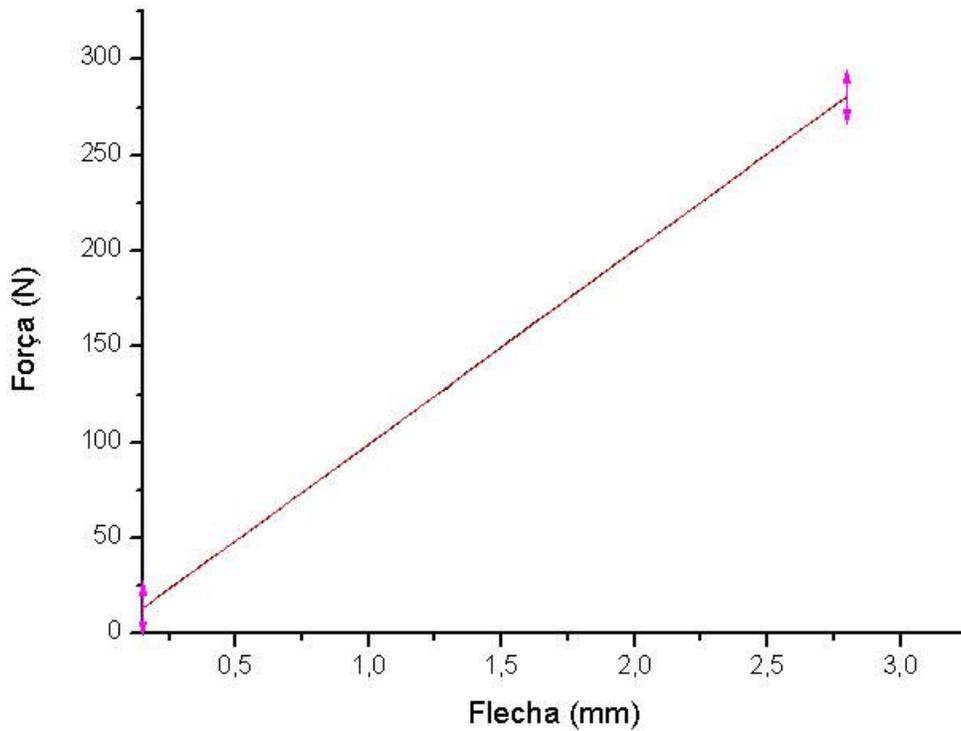


Figura 5.13 – Curva da Força versus Flecha do CP11 sob flexão a 69 °C para L=280 mm, ajustada com $R^2=0,99941$ e a inclinação da reta $m = 107,7$ N/mm.

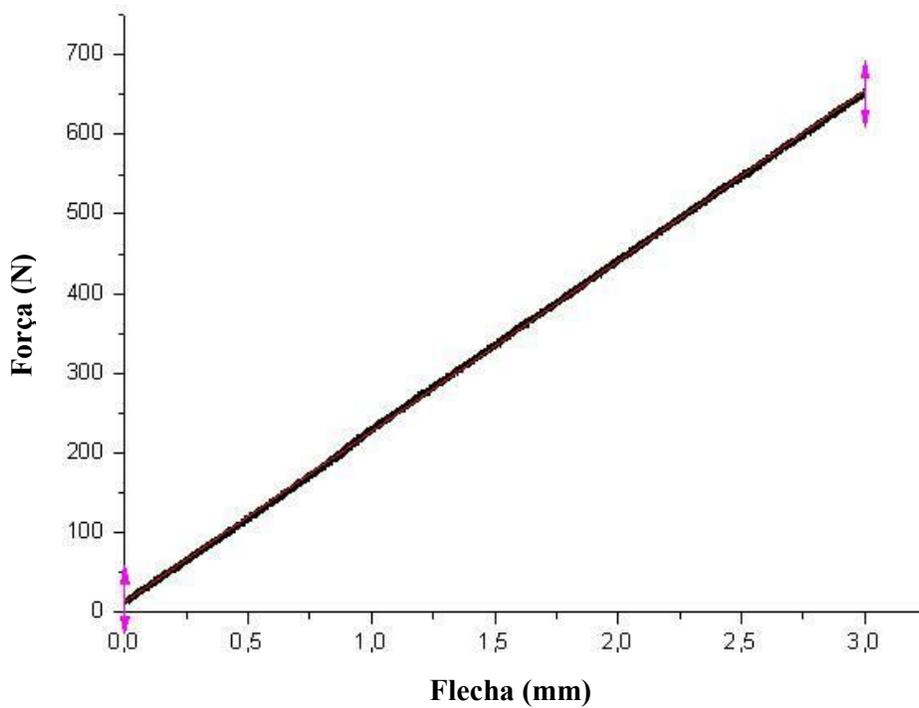


Figura 5.14 – Curva da Força versus Flecha do CP13 sob flexão a 69 °C para L=280 mm, ajustada com $R^2=0,9996$ e a inclinação da reta $m = 214,01$ N/mm.

5.1.3 – Barras SMAHC sob Tração até a Ruptura a 25 °C e 69 °C

A obtenção dos módulos de elasticidade analíticos das barras, com base na micromecânica clássica (Daniel e Ishai, 2006), é proveniente de simulações em MATLAB (vide Apêndice D) através das densidades, massas e as frações volumétricas de epóxi (V_e), fibra de vidro-E (V_{vidro}) e fios de arame zincado e Ni-Ti (V_{fio}) empregados na fabricação, visualizados na Tabela 5.7. Para a estimativa de fração volumétrica de vazios (V_v), detalhada no Apêndice B, seguiu-se a norma ASTM D 3171-06. Os módulos analíticos e experimentais de barras sob tração na MTS-810 são mostrados na Tabela 5.8.

Tabela 5.7 – Densidades, massas (sem inclusão dos *tabs*) e frações volumétricas dos materiais usados e de vazios de barras compósitas com e sem fios (arame e Ni-Ti).

CP	Densidade (g/cm ³)	Massa (g)	V_e (%)	V_{vidro} (%)	V_{fio} (%)	V_v^* (%)
01	1,400	27,00	70,32	27,73	----	1,95
02	1,864	26,70	59,99	31,55	4,91	3,55
03	1,466	30,97	77,22	21,60	1,18	----
04	1,437	32,92	79,02	19,89	1,09	----
05	1,553	31,07	74,68	22,82	2,50	----
06	1,527	32,03	76,14	21,50	2,36	----
07	1,736	30,68	65,36	25,87	5,67	3,10
08	1,766	29,88	59,02	27,57	5,87	7,54
09	1,809	29,67	58,50	27,92	6,04	7,54

* Valores estimados de fração de vazios de barras e vigas de processos de fabricação semelhantes (Apêndice B).

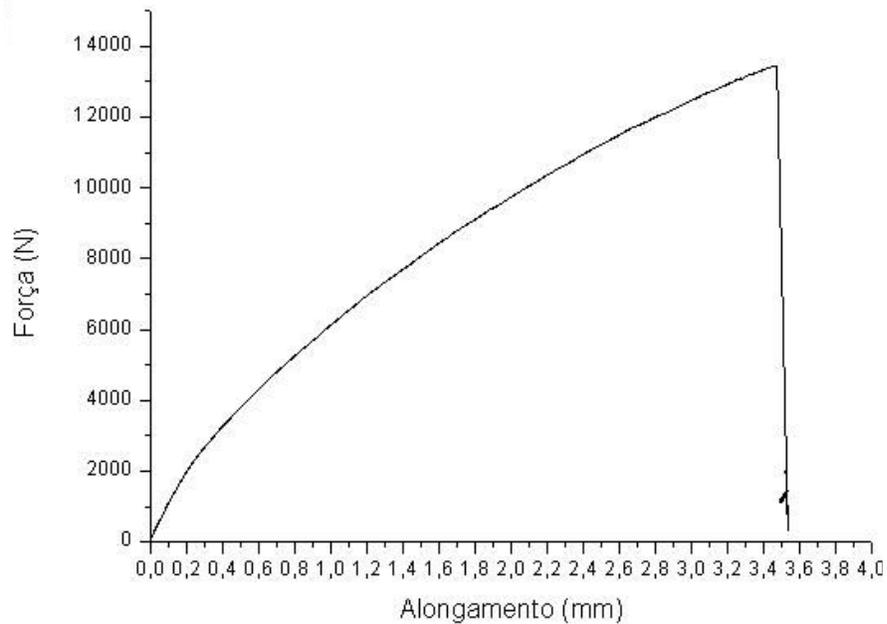
Tabela 5.8 – Módulos analíticos e experimentais de barras sob tração a 25 °C e 69 °C.

CP*	Módulo de Young analítico (E_{anal}) (GPa)	Módulo de Young experimental (E_{exp}) (GPa)	Diferença** (%)
01	11,38	10,32	+10,30
02	16,79	16,76	+ 0,17
03 M	8,43	7,80	+ 8,08
04 A	8,41	7,21	+16,64
05 M	8,88	8,16	+ 8,82
06 A	9,25	7,60	+21,70
07 M	9,94	10,51	- 5,42
08 A	11,61	12,81	- 9,37
09 A	11,80	7,28	+62,09

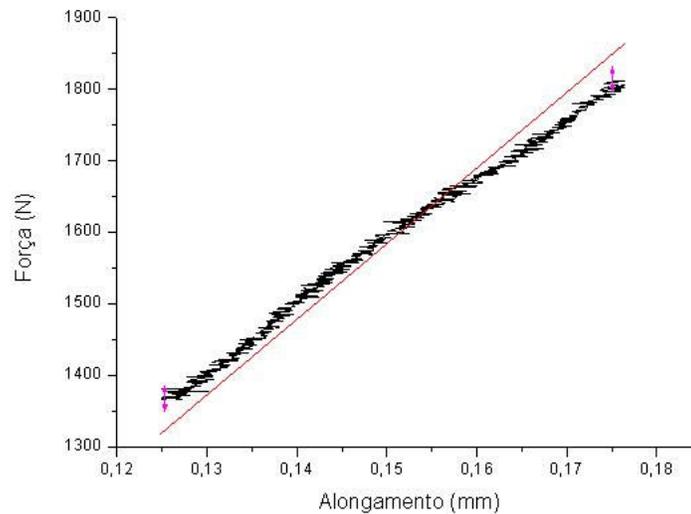
* Ensaios de tração a 25 °C e a 69 °C são representados pelas letras M e A na identificação dos cp's, respectivamente.

** As diferenças percentuais foram calculadas pela expressão: $(E_{\text{theo}} - E_{\text{Exp}} / E_{\text{Exp}}) \times 100$.

As Figuras 5.15 a 5.19 mostram as curvas da Força *versus* Alongamento do CP01, CP02, CP03, CP05 e CP07, respectivamente, a 25 °C inferior a M_f . No Apêndice E, estão os ajustes no trecho linear para todos os cp's pelo Método dos Mínimos Quadrados, semelhante ao da Figura 5.15b.



5.15a - Gráfico da Força x Alongamento do CP01 submetido à ruptura por tração.



5.15b - Gráfico da Força versus Alongamento do trecho linear da Figura 5.15a com ajuste pelo Método dos Mínimos Quadrados de 0,99969 com a rigidez de $k = 10653,32$ N/mm.

Figura 5.15 – Curva da Força *versus* Alongamento do CP01, sem fios, submetido à ruptura por tração a 25°C.

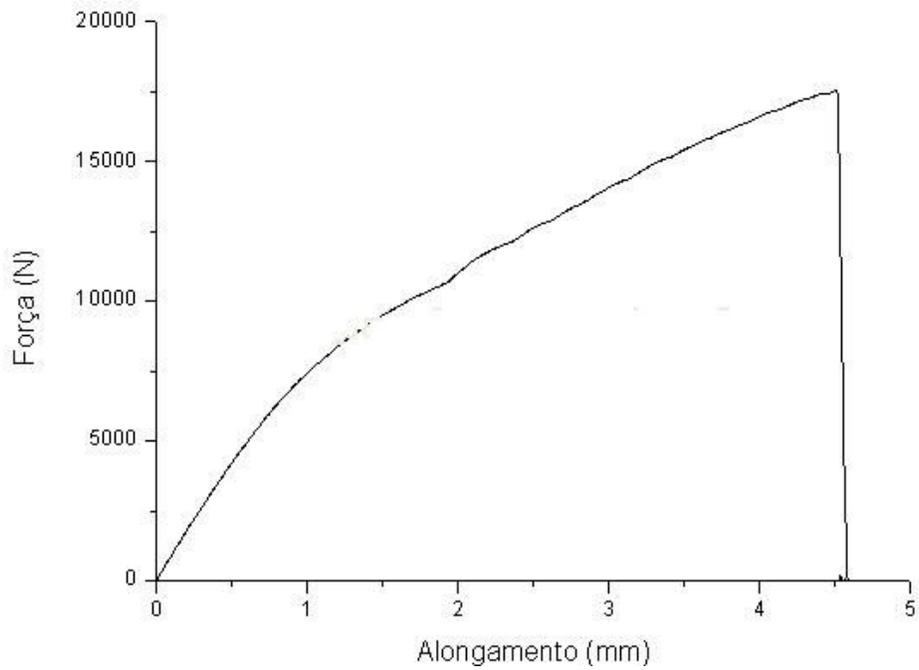


Figura 5.16 – Curva da Força *versus* Alongamento do CP02, com 8 fios de arame, submetido à ruptura por tração a 25°C.

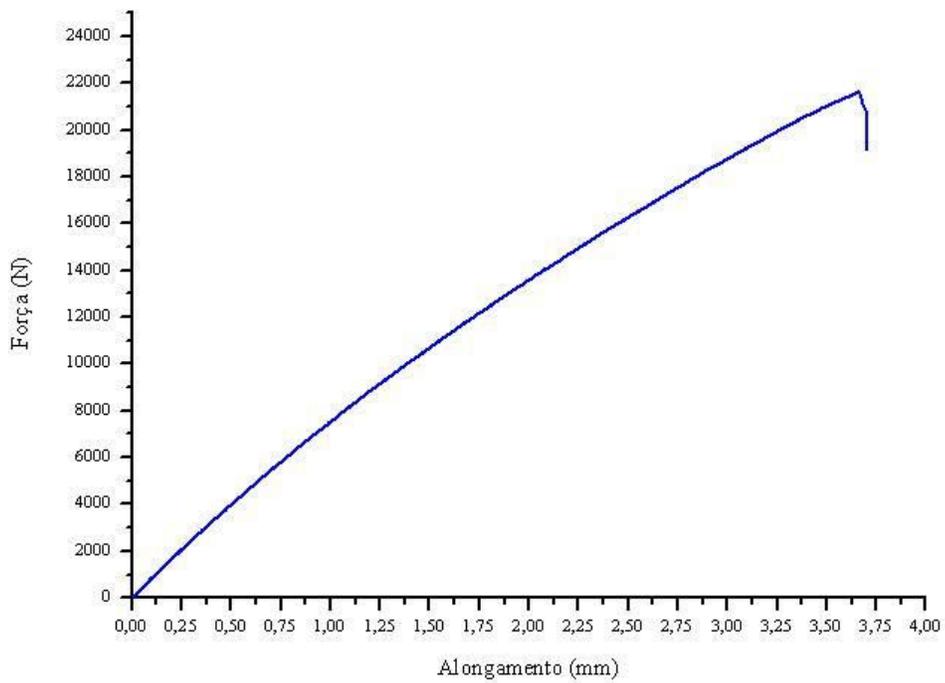


Figura 5.17 – Curva da Força *versus* Alongamento do CP03, com 2 fios de Ni-Ti, submetido à ruptura por tração a 25°C M_f.

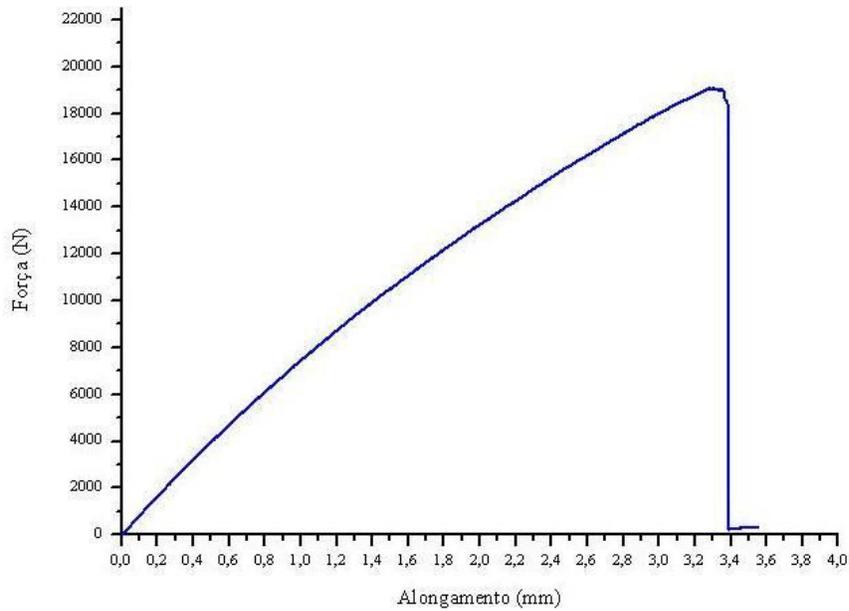


Figura 5.18 – Curva da Força *versus* Alongamento do CP05, com 4 fios de Ni-Ti, submetido à ruptura por tração a $25^{\circ}\text{C} < M_f$.

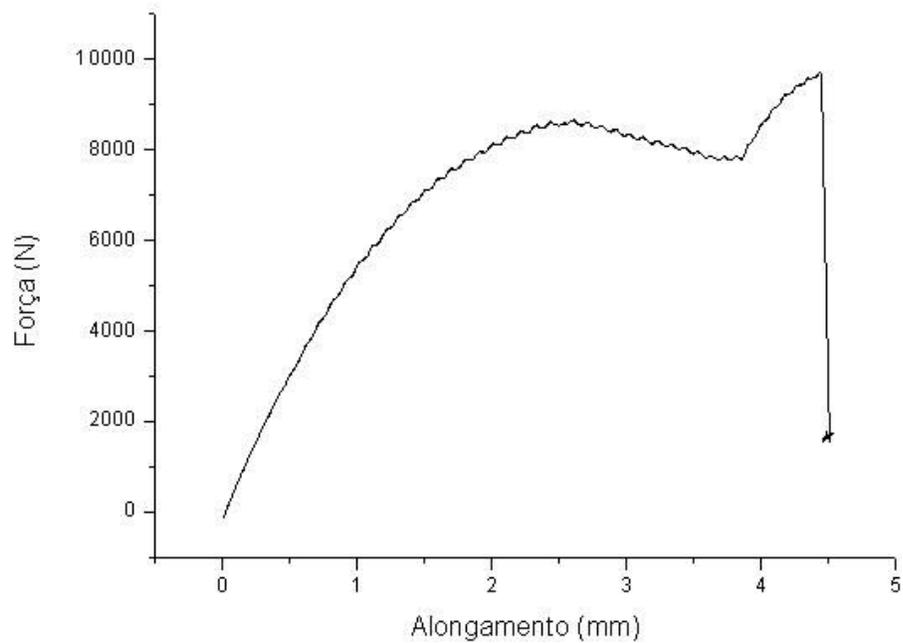


Figura 5.19 – Curva da Força *versus* Alongamento do CP07, com 8 fios de Ni-Ti, submetido à ruptura por tração a $25^{\circ}\text{C} < M_f$.

Os CP04, CP06, CP08 e CP09 sob tração a 69°C , temperatura superior a A_f , apresentam as curvas da Força *versus* Alongamento mostradas nas Figuras 5.20 a 5.23, respectivamente. Estes ensaios também confirmaram o comportamento elástico no trecho

inicial dos diagramas Força versus Alongamento, dos quais foi extraída a rigidez (constante de proporcionalidade obtida por regressão linear) para cada amostra.

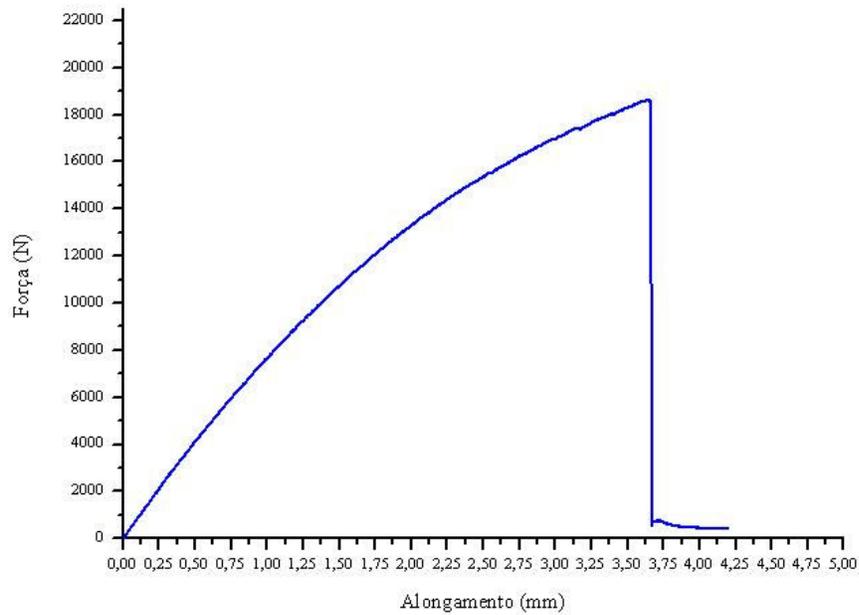


Figura 4.20 – Curva da Força *versus* Alongamento do CP04, com 2 fios de Ni-Ti, submetido à ruptura por tração a $69^{\circ}\text{C} > A_f$.

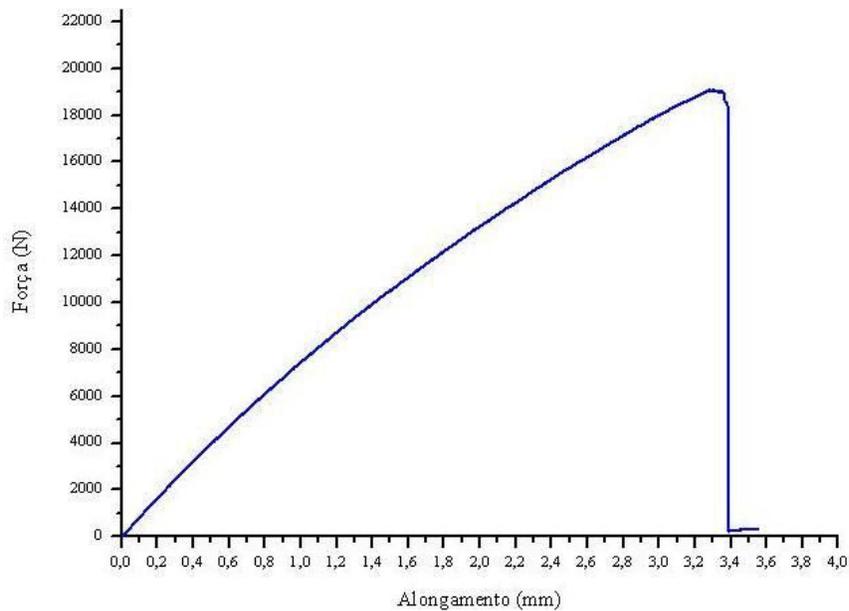


Figura 5.21 – Curva da Força *versus* Alongamento do CP06, com 4 fios de Ni-Ti, submetido à ruptura por tração a $69^{\circ}\text{C} > A_f$.

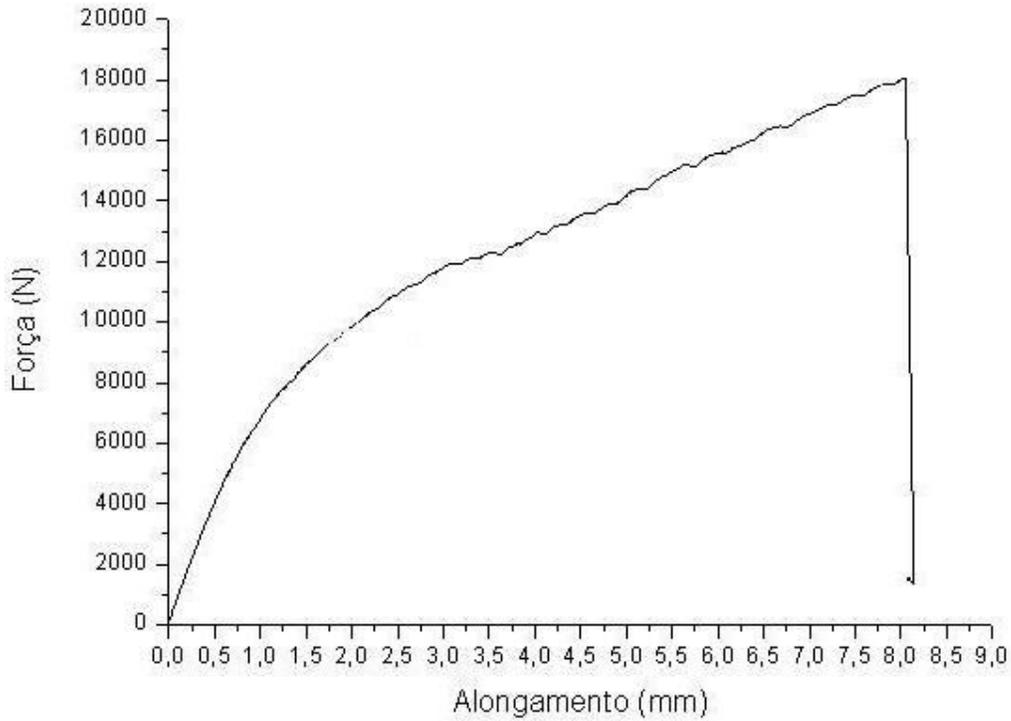


Figura 5.22 – Curva da Força *versus* Alongamento do CP08 com 8 fios de Ni-Ti, submetido à ruptura por tração a $69^{\circ}\text{C} > A_f$.

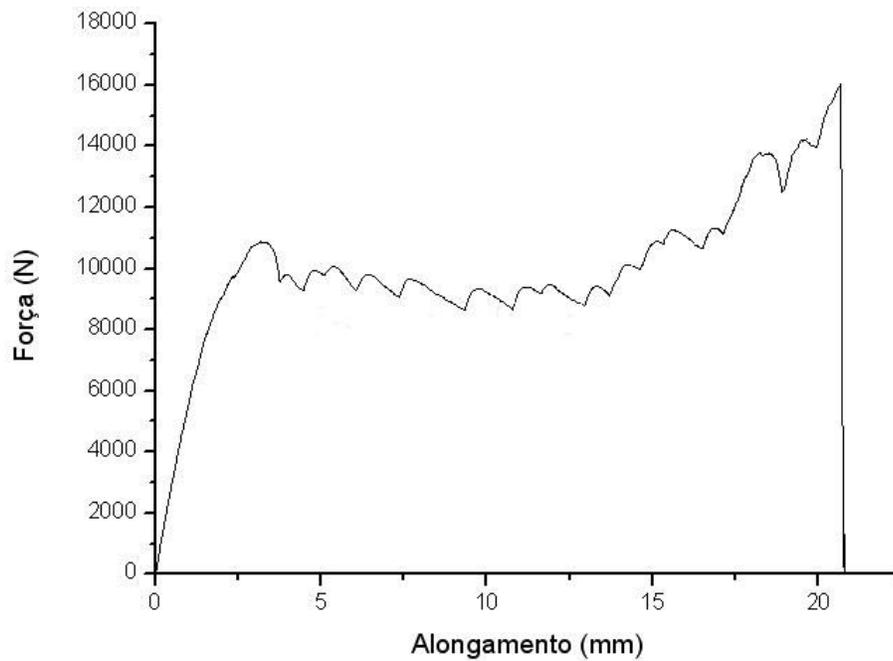


Figura 5.23 – Curva da Força *versus* Alongamento do CP09, com 8 fios de Ni-Ti, submetido à ruptura por tração a $69^{\circ}\text{C} > A_f$.

5.2 – COMPORTAMENTO TERMOMECÂNICO SOB EXCITAÇÃO DINÂMICA

5.2.1 – Análise Modal de Vigas Livres nas Extremidades sob Cargas Impulsivas

5.2.1.a – Considerações preliminares

Serão apresentadas as frequências naturais analíticas, numéricas e experimentais, até o 3º modo de vibração, de vigas isotrópicas e compósitas híbridas. Dentre as compósitas híbridas, às primeiras vigas foram incorporados fios de arame zincado e estas são passivas; e, posteriormente, foram desenvolvidas vigas funcionais com fios de Ni-Ti embebidos. Inicialmente, por meio das análises modais experimental e numérica, utilizando-se os programas comerciais de elementos finitos STAR MODAL e ANSYS 12.1, respectivamente, foi analisado o comportamento de uma viga isotrópica de aço. Na caracterização dinâmica experimental as vigas compósitas delgadas e simétricas, dispostas na posição vertical, são excitadas na condição livre-livre, com cargas impulsivas aplicadas em pontos nodais, por um martelo instrumentado com transdutor de força e monitoradas com acelerômetros, conforme ilustrado na Figura 5.24.

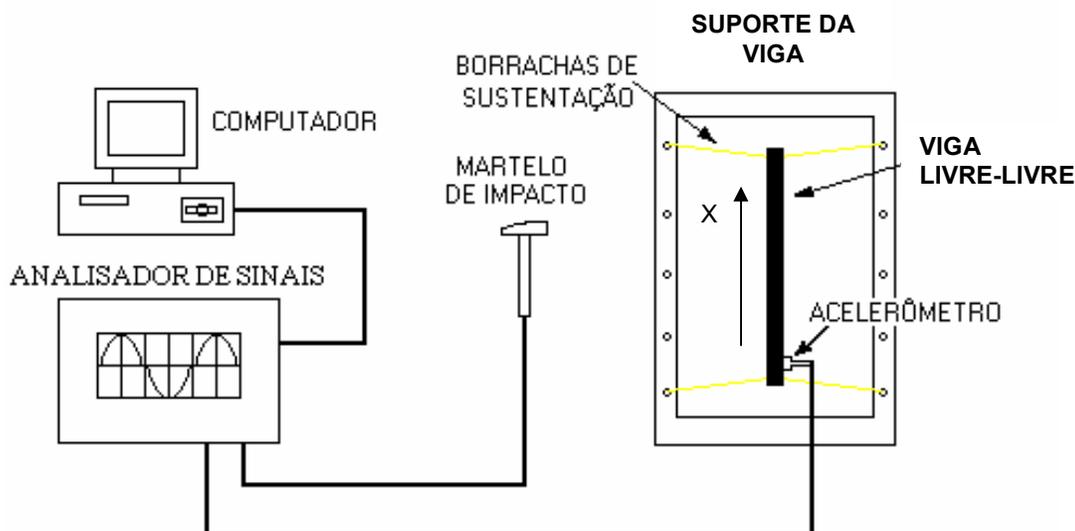


Figura 5.24 – Esquema da bancada de análise modal de vigas livres nas extremidades.

As frequências naturais analíticas foram calculadas utilizando-se a Eq. 3.23, para vibrações não amortecidas. Se uma viga sustentada por elásticos está estática e é excitada

por uma força impulsiva (tipo delta de Dirac), ela passa a ter vibrações transitórias, de amplitude decrescente, até parar novamente na posição inicial. Neste trabalho, o amortecimento foi assumido com sendo desprezível nos cálculos analíticos e nas análises numéricas. Mais adiante, utilizando-se os decrementos logarítmicos experimentais, pode-se estimar a razão de amortecimento (ζ), tanto das vigas de aço ($\zeta \leq 0,02$), bem como das compósitas (CP05 e CP11), com uma razão de amortecimento de $\zeta \leq 0,06$ (vide Tabela 5.24). Assim, a hipótese de que o amortecimento pode ser desprezado para o cálculo das frequências naturais das vigas ensaiadas mostrou-se adequada (Thomson, 1973). E, neste sentido, a maior diferença percentual sondada entre as frequências naturais com e sem amortecimento das vigas caracterizadas foi a de SMAHC (CP11 na austenita), que não ultrapassou 0,14% (vide Tabela 5.25).

De acordo com a Fig. 5.25, foram consideradas na caracterização dinâmica as vibrações das vigas na direção Z, ou seja, referentes aos modos de vibração de flexão em torno do eixo Y e contidos no plano (X, Z).

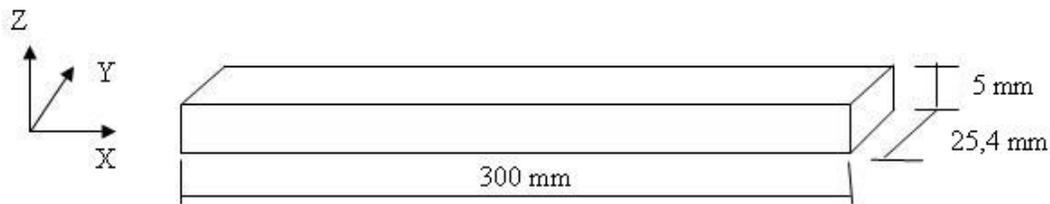


Figura 5.25 – Viga de aço prismática com as dimensões e as coordenadas definidas.

5.2.1.b – Análise modal da viga de aço

Inicialmente, na análise modal numérica no ANSYS da viga de aço 1020, foi realizado o estudo da convergência das frequências naturais para três tipos de elementos: (i) de viga com 3 nós por elemento (Beam189), com malhas de 12 a 200 elementos; (ii) de casca com 8 nós (Shell281), com malhas de 125 a 8000 elementos; e (iii) sólido prismático (3-D) com 20 nós (Solid186), com malhas de 250 a 4000 elementos. Nestas simulações, conforme apresentado na Tabela 5.9, as malhas utilizadas convergiram com 100, 2000 e 1000 elementos, respectivamente. Na tabela 5.9, também são mostradas a frequências naturais experimentais e analíticas correspondentes. Os códigos do ANSYS estão no Apêndice F, para a convergência das frequências naturais dos três elementos respectivos utilizados: Beam189, Shell281 e Solid186.

Tabela 5.9 – Convergência numérica das frequências naturais da viga de aço até o 3º modo.

Tipo e Nº de Elementos		Frequência numérica (Hz)			Frequência analítica* (Hz)		
		1º modo	2º modo	3º modo	1º modo	2º modo	3º modo
Beam189	12	288,89	795,10	1556,00	289,51	797,46	1563,90
	50	288,88	794,81	1553,90			
	100	288,88	794,81	1553,80			
	200	288,88	794,81	1553,80			
Shell281	125	288,97	795,76	1557,70	Frequência experimental* (Hz)		
	500	288,97	795,74	1557,50	1º modo	2º modo	3º modo
	2000	288,97	795,73	1557,50	289,28	795,50	1560,00
	8000	288,97	795,73	1557,50			
Sokid186	250	288,98	795,82	1557,90	289,28	795,50	1560,00
	1000	288,98	795,80	1557,80			
	4000	288,98	795,80	1557,80			

*As frequências analíticas e experimentais podem ser comparadas para cada tipo de elemento de viga nos três primeiros modos.

O elemento de viga, Beam189, é o mais rápido em termos de processamento, bem como produziu resultados extremamente próximos (vide Tabela 5.10) aos obtidos experimental e analiticamente, bem como pelos outros tipos de elementos, de casca e sólido (3-D). Desta forma, o elemento Beam189 foi adotado para fazer a análise modal numérica de todas as outras vigas investigadas. Após estes resultados iniciais, sintetizados na Tabela 5.9, foram feitas comparações e análises experimentais mais detalhadas, para uma viga de aço com 5 milímetros de espessura (h=5 mm).

A Tabela 5.10 fornece as diferenças percentuais entre as frequências analíticas e numéricas com o elemento de viga (Beam189) para a viga de aço da Figura 5.25. E a Tabela 5.11 mostra as diferenças percentuais entre as frequências numéricas e experimentais dessa mesma viga. O sistema de aquisição e análise dos sinais, com a HP 35207 só foi utilizado uma vez para a viga de aço (h=5 mm).

Tabela 5.10 – Comparação das frequências naturais analíticas e numéricas até 3º modo de vibração da viga de aço, na condição livre-livre, a 25°C.

Modo de Vibração	Frequência Analítica (f_{anal}) [Hz]	Frequência Numérica (f_{num}) [Hz]	Diferença* (%)
1	289,51	288,88	+ 0,22
2	797,46	794,81	+ 0,33
3	1563,90	1553,80	+ 0,065

*As diferenças percentuais foram calculadas pela fórmula: $(f_{anal} - f_{num} / f_{num}) \times 100$.

Tabela 5.11 – Comparação das frequência naturais numéricas e experimentais até o 3º modo de vibração da viga de aço, na condição livre-livre, a 25°C.

Modo de Vibração	Frequência Numérica (f_{num}) [Hz]	Frequência Experimental (f_{exp}) [Hz]	Diferença* (%)
1	288,88	289,28	- 0,14
2	794,81	795,50	- 0,09
3	1553,80	1560,00	- 0,40

*As diferenças percentuais foram calculadas pela fórmula: $(f_{num} - f_{exp} / f_{exp}) \times 100$.

Os três primeiros modos de vibração obtidos no ANSYS são mostrados nas Figuras 5.26, 5.28 e 5.30, e comparados com os obtidos experimentalmente e processados no programa comercial STAR MODAL, no qual foram tratados os dados de saída dos testes realizados de acordo com o esquema mostrado na Fig. 5.24, e geradas as Figuras 5.27, 5.29 e 5.31, e as frequências experimentais respectivas, da Tabela 5.11.

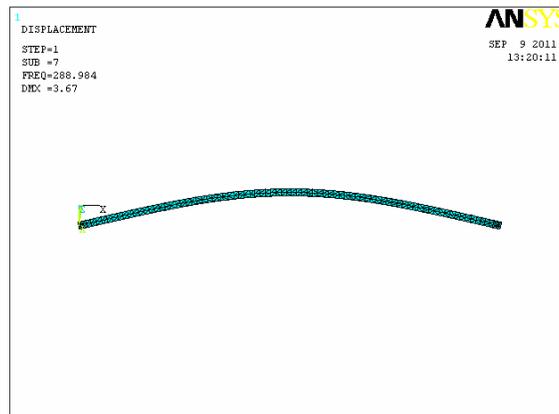


Figura 5.26 – Configuração da viga de aço, livre-livre, para o 1º modo de vibração da simulação numérica na frequência natural de 288,88 Hz.

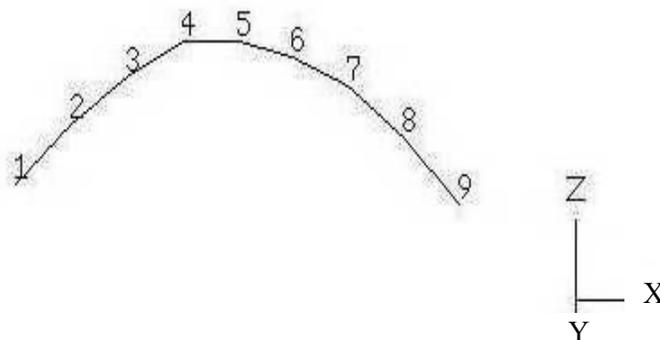


Figura 5.27 – Configuração da viga de aço, livre-livre, a 25 °C para o 1º modo de vibração de ensaio dinâmico na frequência natural de 289,28 Hz.

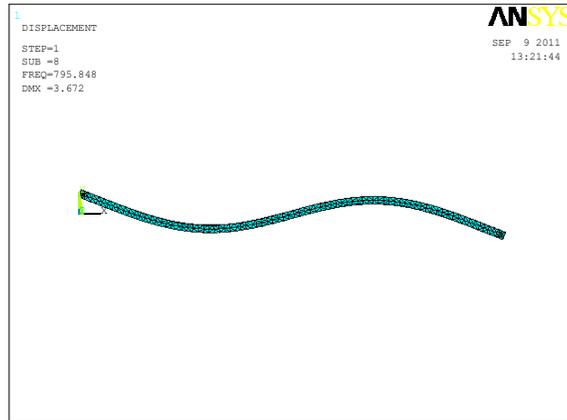


Figura 5.28 – Configuração da viga de aço, livre-livre, para o 2º modo de vibração da simulação numérica na frequência natural de 794,81 Hz.

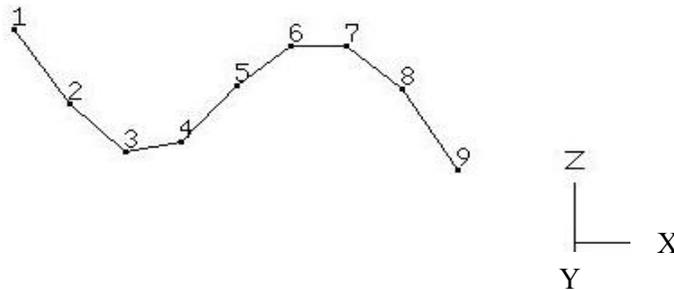


Figura 5.29 – Configuração da viga de aço, livre-livre, a 25 °C para o 2º modo de vibração do ensaio dinâmico na frequência natural de 795,50 Hz.

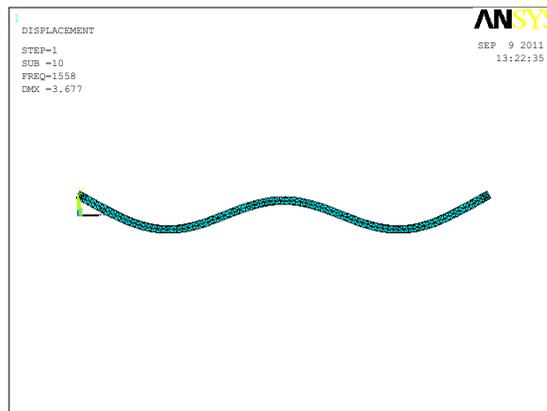


Figura 5.30 – Configuração da viga de aço, livre-livre, para o 3º modo de vibração da simulação numérica na frequência natural de 1553,80 Hz.

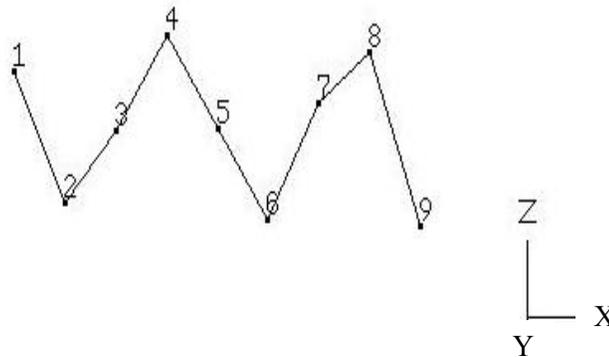


Figura 5.31 – Configuração da viga de aço, livre-livre, a 25 °C para o 3º modo de vibração de ensaio dinâmico na frequência natural de 1560,00 Hz.

5.2.1.c – Análise modal de vigas compósitas híbridas (SMAHC)

Também foram analisadas 3 vigas compósitas representativas com e sem fios (CP's 04, 07 e 11), identificadas e caracterizadas geometricamente na Tabela 4.1 na subseção 4.2.1, com base nos materiais constituintes: vidro-E/epóxi (CP04), vidro-E/epóxi/fios de arame zincado (CP07) e SMAHC com 8 fios (CP11 na fase martensita). O critério de escolha para a obtenção de frequências e módulos dinâmicos foi daquelas vigas compósitas que tiveram menores diferenças percentuais analíticas, numéricas e experimentais, como também o maior efeito de aumento do módulo experimental da martensita para austenita dos resultados estáticos da subseção 5.1.2. A Tabela 5.12 mostra os resultados da convergência para o CP04, com o mesmo critério adotado para a viga de aço, usando os mesmos três tipos de elementos já mencionados do ANSYS 12.1, que estão no Apêndice F.

Tabela 5.12 – Convergência numérica das frequências naturais do CP04 até o 3º modo.

Tipo e Nº de Elemento de Viga	Frequência numérica (Hz)			Frequência analítica (Hz)		
	1º modo	2º modo	3º modo	1º modo	2º modo	3º modo
Beam189	10	329,60	902,31	331,45	912,97	1790,44
	50	329,57	901,63			
	100	329,57	901,62			
	200	329,57	901,62			
Shell281	90	329,69	902,75	331,45	912,97	1790,44
	360	329,69	902,74			
	1440	329,69	902,74			
Solid186	180	329,72	903,04	331,45	912,97	1790,44
	720	329,60	902,31			
	2880	329,57	901,63			

As Tabelas 5.13 e 5.14 são os resultados de convergências para os CP's 07 e 11 com os procedimentos semelhantes ao do CP04 realizado no ANSYS 12.1.

Tabela 5.13 – Convergência numérica das frequências naturais do CP07 até o 3º modo.

Tipo e Nº de Elemento de Viga		Frequência numérica (Hz)			Frequência analítica (Hz)		
		1º modo	2º modo	3º modo	1º modo	2º modo	3º modo
Beam189	10	328,66	898,02	1740,30	334,73	922,00	1808,13
	50	328,63	897,37	1735,50			
	100	328,63	897,35	1735,50			
	200	328,63	897,35	1735,50			
Shell281	75	328,73	898,30	1739,20	334,73	922,00	1808,13
	250	328,73	898,28	1739,00			
	1000	328,73	898,27	1739,00			
	4000	328,73	898,27	1739,00			
Solid186	180	328,76	848,65	1740,60	334,73	922,00	1808,13
	500	328,76	878,64	1740,50			
	2000	328,76	878,64	1740,50			

Tabela 5.14 – Convergência numérica das frequências naturais do CP11M* até o 3º modo.

Tipo e Nº de Elemento de Viga		Frequência numérica (Hz)			Frequência analítica** (Hz)		
		1º modo	2º modo	3º modo	1º modo	2º modo	3º modo
Beam189	10	336,22	917,51	1775,10	338,41	932,56	1828,84
	20	336,18	916,87	1770,50			
	50	336,18	916,83	1770,20			
	100	336,18	916,83	1770,20			
Shell281	75	336,28	917,76	1773,80	Frequência experimental** (Hz)		
	250	336,28	917,74	1773,60	1º modo	2º modo	3º modo
	1000	336,28	917,74	1773,60	326,50	921,50	1665,00
Solid186	150	336,32	918,17	1775,40			
	500	336,32	918,16	1775,30			
	3120	336,32	918,16	1775,30			

* CP11M representa que a viga está com os fios de Ni-Ti na martensita.

** As frequências analíticas e experimentais podem ser comparadas para cada tipo de elemento de viga nos três primeiros modos.

As Tabelas 5.15, 5.17 e 5.19 comparam as frequências analíticas e numéricas de todas as vigas (exceto os CP's 01 e 03 que tem comprimentos diferentes de 300 mm) até o 3º modo de vibração livre, respectivamente, provenientes do modelo de Euler-Bernoulli, livre nas extremidades. Todas as propriedades de vigas compósitas obtidas no Apêndice A foram adotadas como dados de entrada na simulação de suas frequências numéricas, que são mostrados no código do Apêndice F, usando o elemento Beam189. Os cp's foram submetidos a ensaios anteriores não-destrutivos de flexão, que foram reaproveitados para ensaios de vibração livre, utilizando o mesmo procedimento da viga de aço. É preciso

salientar que os CP01 e CP03 são segmentos cuidadosamente cortados de uma barra compósita de 1200 mm, inicialmente, e têm comprimentos de 115 mm e 500 mm, respectivamente. Por isso estão ausentes nas Tabelas 5.15, 5.17 e 5.19. Entretanto, o CP02 (cortado da mesma barra), de comprimento de 300 mm, foi utilizado nesta análise modal.

Tabela 5.15 – Diferenças percentuais entre as frequências analíticas e numéricas no 1º modo, obtidos com os cp's de vigas compósitas, livre-livre nas extremidades.

CP	Frequência Natural Analítica (f_{anal}) [Hz]	Frequência Natural Numérica (f_{num}) [Hz]	Diferença* (%)
02	189,59	189,16	+ 0,23
04	331,45	329,57	+ 0,57
05	428,22	424,79	+ 0,81
06	272,72	271,73	+ 0,36
07	334,73	328,63	+ 1,86
08	452,99	450,06	+ 0,65
09M**	328,59	327,18	+ 0,43
09A***	333,40	331,91	+ 0,45
10M	405,95	401,48	+ 1,11
10A	416,56	409,42	+ 1,74
11M	338,41	336,18	+ 0,66
11A	351,10	348,85	+ 0,64
12M	423,03	415,59	+ 1,79
12A	435,86	432,06	+ 0,88
13M	499,09	456,65	+ 9,29
13A	511,08	480,98	+ 6,26
14M	370,12	367,38	+ 0,75
14A	382,29	384,00	- 0,45
15M	396,05	385,89	+ 2,63
15A	406,23	396,18	+ 2,54
16M	427,70	416,42	+ 2,71
16A	438,67	427,14	+ 2,70

* As diferenças percentuais foram calculadas pela fórmula: $(f_{anal} - f_{num} / f_{num}) \times 100$.

** O símbolo M são de cp's de SMAHC na temperatura ambiente (T=25°C) inferior a da martensita (M_f).

*** O símbolo A são de cp's de SMAHC com fios de Ni-Ti na temperatura (T=69°C) superior a da austenita (A_f).

As Tabelas 5.16, 5.18 e 5.20 mostram que as frequências numéricas, até o 3º modo alteram-se, de 1,45% a 5%, para vigas SMAHC da martensita para a austenita. Semelhantes às simulações numéricas, duas condições de ensaios foram realizadas para os cp's de SMAHC: (i) a temperatura T=25 °C inferior à temperatura de transformação inicial da martensita (M_f), i.e., T<M_f e (ii) a temperatura T=69°C superior à da temperatura de transformação final da austenita (A_f), i.e., T>A_f. Os resultados das frequências das vigas SMAHC são representados por F_{1M} e F_{1A}, respectivamente, na martensita e na austenita, para o 1º modo, F_{2M} e F_{2A} e ainda, F_{3M} e F_{3A}, para o 2º e 3º modos.

Tabela 5.16 – Ganhos percentuais nas frequências numéricas de vigas SMAHC da martensita para a austenita no 1º modo livre-livre nas extremidades.

CP	Frequências Numéricas (Hz)		Ganho* (%)
	F _{1M} a T<M _f	F _{1A} a T>A _f	
09	327,18	331,91	+ 1,45
10	401,48	409,42	+ 1,98
11	336,18	348,85	+ 3,77
12	415,59	432,06	+ 3,96
13	456,65	480,98	+ 5,22
14	367,38	384,00	+ 4,52
15	385,89	396,18	+ 2,67
16	416,42	427,14	+ 2,57

* Os ganhos percentuais foram calculadas pela fórmula: $(F_{1A} - F_{1M} / F_{1M}) \times 100$, onde F_{1M} é a frequência numérica na martensita para T<M_f e F_{1A} é a frequência na austenita para T>A_f, ambas no 1º modo de vibração.

Tabela 5.17 – Diferenças percentuais entre as frequências naturais analíticas e numéricas no 2º modo, obtidos com os cp's de vigas compostas, livre-livre nas extremidades.

CP	Frequência Natural Analítica (f _{anal}) [Hz]	Frequência Natural Numérica (f _{num}) [Hz]	Diferença* (%)
02	522,23	520,06	+ 0,42
04	912,97	901,63	+ 1,26
05	1179,50	1157,20	+ 1,93
06	751,19	746,34	+ 0,65
07	922,00	897,35	+ 2,75
08	1247,74	1223,30	+ 2,00
09M**	905,09	897,33	+ 0,86
09A***	918,34	910,29	+ 0,88
10M	1118,17	1097,00	+ 1,93
10A	1147,41	1118,80	+ 2,56
11M	932,56	916,83	+ 1,72
11A	967,17	952,86	+ 1,50
12M	1165,21	1131,00	+ 3,02
12A	1200,56	1175,80	+ 2,11
13M	1274,73	1241,60	+ 2,67
13A	1407,75	1307,70	+ 7,65
14M	1019,93	1002,90	+ 8,68
14A	1053,46	1048,30	+ 0,49
15M	1090,89	1053,50	+ 3,55
15A	1118,94	1081,60	+ 3,45
16M	1178,09	1135,00	+ 3,80
16A	1208,29	1164,20	+ 3,79

* As diferenças percentuais foram calculadas pela fórmula: $(f_{anal} - f_{num} / f_{num}) \times 100$.

** O símbolo M são de cp's de SMAHC na temperatura ambiente (T=25°C) inferior a da martensita (M_f).

*** O símbolo A são de cp's de SMAHC com fios de Ni-Ti na temperatura (T=69°C) superior a da austenita (A_f).

Tabela 5.18 – Ganhos percentuais nas frequências numéricas de vigas SMAHC da martensita para a austenita no 2º modo livre-livre nas extremidades.

CP	Frequências Numéricas (Hz)		Ganho* (%)
	F _{2M} a T<M _f	F _{2A} a T>A _f	
09	897,33	910,29	+ 1,44
10	1097,00	1118,80	+ 1,99
11	916,83	952,86	+ 3,93
12	1131,00	1175,80	+ 3,96
13	1241,60	1307,70	+ 5,32
14	1002,90	1048,30	+ 4,53
15	1053,50	1081,60	+ 2,67
16	1135,00	1164,20	+ 2,57

* Os ganhos percentuais foram calculadas pela fórmula: $(F_{2A} - F_{2M} / F_{2M}) \times 100$, onde F_{2M} é a frequência numérica na martensita para T<M_f e F_{2A} é a frequência na austenita para T>A_f, ambas no 2º modo de vibração.

Tabela 5.19 – Diferenças percentuais entre as frequências naturais analíticas e numéricas no 3º modo, obtidos com os cp's de vigas compósitas, livre-livre nas extremidades.

CP	Frequência Natural Analítica (f _{an}) [Hz]	Frequência Natural Numérica (f _{num}) [Hz]	Diferença* (%)
02	1024,14	1025,30	- 0,11
04	1790,44	1748,40	+ 2,40
05	2313,13	2231,40	+ 3,66
06	1473,15	1455,50	+ 1,21
07	1808,13	1735,50	+ 4,18
08	2446,94	2351,80	+ 4,05
09M**	1774,97	1746,40	+ 1,64
09A***	1800,95	1771,60	+ 1,66
10M	2192,84	2124,20	+ 3,23
10A	2250,18	2166,20	+ 3,88
11M	1828,84	1770,20	+ 3,31
11A	1896,91	1844,00	+ 2,87
12M	2285,10	2177,80	+ 4,93
12A	2354,42	2264,10	+ 3,99
13M	2695,98	2387,10	+ 12,94
13A	2760,74	2514,30	+ 9,80
14M	2000,19	1939,50	+ 3,13
14A	2065,35	2027,30	+ 1,88
15M	2139,35	2037,00	+ 5,02
15A	2194,35	2091,30	+ 7,72
16M	2310,35	2189,50	+ 5,52
16A	2369,58	2245,90	+ 5,51

* As diferenças percentuais foram calculadas pela fórmula: $(f_{an} - f_{num} / f_{num}) \times 100$.

** O símbolo M são de cp's de SMAHC na temperatura ambiente (T=25°C) inferior a da martensita (M_f).

*** O símbolo A são de cp's de SMAHC com fios de Ni-Ti na temperatura (T=69°C) superior a da austenita (A_f).

Tabela 5.20 – Diferenças percentuais entre as frequências numéricas de vigas SMAHC na martensita e na austenita no 3º modo livre-livre nas extremidades.

CP	Frequências Numéricas (Hz)		Diferença* (%)
	F _{3M} a T<M _f	F _{3A} a T>A _f	
09	1746,40	1771,60	+ 1,44
10	2124,20	2166,20	+ 1,98
11	1770,20	1844,00	+ 4,17
12	2177,80	2264,10	+ 3,96
13	2387,10	2514,30	+ 5,33
14	1939,50	2027,30	+ 4,53
15	2037,00	2091,30	+ 2,67
16	2189,50	2245,90	+ 2,58

*As diferenças percentuais foram calculadas pela fórmula: $(F_{3A} - F_{3M} / F_{3M}) \times 100$, onde F_{3M} é a frequência numérica na martensita para T<M_f e F_{3A} é a frequência na austenita para T>A_f, ambas no 3º modo de vibração

Em complementação aos resultados anteriores, são apresentadas na Tabela 5.21, as frequências naturais: analíticas; numéricas (via Método de Rayleigh-Ritz e ANSYS); e experimentais, de uma viga SMAHC (CP11, com 8 fios de Ni-Ti, na martensita (FM) e austenita (FA), até o 3º modo. Detalhes sobre o Método de Rayleigh-Ritz (subseção 3.1.7a), implementado no MATLAB, encontram-se no Apêndice G, e, sobre o elemento Beam189, do ANSYS 12.1, no Apêndice F. Observa-se na Tabela 5.21 que as frequências obtidas pelo ANSYS (Beam189) se aproximam melhor do que as do Método de Rayleigh-Ritz, em relação às frequências analíticas e experimentais, nos três modos.

Tabela 5.21 – Frequências naturais analíticas, numéricas (Rayleigh-Ritz e ANSYS) e experimentais da viga SMAHC (CP11) na martensita (FM) e austenita (FA) até o 3º modo.

Freq. modo	Analítica (Hz)		Rayleigh-Ritz (Hz)		ANSYS (Hz)		Experimental (Hz)	
	FM	FA	FM	FA	FM	FA	FM	FA
1º	338,41	351,10	341,50	354,16	336,18	348,85	326,50	328,50
2º	932,56	967,17	975,77	1011,96	916,83	952,86	921,50	954,00
3º	1828,84	1896,91	1882,86	1952,69	1770,20	1844,00	1665,00	1847,50

5.2.2 – Frequências Naturais Experimentais de Vigas SMAHC a 25 °C e 69 °C

Os procedimentos experimentais para determinação das frequências naturais de vigas, na bancada de análise dinâmica, foram realizados com o sistema de aquisição de dados, AQ0860 da Lynx, e a análise dos sinais, separadamente, num computador (PC) com o programa AqDAnalysis 7.0, no laboratório de Materiais Inteligentes (LabMatI) da UnB. Para a verificação de frequências naturais experimentais, partiu-se de uma viga de aço (semelhante a da Fig. 5.25), na condição livre-livre, para ajuste do sistema de aquisição de dados. Essa viga tem massa de 266 g, e dimensões nominais de comprimento (C), 300 mm, de largura (b), 25,4 mm e de espessura (h), 4,40 mm. Escolheu-se 3 pontos de excitação, n^{os} 1, 2 e 5 (vide Fig. 4.55), excitando cada um deles 10 vezes, com o martelo. O acelerômetro foi fixado com cera na face oposta (no ponto 2) das excitações. Pode-se evidenciar o pico de ressonância verdadeiro em relação a outros picos mais atenuados oriundos de ruídos. A frequência de amostragem foi de 5000 Hz, de acordo com o teorema de Nyquist, que é o dobro do espectro de frequências medido de 2500 Hz até o 3^o modo (Agilent Technologies, 2000). O sistema completo de aquisição de dados é mostrado na Figura 5.32. Acrescentando que para as vigas compósitas com e sem fios (CP11 e CP05), foi empregado o mesmo método de medição das frequências naturais da viga de aço (h=4,4 mm) até o 3^o modo de vibração.

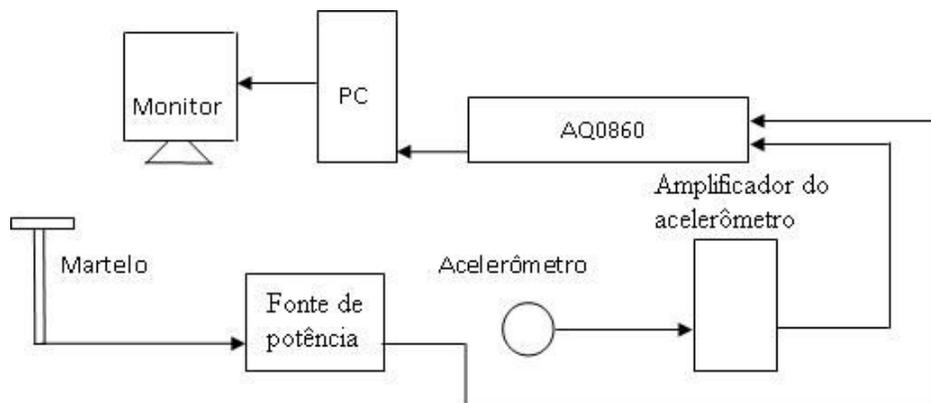


Figura 5.32 – Sistema de aquisição de dados da aceleração e da força impulsiva de vigas

Nesta subseção, a determinação média (em RMS) das frequências naturais da viga de aço e de compósitas foi realizada para três pontos de excitação (dos 9 pré-definidos), separadamente, de 10 impactos (impulsivos) para cada ponto excitado. Os dados de saída (resposta) das acelerações e de entradas das forças impulsivas no domínio do tempo foram

gravados em arquivos separados pelo AQ0860. E, ato contínuo, estes arquivos de dados de entrada e saída foram tratados por Transforma Rápida de Fourier (FFT), pelo AqDAnalysis 7.0. A função transferência gerada pela FFT, no domínio da frequência, é dada pelo quociente entre a saída e a entrada, i.e., neste caso, da aceleração dividida pela força. Os valores da função transferência (aceleração/força) em função do espectro de frequências são chamados de amplitudes. As amplitudes foram tratadas sempre com valores positivos (em “módulo”), no comando de configuração do AqDAnalysis 7.0.

As Figuras 5.34, 5.35 e 5.36 são as representações da superposição dos gráficos da Amplitude (aceleração/unidade de força) *versus* Frequência dos pontos de excitação, nº 1, 2 e 5, excitados separadamente, da viga de aço, no intervalo de frequências de até 300 Hz, dos três primeiros modos de vibração, respectivamente. Na Fig. 5.33, pode-se visualizar o esquema dos três primeiros modos de vibração para os pontos de excitação de nºs 1, 2 e 5 que foram excitados separadamente pelo martelo de impacto, dentre 11 pontos, com 2 a mais da viga de aço ($h=5$ mm) ensaiada anteriormente, que apresentou diferenças percentuais entre as frequências teóricas e experimentais de -0,09 a -0,40% até o 3º modo (Tabela 5.11). Todos os resultados apresentados com a viga de aço, desta subseção em diante, referem-se à viga de espessura 4,40 mm (semelhante à Figura 5.26). Os picos de ressonância dos três pontos excitados na viga de aço até o 3º modo se apresentam em fase, com valores de amplitudes bem acentuados e de largura estreita, devido à razão de amortecimento baixo de $\zeta < 0,02$, de acordo com a literatura (Thomson, 1973).

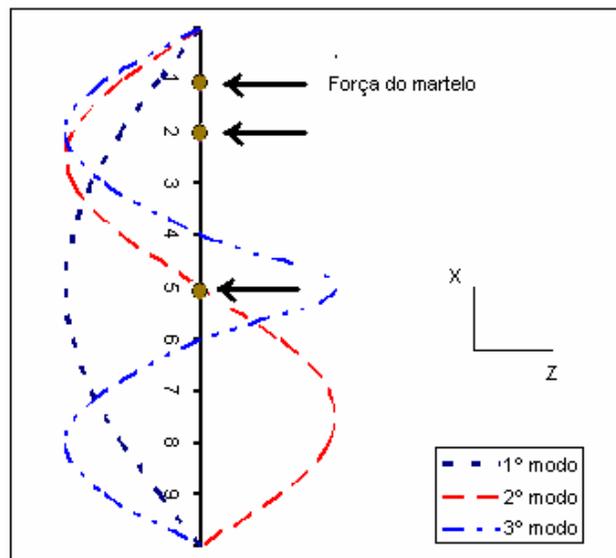


Figura 5.33 – Os três modos de vibração para impactos do martelo nos pontos de excitação de nºs 1, 2 e 5, com marcadores em preto, em ensaios dinâmicos da viga.

O ângulo de fase no domínio da frequência depende da razão de amortecimento (ζ) e da frequência natural de cada modo de vibração. Então, valores baixos da razão de amortecimento, estimados no intervalo de $0,02 < \zeta < 0,06$, podem defasar os picos de ressonância de um ponto de excitação para o outro nas vigas compósitas (Thomson, 1973). No caso de vigas de aço com $\zeta < 0,02$, não apresentam defasagem tão evidente nos picos de ressonância, até o 2º modo para os três pontos (1, 2 e 5). Entretanto, no 3º modo aparece entre os pontos 1 (em 1380 Hz) e 5 (em 1385,5 Hz), uma defasagem nas frequências naturais de 0,04% entre os picos com amplitudes de 12000 m/s²/N e 2000 m/s²/N, respectivamente. Em todas as figuras de superposição de gráficos da Amplitude versus Frequência, a linha contínua preta representa o ponto 1, a linha marrom para o ponto 2 e a verde para o ponto 5. Os picos de ressonância adotados para os três pontos excitados na viga de aço estão nas frequências de 262,52 Hz, 718,56 Hz e 1385,80 Hz do 1º ao 3º modo, respectivamente. Com esta metodologia de medição, as diferenças entre as frequências analíticas e experimentais para a viga de aço não ultrapassaram 3,45 % até o 3º modo (vide Tabela 5.22). Lembrando que, as condições iniciais da posição e da velocidade foram sempre nulas para todos os ensaios dinâmicos.

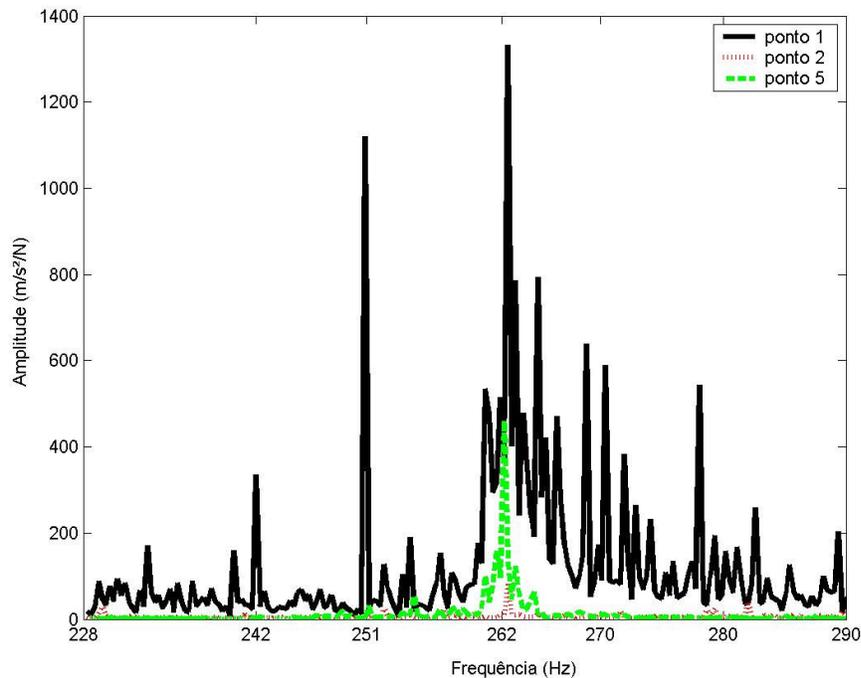


Figura 5.34 – A superposição dos gráficos da Amplitude *versus* Frequência no 1º modo de três pontos excitados separadamente da viga de aço.

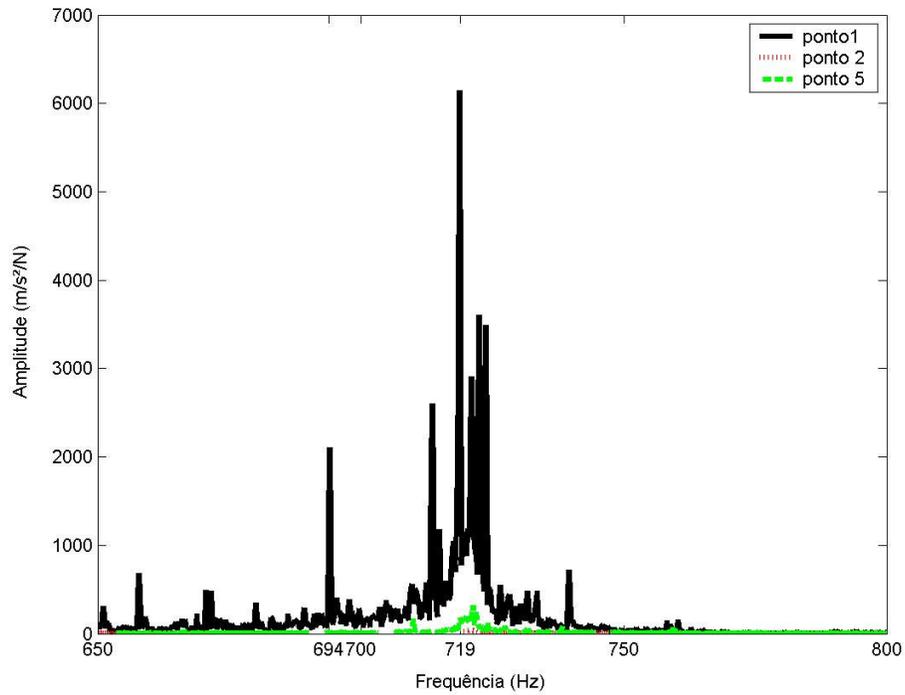


Figura 5.35 – A superposição dos gráficos da Amplitude *versus* Frequência no 2º modo de três pontos excitados separadamente da viga de aço.

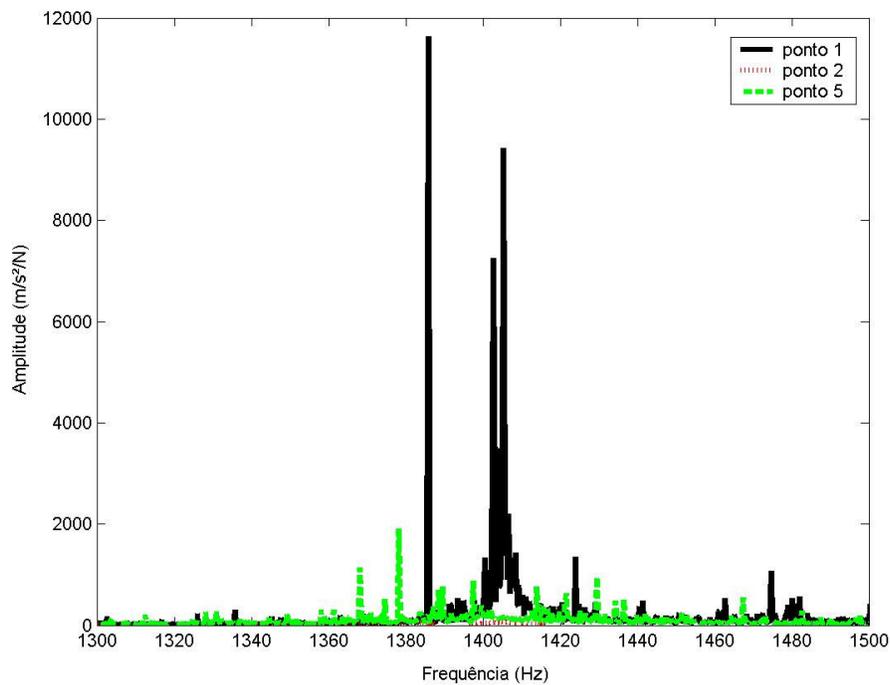


Figura 5.36 – A superposição dos gráficos da Amplitude *versus* Frequência no 3º modo de três pontos excitados separadamente da viga de aço.

A superposição dos gráficos da Amplitude (aceleração/força) *versus* Frequência até 3º modo para os pontos excitados 1, 2 e 5 é mostrada, respectivamente nas Figuras 5.37, 5.38 e 5.39 para a viga sem fios, CP05. No 1º modo, aparece uma defasagem das frequências naturais de 5,56% dos picos de ressonância de maior afastamento entre os pontos de excitação 5 (414,5 Hz) e 1 (437,5 Hz). A defasagem das frequências naturais é de 3,09 % entre os picos de maior afastamento no 3º modo, calculado entre o ponto 1 (2231 Hz) e o ponto 5 (2293 Hz). No 2º modo, só aparece um pico evidente do ponto 1 (1090 Hz). Desta forma, foram adotadas as frequências naturais experimentais de 414,5 Hz, 1090 Hz e 2231 Hz, que se apresentaram mais próximas das frequências analíticas, levando-se em conta as limitações do laboratório (LabMatI), que, por ter sido implantado recentemente, ainda não tinha o sistema de sua rede elétrica com aterramento e um isolamento de ruídos apropriado. As diferenças entre as frequências analíticas e experimentais para o CP05 não ultrapassaram 8,21% até o 3º modo (vide Tabela 5.22).

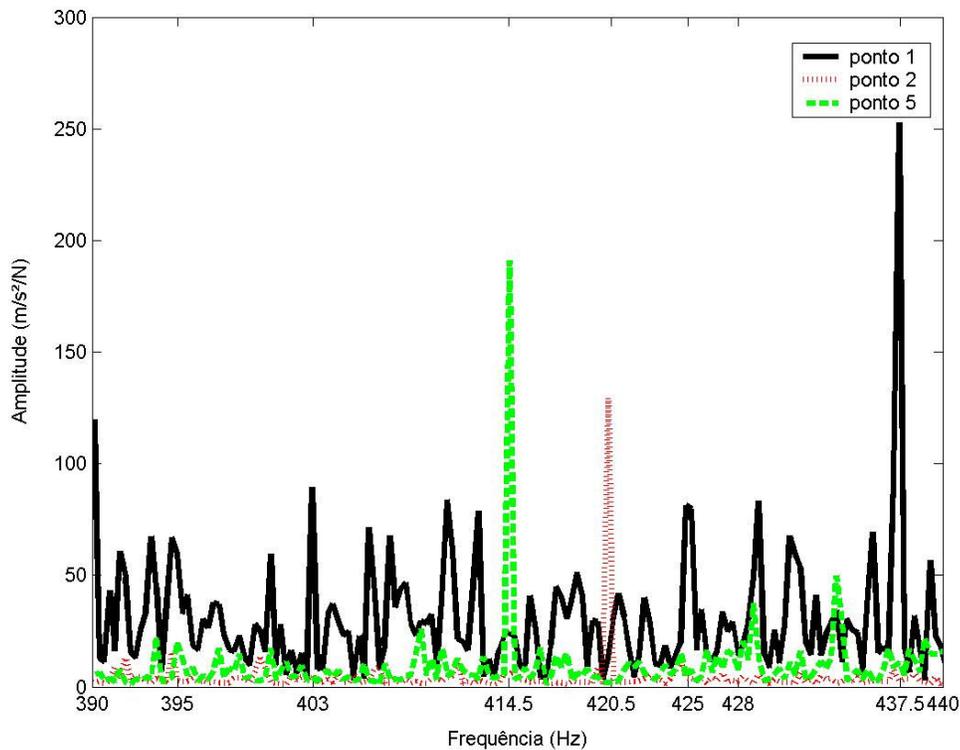


Figura 5.37 – A superposição dos gráficos da Amplitude *versus* Frequência no 1º modo de três pontos excitados separadamente do CP05.

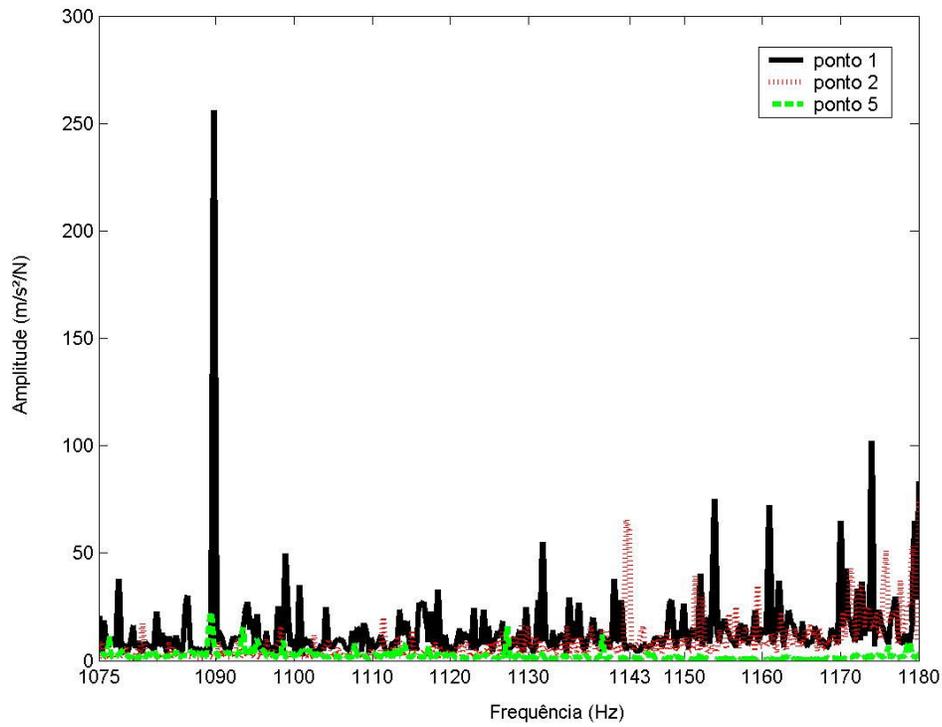


Figura 5.38 – A superposição dos gráficos da Amplitude *versus* Frequência no 2º modo de três pontos excitados separadamente do CP05.

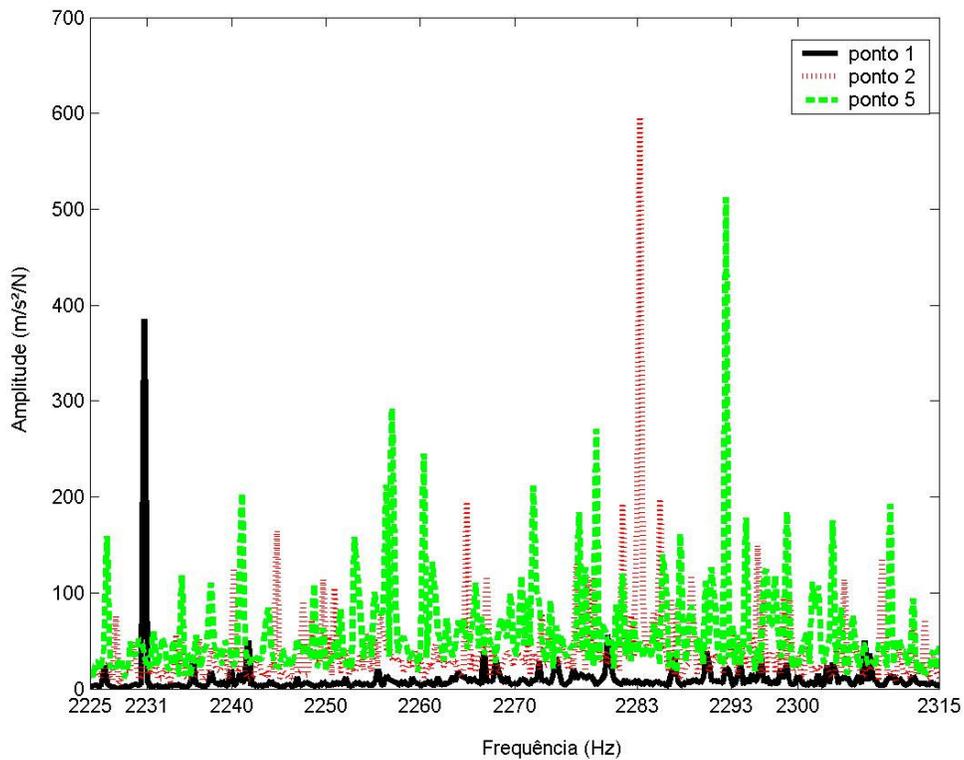


Figura 5.39 – A superposição dos gráficos da Amplitude *versus* Frequência no 3º modo de três pontos excitados separadamente do CP05.

As Figuras 5.40, 5.41 e 5.42 do compósito híbrido CP11 na martensita (25 °C), com 8 fios, representam as curvas sobrepostas da Amplitude *versus* Frequência dos pontos 1, 2 e 5, conforme procedimentos experimentais já descritos. A defasagem máxima das frequências naturais entre os picos de ressonância dos pontos 1 (326,5 Hz) e 2 (350 Hz) foi de 7,20% no 1º modo. No 3º modo, foi de 12,61% o afastamento máximo entre os picos dos pontos 1 (1665 Hz) e 5 (1875 Hz). No 2º modo, aparece um pico de ressonância bem evidente do ponto 1 (921,5 Hz). Foram adotadas as frequências naturais experimentais de 326,5 Hz, 921,5 Hz e 1665 Hz para os três primeiros modos. As diferenças entre as frequências analíticas e experimentais para o CP11 na martensita não ultrapassaram 9,84% até o 3º modo, que pode ser verificado na Tabela 5.22.

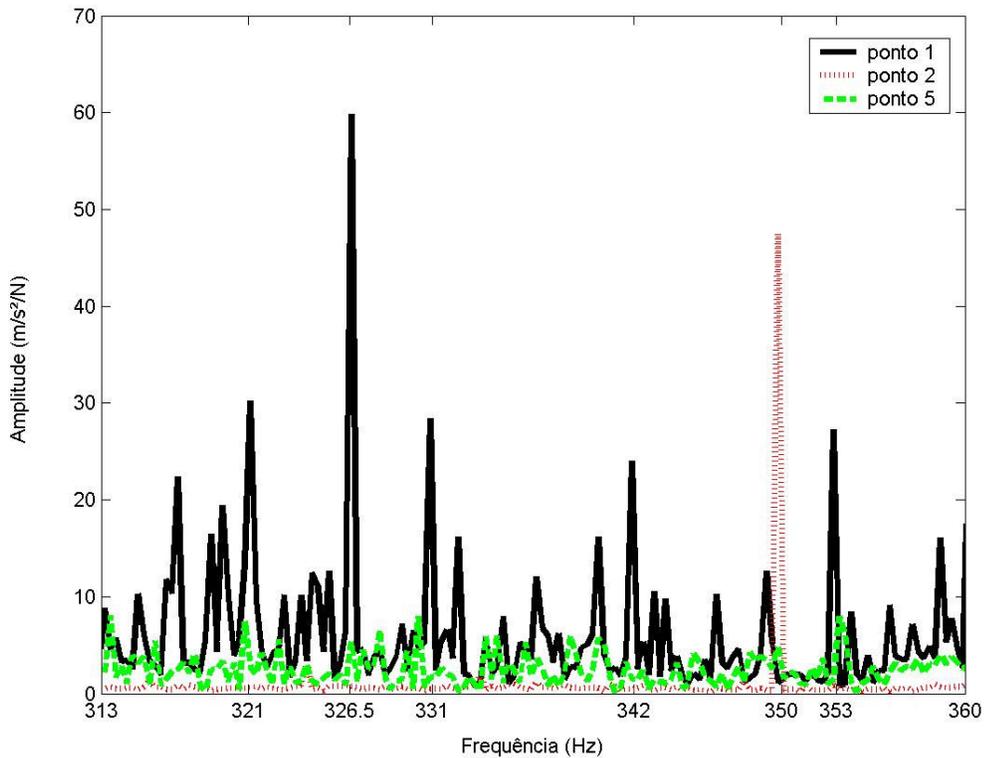


Figura 5.40 – A superposição dos gráficos da Amplitude *versus* Frequência no 1º modo de três pontos excitados separadamente do CP11 na martensita.

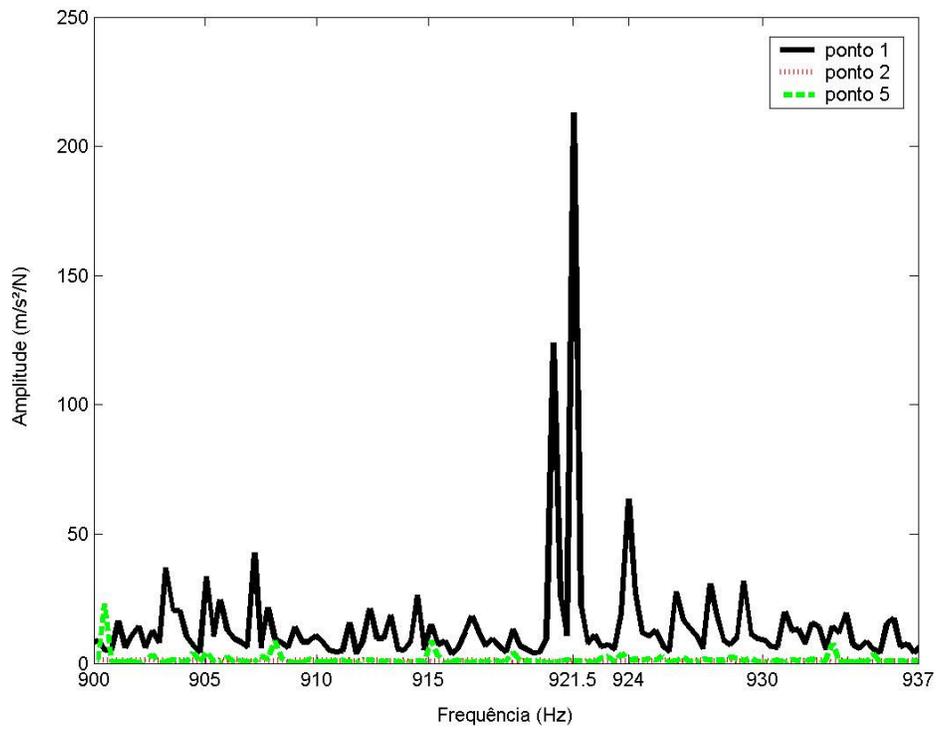


Figura 5.41 – A superposição dos gráficos da Amplitude *versus* Frequência no 2º modo de três pontos excitados separadamente do CP11 na martensita.

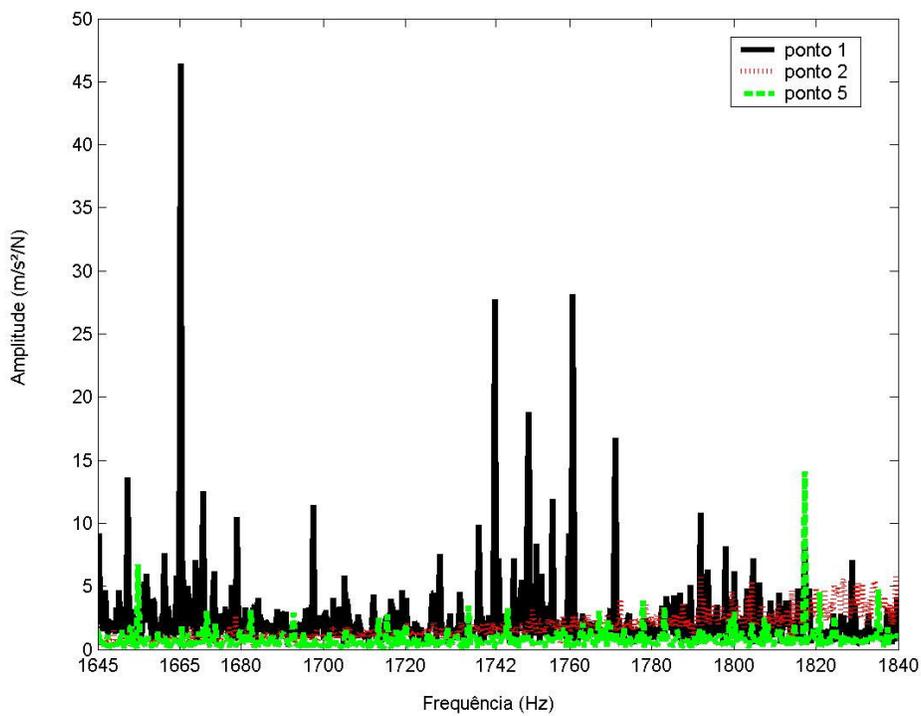


Figura 5.42 – A superposição dos gráficos da Amplitude *versus* Frequência no 3º modo de três pontos excitados separadamente do CP11 na martensita.

As Figuras 5.43, 5.44 e 5.45 do CP11 na austenita (69 °C) representam as curvas sobrepostas da Amplitude *versus* Frequência dos pontos 1, 2 e 5. Com procedimentos semelhantes ao já descritos, exceto pela fixação do acelerômetro (ponto 2 na face oposta das excitações) com ester cianoacrilato (Super Bonder), em vez de uso da cera que amolece a 69°C. E, lembrando que o acelerômetro pode medir as frequências naturais até a temperatura de 250 °C (ficha técnica do acelerômetro da B&K). A defasagem máxima das frequências naturais entre os picos de ressonância dos pontos 1 (328,5 Hz) e 2 (357 Hz) foi de 6,68 % no 1º modo. Neste caso, o 2º modo apresenta (na Fig. 5.44) 3 picos mais evidentes em 954 Hz (ponto 1), 968,5 Hz (ponto 5) e 980 Hz (ponto 2), onde o afastamento máximo entre os picos de ressonância dos pontos 1 e 2 foi de 2,73%. A Figura 5.44 é a única dentre os gráficos da Amplitude *versus* Frequência apresentados de todas as vigas no 2º modo que mostra um pico do ponto 5 (968,5 Hz) que não se esperaria aparecer, porque o ponto 5 dentro da previsão teórica não deveria se excitar através do impacto do martelo neste modo. Isto pode ser deduzido teórica e experimentalmente das Figuras 5.28 e 5.30 da viga de aço (h=5 mm).

No 3º modo, foi de 1,46% o afastamento máximo entre os picos dos pontos 1 (1821 Hz) e 5 (1847,5 Hz). Foram adotadas as frequências naturais experimentais de 328,5 Hz, 954 Hz e 1847,5 Hz para os três primeiros modos. As diferenças entre as frequências analíticas e experimentais para o CP11 na austenita não ultrapassaram 6,68% até o 3º modo de vibração, que pode ser verificado na Tabela 5.22.

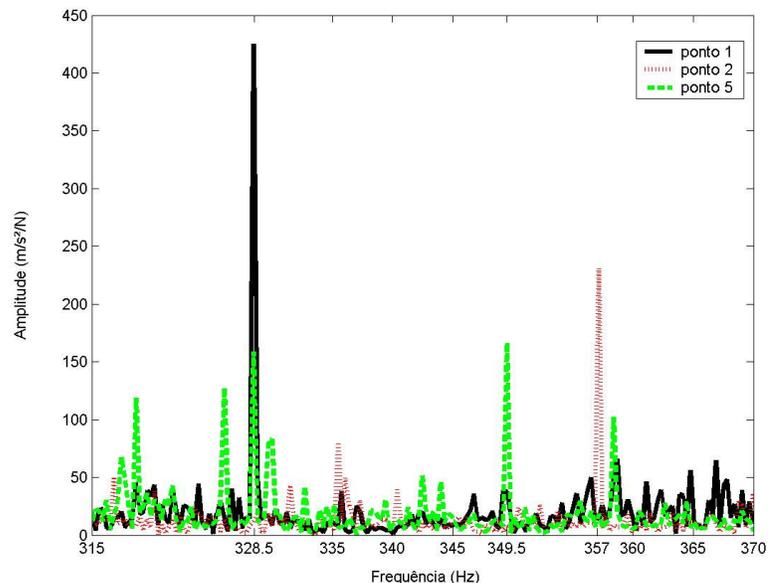


Figura 5.43 – A superposição dos gráficos da Amplitude *versus* Frequência no 1º modo de três pontos excitados separadamente do CP11 na austenita.

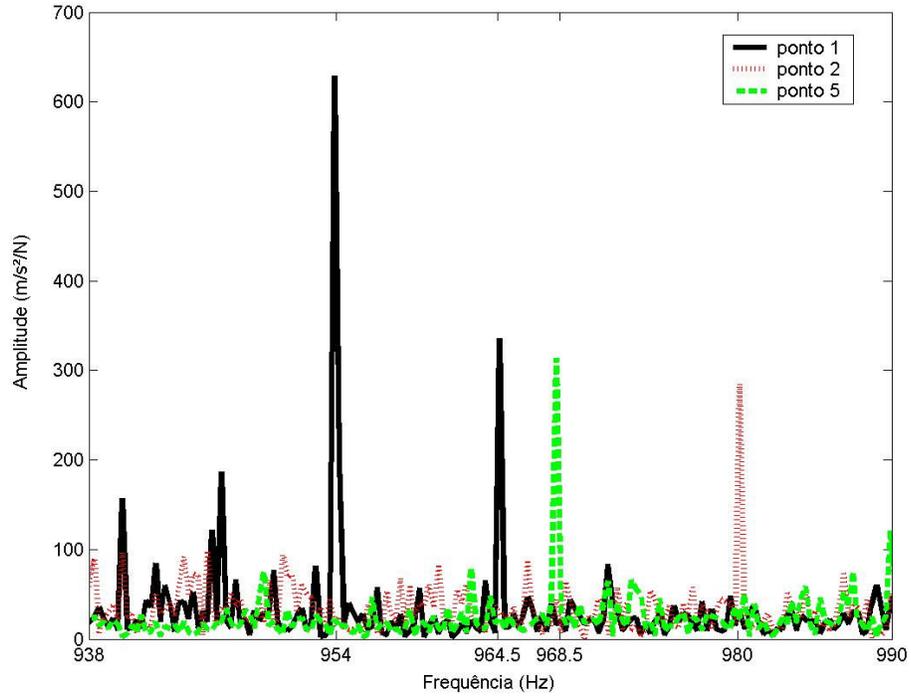


Figura 5.44 – A superposição dos gráficos da Amplitude *versus* Frequência no 2º modo de três pontos excitados separadamente do CP11 na austenita.

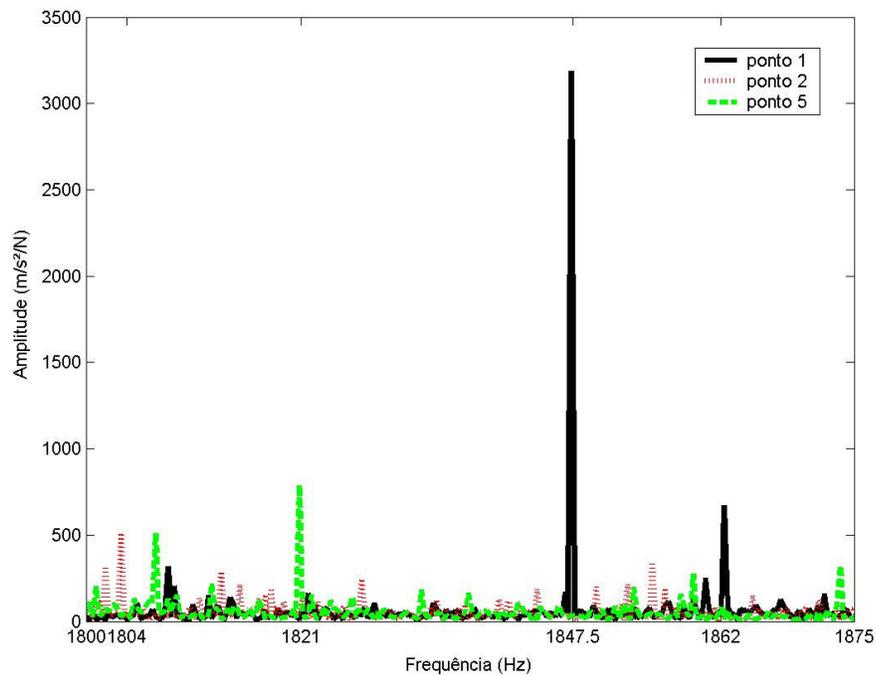


Figura 5.45 – A superposição dos gráficos da Amplitude *versus* Frequência no 3º modo de três pontos excitados separadamente do CP11 na austenita.

A Tabela 5.22 compara as frequências naturais analíticas com as frequências experimentais da viga de aço ($h=4,4$ mm), do CP05 e do CP11 na martensita e na austenita, respectivamente para os três primeiros modos. A Tabela 5.23 mostra o aumento da frequência experimental do CP11 da martensita (25 °C) para a austenita (69 °C).

Tabela 5.22 – Diferenças percentuais entre as frequências naturais analíticas e experimentais até o 3º modo da viga de aço e de compósitas com e sem fios de Ni-Ti.

CP**	Frequência Natural (Hz)						Diferença* (%)		
	Analítica (f_{an})			Experimental (f_{exp})			1º	2º	3º
	1º	2º	3º	1º	2º	3º			
aço	253,46	698,62	1370,02	262,52	718,56	1385,80	-3,45	-2,77	-1,14
05	428,22	1179,50	2315,15	414,50	1090,00	2231,00	+3,31	+8,21	+3,77
11M	338,41	932,56	1828,84	326,50	921,50	1665,00	+3,65	+1,20	+9,84
11A	351,10	967,17	1896,91	328,50	954,00	1847,50	+6,68	+1,38	+2,65

* As diferenças percentuais foram calculadas pela fórmula: $(f_{an} - f_{exp}) \times 100 / f_{exp}$.

** O CP11 na martensita e na austenita é identificado pelas letras M e A, respectivamente.

Tabela 5.23 – Diferenças percentuais entre as frequências naturais experimentais da viga SMAHC (CP11) da martensita para a austenita até o 3º modo.

Modo de vibração	Frequência natural na martensita (f_M) [Hz]	Frequência natural na austenita (f_A) [Hz]	Diferença* (%)
1º	326,50	328,50	+0,61
2º	921,50	954,00	+3,40
3º	1665,00	1848,00	+10,99

* As diferenças percentuais foram calculadas pela fórmula: $(f_A - f_M) \times 100 / f_M$.

Para confirmar a hipótese inicial na modelagem da viga da subseção 3.3.1, de que o amortecimento das vigas pode ser desprezado, é mostrado na Tabela 5.24. A relação entre o decremento logarítmico (δ) em função da razão de amortecimento (ζ) é dada, em geral, pela Eq. 3.25 (subseção 3.1.1). E desta relação, segundo Thomson (1973), a razão de amortecimento pode ser evidenciado, para valores de $\zeta \leq 0,3$, tornando $\sqrt{1-\zeta^2}$ próxima de 1. Então, a razão de amortecimento foi estimado por $\zeta = \delta / 2\pi$. O decremento logarítmico foi calculado pelo gráfico da Aceleração *versus* Tempo da viga de aço, CP05 e CP11 na martensita e austenita, realizado com a escolha do ponto 5 excitado, que foi fornecido pelo AQanalysis 7.0. No ponto de excitação nº 5 de todas as vigas, é medida a amplitude inicial da aceleração (a_1) e depois de n ciclos, medida novamente quando a amplitude da aceleração é igual ou inferior à metade do seu valor (a_n). O decremento logarítmico é dado por $\delta = (1/n) \cdot \ln(a_1/a_n)$ (Thomson, 1973).

Tabela 5.24 – Determinação da razão de amortecimento em função do decremento logarítmico para a viga de aço e de compósitas com e sem fios de Ni-Ti.

CP*	Aceleração inicial (a_1) [m/s ²]	Aceleração final (a_n) [m/s ²]	Número de ciclos (n)	Decremento logarítmico (δ)	Razão de amortecimento (ζ)
aço	3157,12	1678,37	8	0,07898	0,0126
05	516,97	182,34	4	0,26040	0,0414
11M	425,61	157,32	4	0,24880	0,0396
11A	883,47	203,78	4	0,36670	0,0584

*O CP11 na martensita e na austenita é identificado pelas letras M e A, respectivamente.

Finalmente, pode-se concluir que as diferenças percentuais entre as frequências com e sem amortecimento são realmente insignificantes para a determinação das frequências naturais até o 3º modo, que são mostradas na Tabela 5.25. As frequências amortecidas (f_d) das vigas de aço e de compósitas com e sem fios foram calculadas com a razão de amortecimento da Tabela 5.24 e utilizando a Eq. 3.24 (vide subseção 3.1.1), sabendo que f_n é a frequência analítica sem amortecimento (Thomson, 1973).

Tabela 5.25 – Diferenças percentuais entre as frequências naturais com e sem amortecimento para vigas de aço e de compósitas com e sem fios de Ni-Ti até o 3º modo.

CP**	Frequência Natural (Hz)						Diferença* (%)		
	Sem Amortecimento (f_n)			Com Amortecimento (f_d)			1º	2º	3º
	1º	2º	3º	1º	2º	3º			
aço	253,46	698,62	1370,02	253,44	698,54	1369,91	+0,001	+0,012	+0,008
05	428,22	1179,50	2315,15	427,85	1178,49	2313,16	+0,086	+0,086	+0,086
11M	338,41	932,56	1828,84	338,14	931,83	1827,41	+0,080	+0,078	+0,078
11A	351,10	967,17	1896,91	350,50	965,52	1893,67	+0,002	+0,171	+0,134

* As diferenças percentuais foram calculadas pela fórmula: $(f_n - f_d) \times 100 / f_n$.

** O CP11 na martensita e na austenita identificado pelas letras M e A, respectivamente.

5.2.3 – Módulos Dinâmicos de Vigas SMAHC a 25 °C e 69 °C

Utilizando o método de caracterização dinâmica proposto, pode-se calcular o módulo de elasticidade dinâmico (E_d). O módulo dinâmico serve para a comparação com os resultados estáticos, em relação ao aumento da rigidez de vigas SMAHC. O módulo dinâmico da viga é obtido em função de parâmetros geométricos, de sua densidade e um fator $((\lambda.C)_n^2)$ dependente das condições de contorno e do modo de vibração (n) (Thomson, 1973). O módulo dinâmico é função da frequência natural para cada modo de

vibração. É possível ter a expressão do módulo dinâmico, fazendo-se a manipulação algébrica da Eq. 3.19 da subseção 3.1.1, após a substituição das expressões da frequência angular (Eq. 3.20), da massa (Eq. 3.21) e do momento de inércia de área (Eq. 3.22). O módulo dinâmico é finalmente expresso por $E_d = (48.\pi^2.\rho.C^4.f_n^2)/(\lambda.C)_n^4.h^2$, onde ρ , C e h são respectivamente a densidade, o comprimento e a espessura da viga, f_n a frequência natural e $(\lambda.C)_n$ um fator para cada modo (Thomson, 1973), estes dois últimos relacionados até o 3º ($n=3$) modo escolhido. O fator $(\lambda.C)_n$ (adimensional) é resultado da solução numérica de cada iteração $n = 1$ a 3 da equação característica, Eq. 3.18, proveniente da equação matricial, Eq. 3.17, quando se aplica as condições de contorno livre-livre nas extremidades à função $Z(x)$ (Eq. 3.10). O valor de n representa os modos de vibração da viga, portanto $(\lambda.C)_n$ é um fator que está associado às condições de contorno da viga.

Neste primeiro momento, a Tabelas 5.26 apresenta a comparação entre os módulos de elasticidade estáticos experimentais à flexão e os módulos dinâmicos analíticos dos três primeiros modos, respectivamente. Este passo está sendo dado para verificar as correlações do módulo medido em vigas compósitas com cargas quase estáticas aumentando proporcionalmente à taxa de 1 mm/min (deflexão/minuto), em regime elástico até 1800 N e o módulo analítico com cargas impulsivas de até 200 N que provocam deflexões alternadas inferiores a 1 mm de 189 ciclos/s a 2700 ciclos/s até o 3º modo. A viga de aço ($h=4,4$ mm) foi incluída na Tabela 5.26, comparando o módulo de elasticidade da literatura com o módulo dinâmico para os três primeiros modos, para verificação da metodologia de caracterização empregada.

Na Tabela 5.26, os módulos experimentais estáticos à flexão (provenientes da Tabela 5.6) foram comparados com módulos analíticos dinâmicos de todas as vigas fabricadas na martensita e austenita. Os módulos experimentais à flexão, no vão de 280 mm ($L/h \geq 16$), para os CP's 09, 13, 14, 15 e 16, reduziram relativamente da martensita para a austenita numa faixa de 17,63% (CP16) a 2,15% (CP13) porque ocorreu uma instabilidade do sistema de aquecimento durante os ensaios, provocando sobreaquecimento do epóxi. Para este vão (280 mm) foram afetados os módulos das vigas na austenita. Para a Tabela 5.26, foram considerados os módulos experimentais à flexão dos CP's 13, 15 e 16 para o vão $L=150$ mm e do CP14 com $L=114$ mm, onde nestes vãos ocorreu o aumento do módulo da martensita para a austenita. Este critério de escolha do módulo experimental à flexão dos CP's 13, 14, 15 e 16 da Tabela 5.6 para vãos $L/h < 16$, reduz os seus módulos por causa do efeito do cisalhamento transversal, logo piora a correlação com os módulos dinâmicos

analíticos destas vigas que na martensita e na austenita da Tabela 5.26 ficaram com diferenças de 15,68% (CP14) a 36,72% (CP13). Os módulos dinâmicos analíticos de sigas de Euler-Bernoulli desconsideraram o efeito do cisalhamento transversal, por isso foram sempre superiores aos módulos estáticos experimentais, exceto na viga de aço. No CP10, os módulos da martensita para a austenita foram escolhidos para o vão L=150 mm que teve a menor redução percentual do módulo de 1,14%. O CP09 para o vão L=150 mm, e os CP's 11 e 12, ambos para L=280 mm, apresentaram o aumento do módulo à flexão da martensita para a austenita. Os CP's 11 e 12 apresentaram as melhores correlações entre os módulos experimental estático e analítico dinâmico, assim o cisalhamento transversal afetou menos os módulos experimentais para $L/h \geq 16$, com diferenças percentuais de 0,32% e 4,45% na martensita e de 1,31% e 9,31% na austenita, respectivamente..

Tabela 5.26 – Diferenças percentuais entre os módulos experimentais à flexão e analíticos dinâmicos até o 3º modo de vibração das vigas de aço e compósitas fabricadas.

CP**	Módulo de Elasticidade (GPa)				Diferença* (%)		
	Experimental à Flexão (E_{exp})	Analítico Dinâmico (E_{dan})			1º	2º	3º
		1º	2º	3º			
aço	200,00	198,72	198,73	198,73	-0,64	-0,64	-0,64
2	11,71	11,93	11,93	11,93	+1,90	+1,90	+1,90
4	13,81	12,57	12,57	12,57	-8,97	-8,97	-8,97
5	11,41	11,46	11,46	11,46	+0,44	+0,44	+0,44
6	17,17	17,22	17,22	17,22	+0,31	+0,31	+0,31
7	10,52	10,79	10,79	10,79	+2,52	+2,52	+2,52
8	10,90	11,10	11,10	11,10	+1,80	+1,80	+1,80
09M	13,79	16,16	16,16	16,16	+17,16	+17,16	+17,16
09A	14,02	16,63	16,63	16,63	+18,64	+18,64	+18,64
10M	12,28	14,15	14,15	14,15	+15,22	+15,22	+15,22
10A	12,14	14,90	14,90	14,90	+22,72	+22,72	+22,72
11M	9,50	9,52	9,53	9,53	+0,23	+0,32	+0,32
11A	10,12	10,25	10,25	10,25	+1,28	+1,29	+1,31
12M	9,77	10,21	10,20	10,20	+4,45	+4,45	+4,45
12A	9,91	10,83	10,83	10,83	+9,31	+9,31	+9,31
13M	11,64	15,78	13,56	15,78	+35,52	+16,52	+35,52
13A	12,10	16,54	16,54	16,54	+36,71	+36,71	+36,71
14M	8,60	10,17	10,18	10,18	+18,27	+18,37	+18,37
14A	9,38	10,85	10,86	10,85	+15,68	+15,78	+15,72
15M	12,84	14,82	14,82	14,82	+15,40	+15,40	+15,40
15A	12,88	15,59	15,59	15,59	+21,03	+21,03	+21,03
16M	11,64	13,800	13,800	13,80	+18,56	+18,56	+18,56
16A	11,66	14,52	14,52	14,52	+24,50	+24,50	+24,50

* As diferenças percentuais foram calculadas pela fórmula: $(E_{dan} - E_{exp}) \times 100 / E_{exp}$.

** Os cp's de SMAHC na martensita (25 °C) na austenita (69 °C) são identificados pelas letras M e A, respectivamente.

Para se verificar o aumento do módulo analítico dinâmico das vigas SMAHC, foi confeccionada a Tabela 5.27 somente para o 1º modo. Os 2º e 3º modos são praticamente iguais ao 1º modo, que pode ser observado da Tabela 5.26.

Tabela 5.27 – Diferenças percentuais entre os módulos dinâmicos analíticos de vigas SMAHC na martensita e na austenita no 1º modo livre-livre nas extremidades.

CP	Módulo Dinâmico Analítico (GPa)		Diferença* (%)
	E_{dM} a $T < M_f$	E_{dA} a $T > A_f$	
09	16,16	16,63	+2,95
10	14,15	14,90	+5,29
11	9,52	10,25	+7,63
12	10,21	10,83	+6,15
13	15,78	16,54	+4,86
14	10,17	10,85	+6,69
15	14,82	15,59	+5,20
16	13,80	14,52	+5,20

* As diferenças percentuais foram calculadas pela fórmula: $(E_{dA} - E_{dM}) \times 100 / E_{dM}$, onde E_{dM} é o módulo dinâmico na martensita para $T < M_f$ e E_{dA} é o módulo dinâmico na austenita para $T > A_f$, ambas no 1º modo de vibração.

Na Tabela 5.28, foram escolhidos os módulos experimentais à flexão (E_{exp}) e dinâmicos (E_{dexp}) da viga de aço e de compósitas com (CP11) e sem fios (CP05), que tiveram as melhores correlações teórico-experimentais dentre as outras de SMAHC na faixa de -0,64% a +1,31%, com processo de fabricação semelhante de cura a frio e sem bolsa de vácuo. E também foi observada dentre as vigas SMAHC, aquela (CP11) com o maior aumento relativo do módulo à flexão experimental e do módulo dinâmico analítico, respectivamente, de 6,53% e 7,63%, quando o fio de Ni-Ti passa da martensita para a austenita.

Tabela 5.28 – Diferenças percentuais entre os módulos experimentais estáticos (em flexão) e dinâmicos até o 3º modo da viga de aço e de compósitas com e sem fios de Ni-Ti.

CP**	Módulo Experimental (GPa)				Diferença* (%)		
	à Flexão (E_{exp})	Dinâmico (E_{dexp})			1º	2º	3º
		1º	2º	3º			
aço	200,00	212,91	210,25	203,33	+6,46	+5,13	+1,67
05	11,41	10,74	9,79	10,66	+5,87	+14,20	+6,57
11M	9,50	8,86	9,31	7,90	+6,74	+2,00	+16,84
11A	10,12	8,97	9,97	9,73	+11,36	+1,48	+3,85

* As diferenças percentuais foram calculadas pela fórmula: $(E_{exp} - E_{dexp}) \times 100 / E_{exp}$.

** CP11 na martensita (25 °C) na austenita (69 °C) são identificados pelas letras M e A, respectivamente.

A Tabela 5.28 mostra o aumento do módulo dinâmico experimental do CP11 na martensita (E_{dMexp}) e austenita (E_{dAexp}). A menor diferença percentual teórico-experimental no módulo foi de até -2,0% no 2º modo, com um aumento do módulo dinâmico experimental confiável de 7,09% da martensita para a austenita neste mesmo modo. No 1º modo, as correlações na Tabela 5.28 na martensita e austenita pioram até -11,36%. E no 3º modo, a correlação piora na martensita de -18,94% e melhora na austenita de -3,85%. A tendência das frequências naturais experimentais relativas da Tabela 5.23 é de aumentar conforme os aumentos relativos dos módulos dinâmicos da martensita para a austenita da Tabela 5.29.

Tabela 5.29 – Diferenças percentuais entre os módulos dinâmicos experimentais de viga SMAHC na martensita (25 °C) e na austenita (69°C) até o 3º modo livre nas extremidades.

CP	Módulos Dinâmicos Experimentais (GPa)						Diferença * (%)		
	E_{dMexp} a 25 °C			E_{dAexp} a 69 °C (GPa)			1º	2º	3º
	1º	2º	3º	1º	2º	3º			
11	8,86	9,31	7,90	8,97	9,97	9,73	+1,24	+7,09	+23,16

* As diferenças percentuais foram calculadas pela fórmula: $(E_{dAexp} - E_{dMexp}) \times 100 / E_{dMexp}$.

6 - ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

6.1 – CONSIDERAÇÕES PRELIMINARES

A análise sobre a metodologia de fabricação de vigas (para flexão) e de barras (para tração) de compósitos híbridos, principalmente as de SMAHC, se concentrará na validação do processo de manufatura, conforme detalhado nas subseções 6.2.1 e 6.3.1, respectivamente. E, no que concerne à caracterização serão analisados os (i) estáticos de flexão, em regime elástico (subseção 6.2.2), bem como dinâmicos (seção 6.4), com carregamentos pontuais impulsivos (tipo Delta de Dirac), para vigas; e (ii) de tração até a ruptura (subseção 6.3.2) para barras. Um fato importante destacado na subseção 6.4 foi o aumento das frequências naturais nos primeiros modos de vibração das vigas SMAHC fabricadas, apenas mudando a rigidez quando os fios de Ni-Ti passaram da fase martensítica para a austenítica, de acordo com o princípio APT de Jia e Rogers (1989).

6.2 – ANÁLISE DE VIGAS SMAHC PARA CARACTERIZAÇÃO ESTÁTICA

6.2.1 – Do Ponto-de-Vista do Processo de Fabricação

As vigas SMAHC submetidas a ensaios de flexão de três pontos foram confeccionadas seguindo a norma ASTM D 790-10, para compósitos convencionais passivos. Tendo em vista que ainda não existe norma específica de compósitos híbridos com filamentos metálicos embebidos. A estratégia de fabricação foi planejada com dois níveis de temperatura de cura do epóxi: (i) a 25 °C (HY 1316 / LY 1208 e Araldite F / HY 956 na camada de fios de Ni-Ti) e (ii) a 80 °C (HY 1316 / LY 1316) e a 121°C (pelo método da empresa Hot Bonder). A combinação de duas temperaturas de cura com e sem o uso de bolsa de vácuo, de três tipos de vigas sem e com fios (arame e Ni-Ti), resultou em 16 cp's.

A configuração geométrica no processo de fabricação manual de vigas SMAHC foi bastante sensível na espessura, que apresentou uma faixa de 8,93 mm (CP09) a 14,37 mm (CP 12). Em todos os cp's, as outras dimensões, a largura e o comprimento, têm variações menores que 1%. Foi observado que ao se utilizar o sistema de bolsa de vácuo (de pressão inferior a 0,64 atm) e um mais eficiente da Hot Bonder (de pressão entre 0,64 atm e 0,70 atm) provocou uma saída maior de epóxi do molde durante o processo de cura a quente.

No processo com e sem vácuo da UnB, houve necessidade de aplicação de um peso morto de 18 kgf (pressão de 0,20 atm) sobre o molde macho, durante a cura a frio e a quente. O processo Hot Bonder, em dois estágios a 80 °C e 121 °C, não permitiu aplicação de um peso morto sobre os CP's 06 e 09. A Figura 6.1 mostra o gráfico da Espessura da viga *versus* Fração volumétrica de mantas de vidro-E (V_{vidro}) à medida que se aumenta a eficiência do processo de fabricação com e sem bolsa de vácuo, de cura a frio e a quente.

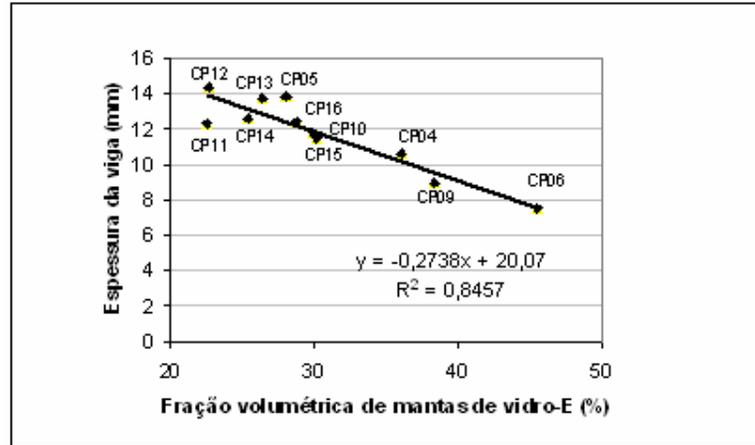


Figura 6.1 – Gráfico das espessuras das vigas em função do aumento da fração volumétrica de vidro-E pelos processos de fabricação da UnB e Hot Bonder.

Para o processo da UnB, houve entre os CP12 (sem vácuo e cura a frio) e CP15 (com vácuo e cura a quente), uma redução de espessura de 20,60% com o aumento da V_{vidro} de 32,82%. Pelo processo Hot Bonder, o CP09 reduziu a espessura até 37,85% em relação ao CP12 (UnB), com um aumento de V_{vidro} de 69,21%. E também nas vigas sem fios, o CP06 (Hot Bonder) reduziu a espessura até 83,78%, em relação ao CP05 (sem vácuo e cura a frio) com aumento de V_{vidro} de 62,76%. Desta forma, pode se afirmar que o processo de fabricação manual de vigas SMAHC com o aumento da eficiência da bolsa de vácuo e de cura a quente da Hot Bonder, provoca um aumento máximo na V_{vidro} até 69,2% e reduz o máximo a espessura até 37,9% em relação ao processo sem vácuo e de cura a frio da UnB.

Foi constatado nas vigas SMAHC da menos (CP11) até a mais (CP09) rígida que o módulo analítico na martensita teve um aumento gradativo até 69,46 % quando a V_{vidro} teve um aumento de 70,19%. E para as vigas sem fios, de V_{vidro} crescente de 27,98% (CP05) a 45,54% (CP06), o módulo analítico aumentou 50,17% para um aumento de V_{vidro} de 63,75%. A Figura 6.2 mostra o gráfico do Módulo analítico na martensita *versus* Fração

volumétrica de mantas de vidro-E das vigas SMAHC fabricadas pelos processos UnB e Hot Bonder.

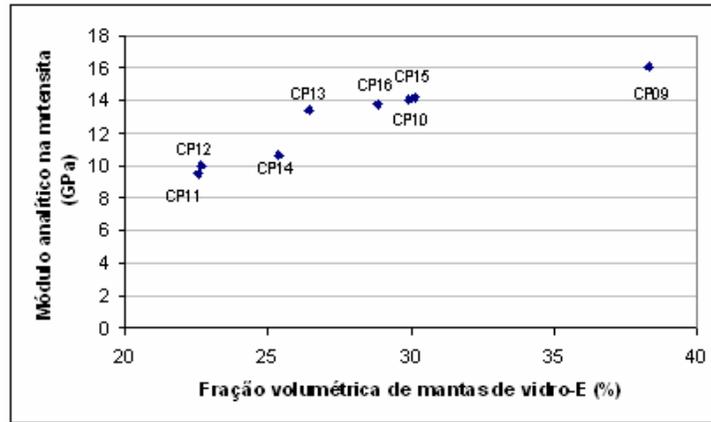


Figura 6.2 – Gráfico do Módulo analítico na martensita *versus* Fração volumétrica de mantas de vidro-E de vigas SMAHC fabricadas pelos processos UnB e Hot Bonder.

O processo de moldagem manual de vigas com e sem bolsa de vácuo produziu uma fração volumétrica de vazios na camada de fios de 3,10% (CP11) a 7,5% (CP14), seguindo a norma ASTM D 3171-06. Para se investigar onde se encontram os vazios na camada de fios, sendo a mais crítica, foram feitas micrografias de amostras de vigas curadas com e sem vácuo, com aumento de 50 vezes, e se observou algumas bolhas adjacentes à interface com os fios na Figura 4.76. Observou-se que as mantas de vidro-E contornam a superfície dos fios, e que realmente os fios só fazem interface com o epóxi. Os CP15 (UnB) e CP16 (Hot Bonder), ambos de cura a 80 °C, têm fração de vazios iguais de 6,07%. Neste caso, os dois processos mostraram, entretanto, que não melhoraram a retirada de bolhas na camada de fios. Constatou-se dos CP's 14 e 15, sem e com bolsa de vácuo, ambos de cura a 80 °C, que produziram até 2,4 vezes maior fração de vazios que no epóxi de cura a frio do CP11 (sem vácuo), em relação à camada de fios. O CP11 teve o maior aumento do módulo experimental da martensita para austenita dentre os de SMAHC, isto indica que existe uma correlação entre a fração de vazios na camada de fios e o efeito do aumento de rigidez da viga quando se aumenta a temperatura de 25 °C para 69 °C. Isto pode ser justificada pela melhor aderência na interface fio/epóxi quando a fração de vazios se reduz, havendo uma maior transmissão de tensões entre o fio e o epóxi na camada de fios. Houve apenas acoplamento mecânico na interface fio/epóxi que aumenta com a contração do epóxi durante o processo de cura. A superfície do fio de Ni-Ti sofreu apenas limpeza e

decapagem antes da laminação, portanto não foi aplicado agente de acoplamento químico na superfície do fio.

A camada de fios é responsável pelo aumento do módulo da viga SMAHC da martensita para a austenita. Assim, se definiu a variável bastante influente que foi o número de fios de Ni-Ti (de 4 a 8 fios), que eleva a rigidez, à medida que se incrementa a quantidade de fios igualmente nas duas camadas de fios simétricas em relação ao plano médio. O *roving* (vidro-E) introduzido na camada de fios e o processo de vácuo (UnB) nos CP's 13, 15 e 16 (todos de 8 fios, com vácuo) produziu o aumento do módulo experimental até 5,4% pela mudança de fase do fio de Ni-Ti. Enquanto que nas vigas (CP's 11, 12 e 14), sem *roving*, sem vácuo, o aumento do módulo experimental da martensita para a austenita foi até 6,53% no CP11.

Para se observar o ganho relativo do módulo do CP11 que apresentou as melhores correlações teórico-experimentais, para frações volumétricas de Ni-Ti (V_{Ni-Ti}) superiores a 1,80%, mostra-se o gráfico do Módulo analítico na martensita (E_{fM}) e austenita (E_{fA}) *versus* Fração volumétrica de Ni-Ti na Figura 6.3. Os valores dos módulos (E_{fM} e E_{fA}) são plotados, com o incremento da V_{Ni-Ti} de 2,20%, 2,64%, 3,08% e 3,66%, correspondendo a 10, 12, 14 e 16 fios, nas posições das camadas simétricas realizadas anteriormente com 4 a 8 fios e afastadas o máximo possível em relação ao plano médio. E no gráfico da Fig. 6.3, são plotados também os módulos do CP11, com a substituição de fios por lâminas, de largura 25 mm e espessura 0,7 mm, aumentando a V_{Ni-Ti} mais ainda, de 4,53%, 9,07% e 45,35%, correspondendo a 1, 2 e 10 lâminas. Nesta alternativa com lâminas de Ni-Ti no CP11, inicialmente é introduzido 1 lâmina no plano médio. E segue-se incrementando com 2 lâminas na face superior e inferior da viga. No CP11, ainda foi simulado para uma suposta disposição máxima possível de 10 lâminas simétricas em relação ao plano médio, com 8 lâminas de Ni-Ti intercaladas entre as camadas de epóxi/vidro-E e acrescidas de 2 nas faces superior e inferior. A largura de 25 mm da lâmina de Ni-Ti, sendo inferior à largura do CP11 de 31,4 mm, é para o isolamento elétrico de suas bordas, que ficam envolvidas com o epóxi de largura de 3,2 mm em relação ao meio externo. Todas as alterações realizadas, substituindo as lâminas de epóxi/vidro-E por lâminas de Ni-Ti, ambas com espessuras iguais (0,7 mm), foram para que o CP11 não alterasse a sua espessura de 12,29 mm. As lâminas de Ni-Ti precisam ficar isoladas entre as de epóxi/vidro-E para serem ativadas por corrente elétrica, caso as vigas fossem fabricadas pelo método desenvolvido neste trabalho. Os códigos destas simulações analíticas estão no Apêndice A.

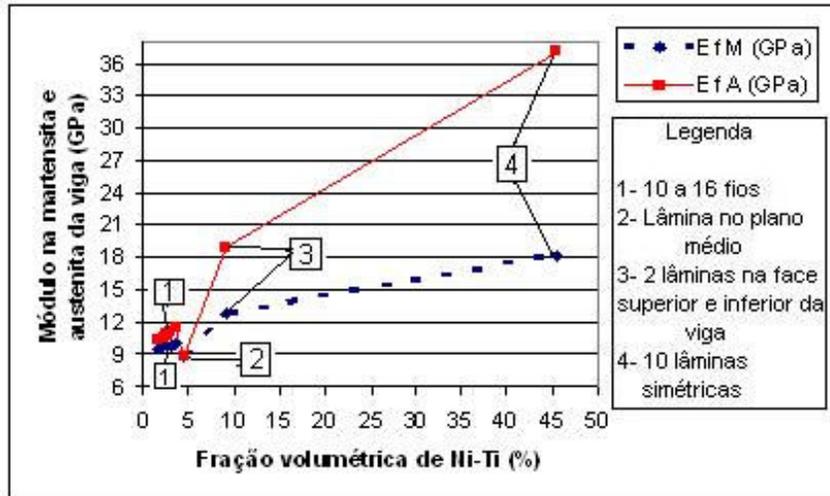


Figura 6.3 – Gráfico do módulo analítico na martensita e austenita do CP11 sob flexão em função do aumento da fração volumétrica de Ni-Ti, com fios ou lâminas embebidas.

O interessante resultado visualizado na Fig. 6.3 é que o aumento máximo do módulo do CP11 de 49,25% ocorre para duas lâminas nas faces superior e inferior em relação ao plano médio, de V_{Ni-Ti} de 9,07%. E para 10 lâminas simétricas de V_{Ni-Ti} de 45,53%, o aumento do módulo é de 104,18% da martensita para a austenita, mostrando que as camadas de Ni-Ti que são mais próximas do plano médio pouco efeito produzem no aumento do módulo da viga. O efeito do aumento do módulo para uma lâmina no plano médio, que foi de 0,04%, mostrando que o fator de z^3 é bastante importante para amplificar este efeito no módulo da martensita para a austenita em caso de vigas sob flexão. E por outro lado, usando o máximo de 16 fios, o mais distantes possível do plano médio no CP11, o aumento no módulo é de 14,40% para uma V_{Ni-Ti} de 3,66%.

6.2.2 – Do Ponto-de-Vista da Caracterização sob Flexão

O efeito do aumento do módulo da martensita para a austenita de vigas com fios de Ni-Ti foi produzido com um sistema de aquecimento controlado por corrente elétrica, que permite a sintonização ativa das propriedades elásticas do material SMAHC (Jia e Rogers, 1989; Cerón, 2010; Faluhelyi et al., 2011). A validação do desenvolvimento metodológico deste trabalho depende de aspectos teóricos e experimentais, por isso é necessário aprofundar na discussão de resultados dos módulos de elasticidade, que teve papel

fundamental para os três tipos de vigas: (i) isotrópicas (sem fios), ortotrópicas com fios (ii) de arame e (iii) SMAHC com fios de Ni-Ti.

Os ensaios de flexão das vigas SMAHC, em regime elástico, foram realizados para três tipos de vãos: 114 mm, 150 mm e 280 mm; e indicaram o aumento dos módulos de elasticidade da martensita para a austenita. Estes também serviram para validar o processo de fabricação de compósitos híbridos adaptativos. Os ensaios de vigas com e sem fios de arame mostraram que era possível fabricar as de SMAHC com maior confiabilidade, principalmente quando o vão foi de $L = 280$ mm, obedecendo à norma que preconiza que a razão entre o vão (L) e a espessura (h) seja igual ou superior a 16, i.e. $L/h \geq 16$. Este procedimento praticamente elimina o efeito indesejável do cisalhamento transversal nos módulos experimentais.

Os CP07 e CP08, passivos, com fios de arame, tiveram a finalidade para verificar e aperfeiçoar os procedimentos de fabricação de vigas com fios, e notou-se nestes casos que a correlação entre resultados teóricos e experimentais, também melhora quando a razão L/h aumenta. Os cp's com fios de arame (CP's 07 e 08) em relação aos de Ni-Ti (CP's 11 e 12, na martensita), todos com 8 fios, sem *roving*, sem vácuo e cura frio (UnB), tiveram diferenças superiores nos módulos analíticos na faixa de 2,62% a 16,84% e ainda 8,83% inferiores ao módulo analítico do CP05, sem vácuo, de vidro-E/epóxi apenas. O CP05 tem o menor módulo analítico, que foi inferior até 21,9% em relação aos CP's de n^{os} 01 a 04, fabricados sem vácuo. É interessante ressaltar que o CP09 (4 fios), o mais rígido dentre os cp's com fios, possuiu o módulo analítico na martensita e na austenita até 6,56% inferior ao módulo do CP06, de apenas vidro-E/epóxi, ambos com o processo Hot Bonder.

As 16 vigas não apresentam o fenômeno da viscoelasticidade à temperatura de 25 °C (i.e. na martensita), já que, instantaneamente, retornaram à geometria inicial ao serem descarregadas. Neste e em trabalhos anteriores na UnB (Faluhelyi et al., 2011), utilizando-se a mesma máquina MTS-810, as vigas apresentaram comportamento elástico a 25 °C e 69 °C. Entretanto, os módulos experimentais na austenita reduziram de 2,12% (CP09) a 17,63% (CP16) em relação aos módulos na martensita, quando a temperatura do epóxi envolvendo os fios aumentou de 25 °C a 55 °C, para $L=280$ mm. Nos ensaios de flexão, tomou-se o cuidado de iniciar a aplicação da força na MTS-810 quando os fios atingiram a temperatura de 60 °C, e a temperatura de monitoramento do epóxi na vizinhança dos fios (face superior da viga) marcava 45 °C. Notou-se que nos fios a 69 °C, as correlações com os experimentos pioraram para os CP's 09, 10, 12, 14, 15 e 16, em relação às correlações obtidas a 25 °C, qualquer que seja o vão, principalmente para $L= 280$ mm, quando o epóxi

atingiu a temperatura máxima de 55 °C. Para o CP11, a correlação a 69 °C piora com L=114 mm (menor) e para L=280 mm melhora; e para o CP13, com vão L=150 mm piora e para L=280 mm (maior) melhora. Isto mostra que estudos sobre a influência da temperatura nas matrizes epóxi, e principalmente na interface fio/epóxi, devem ser realizados, em trabalhos futuros.

Para esclarecer o comportamento elástico das vigas SMAHC sob flexão, escolheu-se o gráfico de Força *versus* Flecha do CP13 na austenita (Fig. 5.14). Sendo a força aplicada nas vigas fletidas maior na austenita do que na martensita. O CP13 na austenita apresenta o maior valor da força (F=1800 N), aplicada no regime elástico, dentre as vigas SMAHC. De acordo com Gibson (1994), a tensão normal na camada k (σ_x^k) da viga sob flexão, obtida pela manipulação algébrica das Eq's. 3.43, 3.44 e 3.48 (subseção 3.1.5), é dada por $\sigma_x^k = (M.z/I_{yy}).(E_x^k/E_f)$, onde M é o momento fletor, I_{yy} a inércia de área em torno de y (Eq. 3.22), E_x^k o módulo de elasticidade da camada k, E_f o módulo efetivo da viga e z a posição da camada k em relação à linha neutra. O CP13 na austenita (para L= 280 mm), com força (F) aplicada no meio da viga, tem o momento fletor máximo $M = F.L/4=126$ N.m, a inércia de área $I_{yy}=6,88.10^{-9}$ m⁴ (vide Tabela 4.1), o módulo da camada de fios $E_x^{k=2}=14,21.10^9$ N/m² (=E₂' da Eq. 3.32), o módulo efetivo da viga $E_f=14,09.10^9$ N/m² (na Tabela 5.5), a posição da camada $z=5,5.10^{-3}$ m, que resulta na tensão normal na camada de fios $\sigma_x^{k=2}=100,6$ MPa.

O maior esforço de tensão normal da camada de fios foi de $\sigma_x^{k=2}= 100,6$ MPa, dentre as vigas SMAHC, entretanto esta tensão se divide entre os fios e o epóxi/*roving*. Logo, cada fio na austenita nas vigas não alcança a tensão de 200 MPa, que poderia induzir a reorientação austenítica dos grãos. Pode-se afirmar também que o fio na martensita nas vigas, sendo os valores de tensão inferiores aos dos fios na austenita de 100,6 MPa, não apresenta reorientação martensítica dos grãos. Caso a tensão no fio fosse superior a 200 MPa (vide Fig. 5.2), o módulo de elasticidade do fio na martensita seria afetado e logo, o módulo da viga como um todo (Krishan et al., 1974; Otsuka e Wayman, 1998). As vigas sob flexão, em regime elástico, apresentam os fios tracionados abaixo da linha neutra. E nas vigas, por serem simétricas, os fios ficam comprimidos acima da linha neutra, em regime elástico (Mendonça, 2005). O fio de Ni-Ti na viga dentro do regime elástico, na tração e compressão, não muda o seu módulo de elasticidade (Otsuka e Wayman, 1998; Srinivasan e McFarland, 2001). Esta constatação para o CP13, com o maior esforço de

tensão normal na camada de fios em relação aos de SMAHC, confirma o comportamento elástico dos fios de Ni-Ti embebidos nas vigas a 25 °C (na martensita) e 69 °C (na austenita). Isto garante que os fios mudaram de fase (martensita para austenita) apenas por indução de temperatura (Jia e Rogers, 1989; Brinson, 1993).

O efeito do aumento do módulo experimental nas vigas SMAHC foi testado nas temperaturas de 25 °C e 69 °C, respectivamente, com ensaios consecutivos semelhantes. A Tabela 6.1 apresenta as diferenças percentuais do módulo analítico e experimental das vigas SMAHC da martensita para a austenita, tomando os módulos das vigas para $L/h \geq 10$, exceto no CP14 que só teve resultado desejável no vão $L=114$ mm ($L/h=9,08$). Na Tabela 6.1, fez-se a escolha dos módulos experimentais (da Tabela 5.6) para os vãos que realmente apresentaram o ganho relativo do módulo na mudança de fase, e somente os CP's 09, 11 e 12 tiveram sucesso para $L/h \geq 16$, seguindo a recomendação da norma ASTM D 790-10. O CP10 (6 fios) não conseguiu para os dois vãos testados (150 mm e 280 mm) apresentar o efeito do aumento do módulo relativo da martensita para a austenita.

Tabela 6.1 – Ganhos percentuais dos módulos analíticos e experimentais da martensita para a austenita das vigas SMAHC fabricadas sob flexão.

CP**	Módulo de Elasticidade (GPa)		Ganho percentual* (%)
	na Martensita	na Austenita	
9AN	16,15	16,62	+ 2,91
9EX	13,79	14,02	+ 1,69
10AN	14,01	14,57	+ 4,00
10EX	13,98	13,30	- 4,86
11AN	9,53	10,25	+ 7,56
11EX	9,50	10,12	+ 6,53
12AN	10,02	10,83	+ 8,08
12EX	9,77	9,91	+ 1,43
13AN	13,44	14,09	+ 4,84
13EX	11,64	12,10	+ 3,95
14AN	10,59	11,57	+ 9,25
14EX	8,60	9,38	+ 9,07
15AN	14,25	15,02	+ 5,40
15EX	12,84	12,88	+ 0,31
16AN	13,80	14,52	+ 5,22
16EX	11,64	11,66	+ 0,17

*As diferenças percentuais foram calculadas pela fórmula: $(E_A - E_M / E_M) \times 100$.

** Os cp's com módulos analíticos e experimentais estão identificados por AN e EX, respectivamente.

Torna-se evidente a redução do efeito do aumento do módulo da martensita para a austenita das vigas, quando são enrijecidas com o processo de vácuo da UnB (CP's 13, 15

e 16). Em vigas (CP's 13 e 15), mais rígidas que o CP11, o aumento relativo do módulo analítico (martensita para austenita) é na faixa de 4,84% (CP13) a 5,40% (CP15). No CP15, o aumento do módulo ainda ficou até 71,30% inferior em relação ao do CP14 (8 fios), sem *roving*, sem vácuo e cura a quente. As fibras de vidro-E apresentam módulo elástico de 70 GPa, enquanto que os módulos do fios de Ni-Ti na austenita é de 48,4 GPa. Então, à medida que se aumenta a fração volumétrica de vidro-E, pode-se mascarar o efeito do aumento do módulo das vigas, com até 2% de fração volumétrica de SMA, principalmente se ainda acrescentar-se *roving* (vidro-E) na camada de fios. Todas estas comparações ressaltam o fato que os materiais SMAHC devem ser utilizados como materiais funcionais, ou seja, ativos, em vez de estruturais passivos (Janocha, 1999).

Os módulos efetivos em flexão de vigas compostas dependem tanto das frações dos materiais constituintes, bem como da distância de cada camada, z , em relação ao plano médio do laminado, a qual é elevada ao cubo (z^3) ao se estabelecer a contribuição de cada camada na rigidez à flexão efetiva da viga (Levy-Neto e Pardini, 2006). Para a seção transversal mostrada na Fig. 4.1, o módulo efetivo da camada 2 depende fortemente do fator geométrico, $(z_2^3 - z_1^3)/h^3$, multiplicado pelo módulo de elasticidade da camada de fios com ou sem *roving* (vide Eq. 3.27). Em relação às vigas SMAHC, constatou-se o aumento de rigidez da fase martensita para a austenita de fios de Ni-Ti, para os CP's 09, 13, 15 e 16, para o vão $L=150$ mm, de n^{os} 11 e 12 para $L=280$ mm; e também de n^o 14 para $L=114$ mm. O que os resultados indicam é que a causa deste aumento perceptível de rigidez da viga, com fração volumétrica de até 2% de SMA, deve-se à disposição simétrica mais afastada possível das duas camadas de fios de Ni-Ti (i.e. com a coordenada z da Fig. 4.1 maior possível), em relação ao plano médio. Isto ocorre em função do módulo de elasticidade de cada camada, k , de acordo com a Eq. 3.27, ser multiplicado por $[(z_k^3 - z_{k-1}^3)/h^3]$.

A inclusão de camada de fios/epóxi puro, com fração volumétrica de fios de Ni-Ti até 10% (4 fios) e módulo na austenita de 48,4 GPa misturada com a fração de epóxi até 90% com módulo de 3,5 GPa, tornou a viga menos rígida do que se tivesse no mesmo lugar uma camada de vidro-E/epóxi. Neste sentido, o CP11, sem *roving*, com uma fração volumétrica de fios nesta camada de 10% combinada à menor rigidez das camadas de epóxi/vidro-E dentre às vigas SMAHC, evidenciou o efeito do aumento relativo do módulo da martensita para austenita o máximo possível de 6,53%. As vigas SMAHC (CP's 13, 15 e 16), de 8 fios com *roving*, apresentaram um crescente aumento de módulo experimental na martensita até 34,73% superior ao módulo do CP11 na martensita. O *roving* (vidro-E) misturado ao epóxi da camada de fios foi introduzido para reduzir o fenômeno da

viscoelasticidade. Entretanto, os cp's com *roving* ficam mais rígidos na camada de fios com uma fração de epóxi/*roving* de 90% com módulo de 10 GPa. Logo, pela regra das misturas, a contribuição dos 4 fios na austenita é de 4,84 GPa e do epóxi/*roving* é de 9 GPa. Enquanto que no CP11, na camada de fios/epóxi, a contribuição dos 4 fios na austenita é de 4,84 GPa e do epóxi de 3,15 GPa

O módulo da viga (E_f) resulta da soma de três parcelas, identificadas por três conjuntos de camadas $i = 1, 2$ e 3 , que correspondem ao núcleo, camada de fios e camada externa, respectivamente (vide Eq. 3.27). As parcelas de contribuição são constituídas do produto do módulo de cada conjunto de camadas (E_i) pelo fator geométrico respectivo $F_i = (z_i^3 - z_{i-1}^3)/h^3$, i.e. $E_{fi} = E_i F_i$. A Tabela 6.2 mostra o ganho percentual na parcela da camada de fios ($\Delta E_{f2R}\%$) dado por $\Delta E_{f2}\% = (E_{f2A} - E_{f2M}) \cdot 100 / E_{f2M}$, onde $E_{f2M} = E'_{2M} \cdot F_2$ e $E_{f2A} = E'_{2A} \cdot F_2$ são as parcelas de contribuição da camada de fios da martensita para a austenita. Sendo E'_{2M} e E'_{2A} os módulos da camada de fios na martensita e austenita (Eq. 3.32) e $F_2 = (z_2^3 - z_1^3)/h^3$ o fator geométrico da camada de fios.

Tabela 6.2 – Ganho percentual na parcela de contribuição do módulo da martensita para a austenita ($\Delta E_{f2}\%$) da camada de fios para o aumento do módulo da viga SMAHC.

CP**	Módulo da camada de fios (E_2) (GPa)	Fator geométrico (F_2)	Parcela de contribuição para o módulo da viga (GPa)	Ganho percentual* ($\Delta E_{f2}\%$) (%)
		$F_2 = (z_2^3 - z_1^3)/h^3$	$E_{f2} = E_2 \cdot F_2$	
09M	10,13	0,044	0,446	12,57
09A	11,42		0,502	
10M	10,70	0,035	0,375	17,87
10A	12,63		0,442	
11M	5,41	0,033	0,179	47,49
11A	7,99		0,264	
12M	5,41	0,029	0,157	32,33
12A	7,99		0,232	
13M	11,26	0,030	0,338	22,78
13A	13,84		0,415	
14M	5,41	0,045	0,243	48,15
14A	7,99		0,360	
15M	11,26	0,036	0,405	22,96
15A	13,84		0,498	
16M	11,26	0,033	0,372	22,85
16A	13,84		0,457	

* A diferença percentual da parcela de contribuição da martensita para a austenita da camada de fios é $\Delta E_{f2R}\% = (E_{f2A} - E_{f2M}) \cdot 100 / E_{f2M}$.

** Os cp's são identificados na martensita e na austenita pelas letras M e A, respectivamente.

Pela previsão teórica da Tabela 6.2, a camada de fios dos CP's 11 e 14 ambos com 4 fios sem *roving*, mostram os maiores aumentos percentuais na parcela de contribuição da martensita para a austenita dentre os de SMAHC. A espessura das vigas variou de 20,6% e 37,86% pelos processos UnB e Hot Bonder, respectivamente. Desta forma, também a distância do lado inferior da camada de fios que é dado por z_1 (distância do lado superior do núcleo) ficou numa faixa de 2,612 mm (CP09) a 4,692 mm (CP12), em relação ao plano médio, com variação até 79,63%. Por isso, o fator geométrico F_2 pode amplificar o ganho no módulo da martensita para austenita ($\Delta E_{fR}\%$) entre vigas com a mesma quantidade de fios por esta metodologia de fabricação. Não obstante nas vigas SMAHC, a espessura tem variação até 37,86% e é no mínimo 3 vezes maior que a distância da face inferior da camada de fios, isto afeta bastante o fator geométrico F_2 mostrado na Tabela 6.2, que variou até 55,17%.

Pode-se analisar de forma mais profunda os parâmetros que influenciam o ganho percentual do módulo analítico da viga ($\Delta E_{fR}\% = \Delta E_f \cdot 100 / E_{fM}$) da martensita (E_{fM}) para a austenita (E_{fA}). Fazendo manipulações algébricas na expressão de $\Delta E_{fR}\%$, com base no módulo (E_f) da Eq. 3.27, obtém-se $\Delta E_{fR}\% = (E'_{2A} - E'_{2M}) \cdot F_2 \cdot 100 / [E_{ev}(F_1 + F_3) + E'_{2M} \cdot F_2]$, onde E'_{2M} e E'_{2A} são os módulos na martensita para a austenita da camada de fios e, E_{ev} , o módulo das camadas de epóxi/vidro-E (Eq. 3.28).

Observando a Tabela 6.1, se constata que os cp's menos rígidos (sem *roving*, sem vácuo), têm os melhores resultados de aumento do módulo relativo da camada de fios. Então, tomando estes cp's pode-se reescrever de forma mais detalhada o aumento percentual do módulo pela mudança de fase (martensita para austenita) da viga como $\Delta E_{fR}\% = (E_A^{SMA} - E_M^{SMA}) \cdot V_{f2} \cdot 100 / [E_{ev} \cdot f + E_M^{SMA} \cdot V_{f2} + E_e V_{e2}]$. Sendo E_M^{SMA} e E_A^{SMA} os módulos do fio na martensita e austenita; V_{f2} e V_{e2} as frações volumétricas de fios e de epóxi na camada de fios; e f o quociente da soma dos fatores geométricos das camadas do núcleo e camada externa (i.e., $F_1 + F_3$) pelo fator geométrico da camada de fios (F_2) dado por $f = (F_1 + F_3) / F_2$. Sabendo-se que a soma dos fatores geométricos (F_1, F_2 e F_3) é constante, i.e. $F_1 + F_2 + F_3 = 1/8$, logo, substituindo $F_1 + F_3 = 1/8 - F_2$ em f , passa a se expressá-lo em função do fator geométrico das camadas de fios (F_2), i.e. $f = (1/8F_2) - 1$. No caso de vigas com *roving* e mesmo número de fios, substitui-se na parcela $E_e V_{e2}$, E_e por E_{erov} (módulo do epóxi/*roving*) e é mantida a fração $V_{e2} = V_{erov2}$ (fração de epóxi/*roving*). A Figura 6.4 mostra o ganho percentual do módulo da martensita para a austenita ($\Delta E_{fR}\%$) do

CP11 em função da variação do fator geométrico F_2 , que está diretamente relacionado com a mudança da posição da camada de fios. Além disso, no gráfico da Fig. 6.4, plotou-se o $\Delta E_{IR}\%$ de todas as vigas ensaiadas para mostrar a influência das variações da posição da camada de fios e de suas espessuras pelos processos de fabricação da UnB e Hot Bonder.

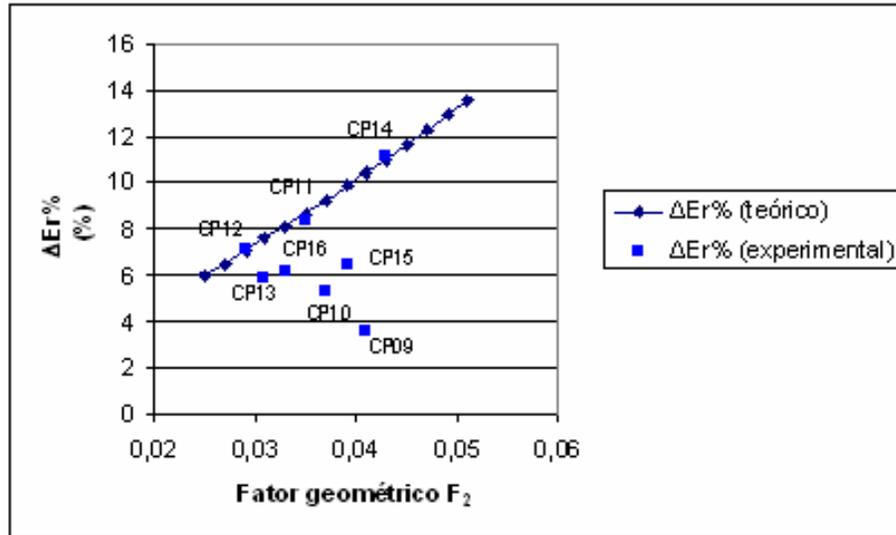


Figura 6.4 – Gráfico do Ganho percentual do módulo da martensita para a austenita de vigas SMAHC ($\Delta E_{IR}\%$) versus fator geométrico da camada de fios (F_2).

Entre os CP's 11, 12 e 14 com 8 fios e sem *roving*, sem vácuo, houve variação de 16,92% na espessura, de 12,47% na fração volumétrica de mantas de vidro-E, de 18,2% na posição da camada de fios e de 55,17% no fator geométrico das camadas de fios (F_2). O módulo E_{ev} (das camadas epóxi/vidro-E) aumenta quando a fração volumétrica de mantas vidro-E também aumenta (Eq. 3.28). O aumento do módulo percentual da martensita para a austenita ($\Delta E_{IR}\%$) é inversamente proporcional ao produto do módulo E_{ev} pelo parâmetro f (quociente dos fatores geométricos). Houve no CP12 aumento do módulo E_{ev} e do parâmetro f (quociente dos fatores geométricos), que fez reduzir o aumento percentual do módulo ($\Delta E_{IR}\%$) em relação ao CP11 na Figura 6.4. Para os CP's 13, 15 e 16, mais rígidos, com processo de vácuo (UnB) e *roving*, o aumento percentual do módulo da martensita para a austenita foi no máximo 5,40%, que é inferior ao do CP11 de 6,53%. O quociente f multiplicado pelo E_{ev} amplificou a redução do aumento relativo do módulo ($\Delta E_{IR}\%$). O produto $E_{ev}.f$ é maior para vigas com vácuo e *roving* comparado com as vigas sem vácuo e

sem *roving*, de mesmas frações volumétricas de fios de até 2%, logo não se produz um aumento relativo do módulo ($\Delta E_{FR}\%$) igual aos dos CP's 11, 12 e 14 na Figura 6.4.

6.3 – ANÁLISE DE BARRAS SMAHC PARA CARACTERIZAÇÃO ESTÁTICA

6.3.1 – Do Ponto de Vista do Processo de Fabricação

As nove barras ensaiadas sob tração até a ruptura, sete de SMAHC e duas passivas, foram confeccionadas conforme a norma ASTM D 3039-08. A análise nesta subseção é do processo de fabricação de barras: (i) isotrópicas (sem fios) e ortotrópicas com (ii) 8 fios de arame e (iii) 2, 4 e 8 fios de Ni-Ti. As substituições de materiais dos fios foram executadas apenas para validar o processo de fabricação por moldagem manual, sem bolsa de vácuo, sem *roving*, de cura a frio e a quente. É importante salientar, que a confecção de barras, segundo este processo de fabricação, é bem mais complexa do que a de vigas prismáticas, e só é possível embeber até 8 fios por camada para a largura de 31,4 mm. As barras para tração têm a configuração geométrica que segue a norma, com valores mínimos de comprimentos total e útil e espessura útil, como também nos *tabs*, com ângulo de chanfro de 5°, tenham comprimento mínimo de 38 mm, conforme Figura 4.22. A largura máxima da norma é de 25,4 mm, que não pode ser a mesma devido à concepção dos cp's de tração que possuem até 8 fios embebidos no plano médio. Para poder instalá-los na largura de 25,4 mm se tornaria bastante difícil por causa do afastamento uniforme mínimo necessário de 2,55 mm, quando se tem 8 fios. Este afastamento é necessário por causa das dimensões mínimas das presilhas de fixação dos fios nos suportes do molde, onde havia pouco espaço para o uso da chave de parafuso.

Os cp's de SMAHC foram fabricados com repetição quanto ao número de fios, identificados pelos n^{os} 03/04, 05/06 e 07/08, respectivamente, com 2, 4 e 8 fios. Nos cp's de mesmo número de fios, as diferenças percentuais nas espessuras foram reduzindo de 8,58% (2 fios), passando a 6,12% (4 fios) e até chegar a 3,46% (8 fios). Na largura e nos comprimentos total e útil, as variações são inferiores a 1%.

A laminação manual sem bolsa de vácuo produziu frações volumétricas de vazios de 1,95% (CP01) a 7,54% (CP's 08 e 09), seguindo a norma ASTM D 3171-06. Foram feitas micrografias de amostras de barras ao longo do comprimento útil, com aumento de até 100 vezes, e se confirmou imagens semelhantes ao de vigas, com vazios adjacentes à camada

de fios, visto nas Figuras 4.61 e 4.62. Foi aplicada a pressão de 0,20 atm, através de peso morto, durante o processo de cura da mesma forma que nas vigas.

Durante a transição da martensita para a austenita, a resistência elétrica dos fios varia abruptamente, porque na mudança de fase a resistividade elétrica varia, no caso das SMA, fortemente com a temperatura (Otsuka e Wayman, 1998). Esta característica da resistência elétrica não atrapalha no processo de controle da temperatura dos fios, principalmente nos ensaios termomecânicos na MTS para barras (e vigas), que foram realizados separadamente nas fases martensita e na austenítica do fio (Céron, 2010; Faluhelyi et al., 2011). Nas duas extremidades, o fio de Ni-Ti apresenta comportamento ôhmico, i.e. tem resistências elétricas constantes na martensita e austenita de 4 Ω e 0,5 Ω , respectivamente.

6.3.2 – Do ponto-de-vista da Caracterização sob Tração

Para as barras SMAHC, os módulos de elasticidade analíticos foram comparados aos módulos experimentais, apresentados na Tabela 5.8 com diferenças percentuais variando de -9,37% (CP07 na austenita) a +21,70% (CP06 na austenita). O CP09 na austenita sofreu durante os ensaios de uma instabilidade do sistema de aquecimento, por efeito Joule (Céron, 2010). Na tração até a ruptura, o CP09 na austenita recebeu uma pressão das garras da MTS de 15 MPa, o dobro da pressão em relação aos outros cp's, devido ao sobreaquecimento (superior a 80 °C) que afetou as propriedades mecânicas do epóxi. O modelo teórico, no qual as interfaces fibra/matriz e fio/matriz são assumidas como perfeitas, prevê a rigidez à tração, para a maioria dos cp's, valores superiores aos das barras testadas na MTS. Entretanto, os CP07 na martensita e CP08 na austenita, ambos de 8 fios, tiveram os módulos experimentais superiores aos módulos analíticos de 5,42% a 9,37%, respectivamente. Isto indica que se deve investigar melhor o acoplamento mecânico entre fios e epóxi e também, da camada de fios e das adjacentes de seu lado superior e inferior de vidro-E/epóxi para ajustar o modelo teórico. As barras incorporaram uma fração volumétrica de SMA (Ni-Ti) de 1,09 % (CP04, de 2 fios) a 6,04% (CP09, de 8 fios). A apresentação do ganho percentual dos módulos analítico ($\Delta E\% = \Delta E \cdot 100 / EM$) da martensita (EM) para a austenita (EA) de barras SMAHC pode ser vista na Tabela 6.3.

A estratégia de fabricação com um número crescente de 2 a 8 fios de Ni-Ti foi para observar o ganho no módulo de elasticidade experimental à medida que a fração volumétrica de SMA aumenta. O módulo de elasticidade teórico da camada de fios, onde

os fios de Ni-Ti são paralelos ao comprimento da barra e embebidos em epóxi puro, segue aproximadamente a regra das misturas. Portanto, à medida que cresce o número de fios se espera que aumente o módulo das barras, mantendo as mesmas configurações geométricas e de propriedades das outras camadas de epóxi/vidro-E. A Figura 6.5 apresenta o gráfico do módulo analítico e experimental de barras SMAHC sob tração, ambos na martensita e austenita, em função da fração volumétrica de fios.

Tabela 6.3 – Ganho relativo do módulo analítico de barras da martensita para a austenita.

CP	Módulo de Elasticidade (GPa)		Ganho* (%)
	na Martensita (EM)	na Austenita (EA)	
03	8,43	8,74	+ 3,68
04	8,13	8,41	+ 3,44
05	8,88	9,53	+ 7,32
06	8,64	9,25	+ 7,06
07	9,94	11,40	+ 14,69
08	10,10	11,61	+ 14,95
09	10,24	11,80	+ 15,23

*O ganho percentual do módulo analítico da martensita para a austenita é calculada por: $(EA - EM) \cdot 100/EM$.

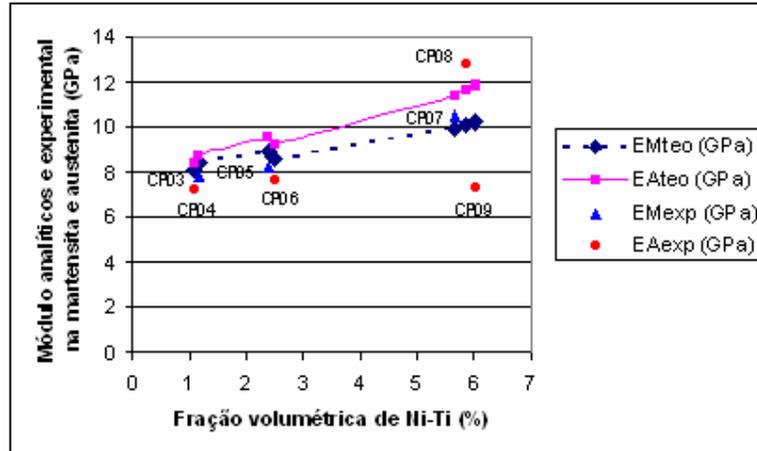


Figura 6.5 – Gráfico dos módulos analíticos e experimentais à tração de barras SMAHC da martensita para a austenita em função da fração volumétrica de Ni-Ti.

Para os CP's de n^{os} 03/04 (2 fios) e 05/06 (4 fios), houve redução do módulo experimental da martensita para a austenita na Figura 6.5. Neste caso, com frações volumétricas de fios de até 2,50%, o efeito do aumento percentual do módulo experimental à tração foi mascarado pelas camadas de epóxi/vidro-E com módulo de 11 GPa, visto na

Tabela 5.8. O CP07 na martensita e o CP08 na austenita, com frações de Ni-Ti próximas de 5,8% (8 fios), foram comparados e houve o efeito do aumento percentual do módulo à tração de 16,80%. Isto pode ser justificado pelo módulo na austenita da camada de fios do CP08 ser 12,93 GPa, com fração de Ni-Ti de 21,01% nesta camada de 8 fios, superando o módulo de 11,1 GPa das camadas de epóxi/vidro-E. Teoricamente, seu aumento relativo de módulo da martensita para a austenita é 14,95%, visto na Tabela 6.3. E os CP's 07 e 08 na martensita, tem o módulo da camada de fios de 7,51 GPa, que resulta em módulos respectivos das barras bem próximos de 9,94 e 10,1 GPa.

Os gráficos de Força *versus* Deslocamento do CP01 (sem fios) e do CP07 (com 8 fios de Ni-Ti), são mostrados nas Figuras 5.15 e 5.19, ambos de ensaios a 25 °C. O CP01 e o CP07 apresentam trechos lineares de alongamentos de até 0,2 mm e 1 mm, respectivamente. O fio de Ni-Ti tracionado aumenta a ductibilidade de 25 °C para 69 °C de até 10% antes de se romper. Isto pode ser constatado também pela comparação de barras sem e com 8 fios de Ni-Ti na austenita, dos gráficos do CP01 e CP08 (Fig. 5.23), com um aumento do alongamento por um fator maior que 2 vezes.

6.4 – ANÁLISE DE VIGAS SMAHC PARA CARACTERIZAÇÃO DINÂMICA

A caracterização dinâmica de vigas de compósitos convencionais, com e sem fios de arame, e também SMAHC, foi realizada para investigar o comportamento termomecânico, experimental e teórico, bem como para poder avaliar o processo de fabricação proposto. No primeiro momento, fez-se uma análise modal numérica, pela simulação no programa de Elementos Finitos ANSYS. E, ato contínuo, se comparou as frequências naturais numéricas com as obtidas através da solução analítica exata. No modelo analítico considerou-se a estrutura como uma viga de Euler-Bernoulli, com vibração livre não amortecida e condições de contorno livre-livre nas extremidades, sob cargas pontuais impulsivas (tipo Delta de Dirac). No que concerne aos experimentos, deve-se salientar que o material (tiras de borracha) de sustentação das vigas não produz efeito algum nos modos de vibração livre devido à sua rigidez ser desprezível (módulo de elasticidade de 5,4 MPa) em relação ao quadro de aço (módulo de elasticidade de 200 GPa).

As diferenças percentuais entre as frequências analíticas e numéricas nas vigas compósitas variaram sempre menos de 8%, de: +0,23% (CP02) a +2,71% (CP16), no 1º modo; de +0,42% (CP02) a +3,80% (CP16), no 2º modo; e de -0,11% (CP02) a +7,72% (CP15), no 3º modo. Exceto no CP13, quando os fios de Ni-Ti passaram da martensita para

a austenita, as frequências naturais variaram de +9,29% a +6,26%, de +2,67% a +7,63% e de +12,99% a +9,80% do 1º ao 3º modo, respectivamente.

Foi realizada uma análise modal experimental de uma viga de aço SAE 1020 ($h=5$ mm), apenas para efetuar a calibração dos instrumentos e o ajuste da bancada de ensaios do Laboratório de Vibrações (UnB). Para a viga de aço, comparando-se as frequências naturais das simulações analítica e numérica do programa ANSYS, com as frequências experimentais, do programa STAR MODAL, a bancada dinâmica ficou ajustada para os três primeiros modos de vibração, da faixa de 250 a 2500 Hz. Isto foi constatado pelas comparações entre as frequências analíticas e experimentais, que apresentaram uma diferença percentual inferior a 0,34% até o 3º modo (Tabela 5.10). E comparando as frequências numéricas e experimentais as correlações continuam boas, com diferenças percentuais inferiores a -0,41% (Tabela 5.11), o que indica que os resultados são bastante confiáveis. Os três primeiros modos de vibração da viga de aço estão no plano X-Z, confirmadas pelas Figuras 5.27, 5.29 a 5.31 do programa STAR MODAL através dos impactos em 9 pontos de excitação com afastamentos iguais ao longo do comprimento (X) e com a direção da força paralela ao eixo Z

No Laboratório LabMatI (UnB), também fez-se uma análise modal semelhante para outra viga de aço SAE 1020 ($h=4,40$ mm) através de três pontos de excitação de n^{os} 1, 2 e 5 (vide Fig.5.33) utilizando o sistema de aquisição de dados AQ0860 da Lynx, e as diferenças percentuais máximas entre as frequências teóricas e experimentais até o 3º modo foram de -3.40%. O programa AqDAnalysis 7.0 (Lynx) também mostrou através dos gráficos de Amplitude *versus* Frequência que as respostas da viga de aço ($h=4,4$ mm) apresentaram as frequências experimentais correspondentes aos três primeiros modos típicos no plano X-Z (vide Figuras 5.26, 5.28 e 5.30), que estão de acordo com análise modal numérica do ANSYS 12.1 para esta viga. A faixa de ajuste das frequências no sistema da Lynx ficou entre 250 Hz a 2500 Hz que serviu para os ensaios de vigas compósitas concebidas com rigidez flexural ($D=E_f \cdot I_{yy}$) próximas a da viga de aço.

A modelagem matemática para a determinação das frequências, sem e com amortecimento, foi utilizada para comparação de frequências experimentais das vigas fabricadas, que são mostrados na Tabela 5.25. As diferenças percentuais entre as frequências sem e com amortecimento foram de 0,00089% a 0,171%. Deste ponto a diante a análise de todas as comparações teóricas e experimentais são em relação às frequências naturais sem amortecimento, por serem desprezíveis as diferenças percentuais em relação às frequências amortecidas. Na Tabela 5.24, se observa a viga de aço com a razão de

amortecimento $\zeta \leq 0,02$ e as vigas compósitas de $\zeta \leq 0,06$. Segundo Thomson (1973), nestas condições, pode ser desprezado o efeito de amortecimento nas vigas quando ζ for muito inferior a 0,3.

As defasagens entre os picos de ressonância ocorrem nos cp's compósitos e não na viga de aço ($h=4,4$ mm). Isto é devido à interferência ainda que pequena do amortecimento ($\zeta \leq 0,06$) na resposta da viga compósita em relação aos impactos impulsivos em dois pontos de excitação mais distantes do acelerômetro. Além disso, a viga de aço tem velocidade de propagação da onda mecânica mais rápida do que a viga compósita com relação às distâncias entre os pontos de excitação (n^{os} 1 e 5) e o acelerômetro (na face oposta aos impactos no ponto 2). Para esta análise, considerar desprezível o amortecimento das vigas compósitas, e somente tratar das frequências naturais não-amortecidas, foi motivado pela observação da distribuição dos picos de ressonância em defasagem pela superposição dos gráficos da Amplitude *versus* Frequência dos pontos de excitação de n^{os} de 1, 2 e 5, que mostrou uma diferença máxima de defasagem de 12,61% (CP11 na austenita) no 3º modo. A defasagem entre os picos não afetou significativamente as diferenças nos resultados teórico-experimentais até o 3º modo dos CP05 (sem fios) e CP11 (na martensita e austenita) com diferenças nas frequências de +1,20 a +9,84%.

As diferenças percentuais entre as frequências analíticas e numéricas até o 3º modo se apresentaram numa faixa de +0,065% (viga de aço de $h=5$ mm) a +12,94% (CP13). Em especial, o CP11 apresentou uma faixa de diferença de +0,66% a +3,31% até o 3º modo. A viga de aço ($h=4,40$ mm) e os CP's 05 e 11 foram escolhidos por serem representativos de cada tipo de material a ser ensaiado na bancada dinâmica, com uma redução significativa do tempo de ensaios. As diferenças percentuais entre as frequências analíticas e experimentais da viga de aço, CP's 05 e 11 foram de -1,14 a +9,84 % até o 3º modo.

O aumento relativo das frequências analíticas ($\Delta F_R \% = \Delta F \cdot 100 / FM$) foram maiores para os CP's 11, 12 e 14 (sem vácuo, sem *roving*, de 8 fios) da martensita (FM) para a austenita (FA) de até 4,53% (CP14). Tendo em vista que as correlações entre simulações analíticas e numéricas são piores para os CP's 12 e 14, com diferenças de +3,02% e +8,68% até 3º modo, respectivamente. E o CP11 apresenta as melhores correlações teóricas e um aumento relativo das frequências da martensita para a austenita de 3,96% até o 3º modo. Foi notado que o aumento relativo das frequências ($\Delta F_R \%$) pode ser reescrito através de manipulações algébricas da Eq. 3.23, por $\Delta F_R \% = [(\sqrt{E_{fA} / E_{fM}}) - 1] \cdot 100$, onde E_{fM} e E_{fA} são os módulos analíticos das vigas na martensita e austenita. Portanto, o que se constata

nas Tabelas 5.16, 5.18 e 5.20, que o aumento relativo $\Delta F_R\%$ é constante para os três modos de vibração. E teoricamente é justificado, pois o $\Delta F_R\%$ só depende do quociente dos módulos da viga da austenita pela martensita (E_{FA} / E_{FM}), que são propriedades mecânicas constantes para cada uma destas fases.

Para ficar mais evidente o aumento percentual das frequências ($\Delta F_R\%$), novamente se toma o CP11 com as mesmas modificações da subseção 6.2.1 (vide Fig. 6.3), para frações de Ni-Ti superiores a 1,80%. Na Figura 6.6, mostra-se o gráfico da Frequência analítica da martensita (FM) para a austenita (FA) no 1º modo *versus* Fração volumétrica de Ni-Ti. As frequências são plotadas, com o incremento da V_{Ni-Ti} de 2,20% a 3,66%, respectivamente, de 10 a 16 fios. E no gráfico da Fig. 6.6, são plotados também as frequências do CP11, com a substituição de fios por lâminas, aumentando a V_{Ni-Ti} mais ainda, de 4,53 a 45,35%, correspondendo a 1 e 10 lâminas. Para se investigar o aumento relativo ($\Delta F_R\%$) em função da V_{Ni-Ti} basta utilizar o 1º modo, porque para os outros modos este aumento é igual.

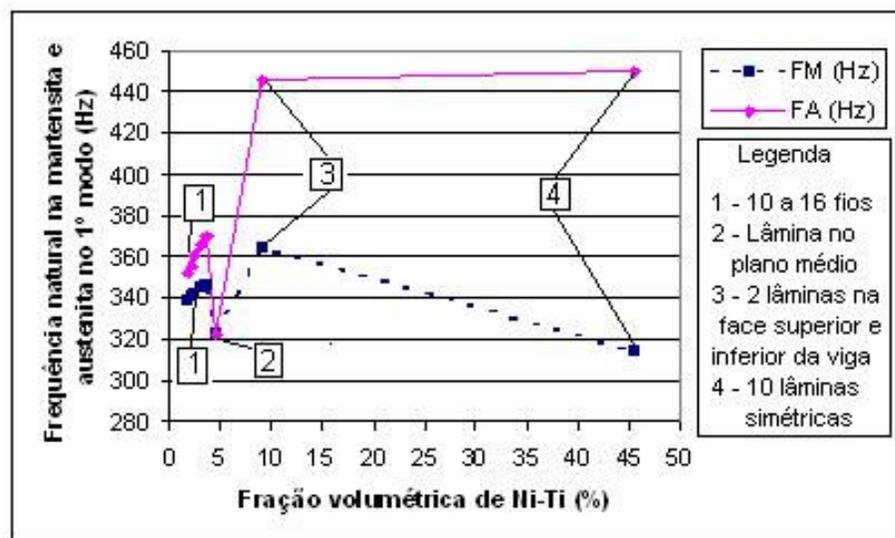


Figura 6.6 – Gráfico da frequência natural na martensita e austenita do CP11 sob carga impulsiva, em função da fração volumétrica de Ni-Ti, com fios ou lâminas embebidas.

Na Tabela 6.4, mostra-se o aumento máximo da frequência da martensita para a austenita do CP11 de 22,17%, para duas lâminas nas faces superior e inferior em relação ao plano médio, de V_{Ni-Ti} de 9,07%. E para 10 lâminas simétricas de V_{Ni-Ti} de 45,53%, este efeito de aumento da frequência é de 42,89%, mostrando que as camadas de Ni-Ti que são mais próximas do plano médio pouco efeito produzem no aumento da frequência da viga.

O efeito do aumento da frequência para uma lâmina no plano médio, que foi de 0,02%, confirmando também para as frequências que o fator de z^3 é bastante importante para amplificar este efeito na frequência da martensita para a austenita em caso de vigas simétricas sob cargas impulsivas na direção da espessura. Ressaltando que em uma viga a camada de lâmina mais distante do plano médio contribui mais no efeito do aumento do nas frequências naturais na martensita e austenita do que no se tivesse na mesma posição uma camada de fios. O módulo da camada de Ni-Ti/epóxi, que em forma de lâmina de fração de 79,62% (nesta camada) aumenta de 18,71 GPa a 39,25 GPa; da martensita para a austenita, e respectivamente, apenas de 10,28 GPa a 15,70 GPa com 16 fios de fração de 13,38% (nesta camada). Então, usando o número máximo de 16 fios no CP11, em duas camadas simétricas o mais distante possível do plano médio, o aumento no módulo é de apenas 7,01% com fração de Ni-Ti na viga de 3,66%. Notou-se também que no caso de 10 lâminas simétricas de Ni-Ti se aumenta a massa significativamente do CP11, e se reduz a frequência na martensita de 2,51% para os três primeiros modos, em relação à frequência na martensita com 1 lâmina no plano médio. Esta redução é causada pela inércia maior da viga de 10 lâminas de Ni-Ti, com massa de 426,94 g, que produz uma resistência ao movimento de vibração maior do que a viga de 1 lâmina de Ni-Ti, com massa de 196,24 g.

Tabela 6.4 – Ganho percentual das frequências analíticas do CP11 da martensita para a austenita até o 3º modo em função da fração volumétrica de Ni-Ti de 2,20 a 45,35%.

CP11 **	Frequência Natural (Hz)						Ganho * (%)		
	na martensita (FM)			na austenita (FA)			1º	2º	3º
	1º	2º	3º	1º	2º	3º			
10 fios	340,35	937,47	1838,48	351,84	966,74	1896,08	4,58	4,58	4,58
12 fios	342,27	942,77	1838,48	355,94	980,42	1922,76	5,41	5,41	5,41
14 fios	344,78	948,04	1859,20	360,80	993,81	1922,70	6,04	6,04	6,04
16 fios	346,08	953,28	1869,47	365,59	1007,02	1974,86	7,01	7,01	7,01
1 lam.	322,33	887,84	1741,15	322,40	888,03	1741,52	2,16	2,16	2,16
2 lam.	364,55	1004,14	1969,23	445,37	1226,75	2405,79	22,17	22,17	22,17
10 lam.	314,23	865,55	1697,43	449,92	1236,81	2425,51	42,89	42,89	20,89

* O ganho percentual do módulo analítico da martensita para a austenita é calculada por: $(FA - FM) \cdot 100 / FM$.

** O CP11 foi simulado com acréscimo de fração volumétrica de Ni-Ti: (i) 10 a 16 fios mais distantes possível do plano médio e (ii) 1 lâmina no plano médio, 2 lâminas na face superior e inferior da viga e 10 lâminas simetricamente intercaladas entre as de vidro-E/epóxi.

É possível neste estudo exploratório visando à validação do processo de fabricação através da comparação do módulo de elasticidade experimental de vigas SMAHC, da martensita para a austenita, obtido por dois tipos de ensaios não-destrutivos: (i) flexão estática e (ii) dinâmico com cargas pontuais impulsivas que decaem rapidamente no tempo.

Do ponto de vista do desenvolvimento teórico-experimental, o módulo de elasticidade das vigas é uma propriedade apropriada para comparação, porque pode se correlacionar à modelagem estática e dinâmica proposta, incluindo os módulos experimentais fornecidos por ensaios estáticos e dinâmicos.

Para analisar a qualidade dos procedimentos experimentais na caracterização dinâmica fez-se uma comparação dos módulos analíticos dinâmicos com os módulos experimentais à flexão das vigas. A modelagem estática e dinâmica de vigas isotrópicas e ortotrópicas delgadas prevêem na maioria dos cp's o módulo analítico dinâmico maior do que o módulo experimental à flexão, exceto na viga de aço e no CP04. As diferenças entre os módulos dinâmicos e estáticos das vigas sem e com fios de materiais convencionais, respectivamente, foram de -8,97% (CP04) a +2,52% (CP07). Para todos os cp's de SMAHC, exceto os CP's 11 e 12, houve uma discrepância entre os módulos dinâmicos e estáticos na martensita de +15,22% (CP10) a +35,52% (CP13) e na austenita de +15,68% (CP14) a +36,71% (CP13). O módulo dinâmico é sensível em relação às frequências naturais dadas pela simulação numérica do ANSYS 12.1. O elemento de viga escolhido por causa de tempo de processamento foi o Beam189. O módulo dinâmico é diretamente proporcional ao quadrado da frequência natural, isto provoca uma maior propagação de erros no caso de modelos aproximativos do Método de Elementos Finitos. Lembrando que na entrada de dados no ANSYS, foram empregados os módulos analíticos aproximados da Teoria de Vigas Laminadas Delgadas, que sempre foram superiores aos módulos experimentais à flexão na MTS. Outro fator de erro é medida da espessura, das vigas, pois no ANSYS 12.1 foram utilizadas as suas espessuras médias. O módulo dinâmico é inversamente proporcional ao quadrado da espessura da viga. Esta análise serviu para observar e descartar para aplicações práticas as vigas com correlações piores entre os módulos dinâmicos e estáticos, principalmente aquelas que foram fabricadas com *roving* (de vidro-E) na camada de fios e com processos de vácuo da UnB e Hot Bonder.

Os CP's 05 e 11 apresentaram os melhores resultados nas comparações entre os módulos analíticos dinâmicos e experimentais à flexão dentre as vigas compósitas, neste sentido foram selecionados para os ensaios na bancada dinâmica, em conjunto com a viga de aço (SAE 1020), de espessura 4,40 mm. A viga de aço de material isotrópico conhecido apresentou as diferenças entre os módulos experimentais dinâmicos e estáticos de -0,64% para os três primeiros modos. Com estes resultados houve maior confiabilidade no ajuste do sistema de aquisição de dados da Lynx. O CP05 apresentou as diferenças entre os módulos experimentais dinâmico e estático de +0,44% que aumentou mais ainda a

confiabilidade nos procedimentos experimentais dinâmicos com o equipamento da Lynx e nos ensaios estáticos na MTS. O CP11 na martensita apresentou as diferenças entre os módulos experimentais (dinâmico e estático) no 1º e 2º modos de -6,74% e -2,00%, e no 3º modo de -16,84%. E o CP11 na austenita mostrou as diferenças entre os módulos dinâmicos e estáticos no 1º modo de -11,36% e nos 2º e 3º modos de -3,85% e -1,48%.

A Tabela 6.5 apresenta as diferenças percentuais entre os ganhos relativos dos módulos analítico dinâmico ($\Delta E_d\%$) e experimental à flexão ($\Delta E\%$) das vigas SMAHC, representados por EM_d e EM na martensita e EA_d e EA na austenita, para as frações volumétricas de Ni-Ti (V_{NiTi}) de 1,23% (2 fios), 1,40% (6 fios) e também, de 1,54% a 1,94% (8 fios), considerando que suas espessuras relativas variaram até 37,5%. Todas as diferenças relativas ($\Delta E_d\%$ e $\Delta E\%$) são da Tabela 6.1. Considerando que o módulo dinâmico relativo ($\Delta E_d\%$) não depende do modo de vibração, pois é dado por $E_d\% = [(EA_d/EM_d) - 1] \times 100$, logo é função apenas do módulo de elasticidade, que é constante em cada fase (martensita e austenita) da viga. Os módulos dinâmicos e estáticos são formas diferentes para obter a validação dos modelos matemáticos para o módulo de elasticidade dos materiais SMAHC. O CP10 na austenita (69 °C) teve problemas no sistema de aquecimento de sobreaquecimento durante os dois ensaios de flexão na MTS, por isso o aumento percentual do módulo da viga ($\Delta E\%$) foi negativo. Somente nos CP's 11 e 14, sem *roving* e sem vácuo, as correlações teóricas e experimentais das diferenças nos ganhos dos módulos da martensita para a austenita foram melhores. As outras vigas SMAHC com o *roving* (vidro-E) na camada de fios e com vácuo provocaram um aumento da fração volumétrica de vidro-E, sendo um isolante térmico, produziu uma absorção maior de calor na matriz epóxi em relação aos CP's 11 e 14. Quando o sistema de aquecimento controlado apresentou instabilidades momentâneas durante os ensaios estáticos e sobreaqueceu o epóxi nas vigas com maior fração de vidro-E, afetou a rigidez com um todo da viga para temperaturas superiores a 69 °C, pois se aproximam da temperatura vítrea do epóxi. No CP11, não houve instabilidade do sistema de aquecimento e dissipou melhor o calor durante os ensaios estáticos em relação aos outros de SMAHC com maior fração volumétrica de vidro-E.

A Figura 6.7 apresenta o gráfico dos módulos analítico dinâmico e experimental à flexão, na martensita e austenita, em função da fração volumétrica de Ni-Ti das vigas SMAHC fabricadas. E para que fique mais evidente esta estratégia teórica de previsão da modelagem estática e dinâmica, o módulo dinâmico experimental do CP11, com menores

diferenças entre resultados teórico-experimentais dentre os de SMAHC, é plotado também no gráfico da Fig. 6.7, na martensita e na austenita.

Tabela 6.5 – Diferenças entre os ganhos relativos dos módulos analítico dinâmico ($\Delta E_d\%$) e experimental à flexão ($\Delta E\%$) de vigas SMAHC da martensita para austenita.

CP	V_{NiTi} (%)	$\Delta E_d\%$ (%)	$\Delta E\%$ (%)	Diferenças* (%)
09	1,23	+2,95	+1,69	+42,71
10	1,40	+5,29	-4,86	+191,87
11	1,76	+7,63	+6,53	+14,42
12	1,53	+6,15	+1,43	+76,75
13	1,60	+4,86	+3,95	+18,72
14	1,74	+6,69	+9,07	-35,58
15	1,94	+5,20	+0,31	+94,04
16	1,78	+5,20	+0,17	+96,73

* As diferenças percentuais foram calculadas por: $(\Delta E_d\% - \Delta E\%) \times 100 / \Delta E_d\%$.

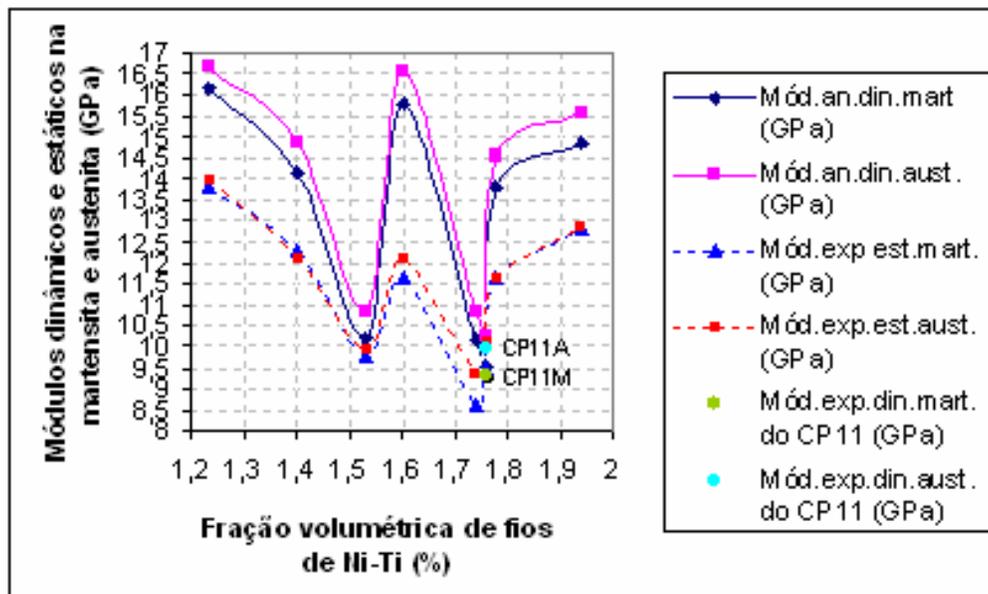


Figura 6.7 – Módulos analíticos e experimentais na martensita e austenita de vigas SMAHC provenientes de ensaios estáticos e dinâmicos.

7 – CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

7.1 – CONSIDERAÇÕES GERAIS

Este trabalho desenvolveu um método de fabricação manual com molde fechado (macho-fêmea) de compósitos híbridos, com fios metálicos embebidos em matriz epóxi reforçada com mantas de fibras curtas de vidro-E. O processo de fabricação foi validado através da caracterização de vigas híbridas sob flexão estática e dinâmica e de barras híbridas sob tração. Através do mesmo, foram fletidas vigas e tracionadas barras que apresentaram entre a rigidez experimental (a 25 °C) e teórica diferenças sempre superiores a 89%. Em especial, se destacam os compósitos híbridos com liga de memória de forma (SMAHC), com resultados positivos como material funcional, mudando a rigidez à flexão de uma viga em até 6,53%, quando os fios de Ni-Ti (sem pré-deformações) passaram da temperatura de 25 °C (martensita) para 69 °C (austenita). Neste caso, a fração volumétrica de fios de Ni-Ti incorporados foi de apenas 1,76 %.

Para vigas sob flexão estática, em regime elástico, a obtenção de resultados com discrepâncias entre rigidez teórica/experimental sempre superior a 97% foi alcançada, seguindo a norma ASTM D 790-10, para compósitos passivos, com o quociente do vão (L) entre apoios pela espessura (h) igual ou superior a 16, i.e., $L/h \geq 16$. As vigas isotrópicas com dez lâminas de vidro-E/epóxi tiveram discrepância entre a rigidez à flexão teórica e experimental até de 2 %, e para 21 lâminas esta diferença se reduz até 0,25 %. E as vigas híbridas simétricas com 19 lâminas, com 8 fios de arame, apresentaram diferenças até 2,39 %. Isso mostra que o efeito do cisalhamento transversal foi bastante reduzido pelas diferenças entre os módulos analíticos e experimentais de vigas convencionais.

Para barras sob tração, em regime elástico, correlações teóricas e experimentais sempre superiores a 89 % ocorreram para ensaios a 25 °C, seguindo a norma ASTM D 3039-08, para compósitos passivos. A barra isotrópica, com oito lâminas de vidro-E/epóxi, apresentou diferença entre a rigidez à tração teórica e experimental de 10,3 %. E a barra híbrida, reduziu esta diferença para até 0,17 % com uma lâmina de oito fios de arame no plano médio, sendo sete o total de lâminas. Isto deu maior confiabilidade neste processo de fabricação, mais complexo que o de vigas e na caracterização por tração.

7.2 – CONCLUSÕES

7.2.1 - Para Vigas SMAHC sob Cargas Estáticas e Dinâmicas à Flexão

- 1 – Para vigas sob flexão estática, os módulos de elasticidade analíticos foram sempre superiores aos módulos experimentais. As frequências naturais analíticas foram superiores às frequências numéricas e experimentais, como também os módulos dinâmicos de simulações analíticas foram superiores aos módulos experimentais, exceto na viga de aço. Para barras sob tração, os módulos de elasticidade analíticos foram superiores aos módulos experimentais, exceto nas vigas SMAHC com 8 fios na martensita e na austenita. Isto se justifica pela hipótese do modelo matemático que considera a aderência perfeita entre a interface fios/epóxi e também que não há vazios nesta interface e nas outras camadas de epóxi/vidro-E;
- 2 – As vigas SMAHC na fase martensita apresentaram correlações teóricas e experimentais na rigidez à flexão estática, com diferenças de até 3,31%. Para ensaios a 69 °C, bem sucedidos para $L/h \geq 16$, a viga menos rígida na martensita dentre as de SMAHC, com frações volumétricas respectivas de vidro-E e de fios, 22,54 % e 1,76 % (8 fios), respectivamente, apresentou a melhor correlação entre a rigidez à flexão teórica e experimental na austenita de 98,72%;
- 3 – O maior ganho relativo da rigidez à flexão experimental da martensita para a austenita ocorreu na viga (8 fios) menos rígida (com fração de Ni-Ti de 1,76%), que foi de 6,53%. E, de acordo com o modelo teórico, o aumento devido à transformação de fase dos fios de Ni-Ti foi de 7,56 %, portanto 15,77 % maior em relação ao apresentado experimentalmente;
- 4 – Os aumentos nas frequências naturais experimentais de até 10,99 % da viga SMAHC, mudando a temperatura controladamente (de 25 °C < M_f para 69 °C < A_f), passando da martensita para a austenita os 8 fios de Ni-Ti (fração volumétrica de 1,76 %), confirmam a indicação anterior dada pelo aumento das frequências analíticas de até 4,17 % até o 3º modo de vibração.

7.2.2 – Para Barras SMAHC sob Tração

- 1 – As barras SMAHC na fase martensita apresentaram correlações teóricas e experimentais a 25 °C na rigidez à tração, com diferenças de até 8,82%. Para ensaios a

69 °C, as duas barras mais rígidas dentre as de SMAHC, com 8 fios, apresentaram a melhor correlação entre a rigidez à tração teórica e experimental na austenita de 9,37% e a pior correlação de 62,09% (quando houve sobreaquecimento da viga).

- 2 – As barras sob tração mostram um comportamento inverso ao das vigas, i.e., quanto mais rígidas, melhores são as correlações teóricas e experimentais. Provavelmente, porque a força aplicada na direção do comprimento das lâminas, que ficam todas tracionadas, gerando, devido ao efeito Poisson (i.e. contração de toda a seção transversal), um melhor ancoramento mecânico entre os fios e a matriz. Este efeito para vigas com oito fios de Ni-Ti produz um menor escorregamento relativo entre as camadas de fios e as adjacentes de epóxi/vidro-E, e assim aumentam a rigidez à tração;
- 3 – O maior aumento relativo da rigidez à tração experimental da martensita para a austenita, comparando duas barras de rigidez à tração quase idênticas na martensita, com diferença de 1,6%, com fração volumétrica de Ni-Ti próxima de 5,8%, foi de 16,8%. A diferença percentual do aumento relativo da rigidez à tração teórica (14,95 %) e experimental foi de 12,38%.

7.2.3 – Gerais

- 1 - As vigas e as barras, de acordo com os resultados experimentais e teóricos obtidos, podem atuar como material funcional, no sentido de aumentar a rigidez devido à mudança de fase dos fios de Ni-Ti, da fase martensítica para a austenítica. Porém, como o módulo elástico dos fios SMA aumentam de 22,4 para 48,6 GPa, o módulo elástico inicial do componente (desconsiderando-se os fios de Ni-Ti) deve ser o mais inferior possível a 48,6 GPa, para não mascarar totalmente o efeito da transformação de fase. Portanto, se um componente tiver de atuar simultaneamente como elemento estrutural e funcional, uma análise criteriosa do módulo de elasticidade inicial deve ser realizada;
- 2 – Para as barras, o quociente do aumento do módulo experimental (16,8%) em relação à fração volumétrica de Ni-Ti (5,8 %) incorporado foi 2,90. Para as vigas, o quociente do aumento do módulo experimental (6,53%) em relação à fração volumétrica de Ni-Ti (1,76%) incorporado foi 3,72. Portanto, por este quesito, as vigas apresentaram uma eficiência como material funcional 27% superior em relação às barras.

7.3 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- 1 – Aperfeiçoar o sistema de aquecimento controlado por corrente elétrica;
- 2 – Estudo da interface fio/epóxi pode ser realizado para melhorar o acoplamento mecânico, fazendo investigação do comportamento termoelástico para as duas fases dos fios na martensita e na austenita;
- 3 – Fabricar vigas SMAHC para flexão estática e dinâmica, em regime elástico, com fração volumétrica de SMA até 10%, em forma de lâminas, embarcando-as nas faces superior e inferior das vigas, o mais distante possível do plano médio, e verificar o aumento da rigidez e das frequências naturais da martensita para a austenita;
- 4 – Fabricar barras SMAHC para tração, em regime elástico, com fração volumétrica de SMA até 11,5 % em forma de lâmina, embarcando-a no plano médio, e verificar o aumento da rigidez à tração.

REFERÊNCIAS

- AGILENT TECHNOLOGIES. *The Fundamental of Signal Analysis, Application Note 243*, USA, 2000.
- AIZAWA, S.; KAKIZAWA, T.; HIGASINO, M. *Case studies of smart materials for civil structures*, *Smart Mat. Struct.* 7, pp.617-626, UK, 1998.
- ALVES FILHO, A. **Elementos Finitos: A Base da Tecnologia CAE**, Érica, SP, 2000.
- ANSELMO, G.C., CASTRO, S.W.B., ARAÚJO, C.J. de, LACERDA, T.M.E. de, SILVA, A.C.S., **Caracterização de uma Fita Ni-Ti com Efeito de Memória de Forma Obtida por Solidificação Rápida**, *Revista Eletrônica de Mat. e Proc.*, v.6.3, pp.140-144, 2011.
- AOKI T. e SHIMAMOTO A., *Active vibration control using cantilever beam of smart matrix composite with embedded shape memory alloy*, *Key Engineering Materials*, v. 270-273, pp. 2187-2192, 2004.
- ARAÚJO, C.J. de e TAKEGUMA FILHO, M.S. *Deflection of Flexible Beams Using Shape Memory Alloy Actuators*. In: *ABCM Symposium Series in Mechatronics – Vol. 1*, pp.280-285, 2004.
- ASTM. *Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials, D 3039 -08*, USA, 2008.
- ASTM. *Standard Test Method for Flexural Properties of Unreinforced and Reinforced Plastics and Electrical Insulating Materials, D 790 -10*, USA, 2010.
- BARRA, G. **Compósitos Poliméricos EMC 5706**, 2004, 27p. Disponível em <http://www.materiais.ufsc.br>. Acesso em 14 mar 2005.
- BASTIN, G.F e RIECK, G.D. *In.: OTSUKA, K.; WAYMAN, C. M. (Eds) Shape Memory Materials*, p. 149, Cambridge University Press, Cambridge, 1998.
- BAZ, A.; POH, S.; GILHEANY, J. *A multi-mode distributed sensor for vibrating beams*, *Journal of Sound and Vibration*, v. 165, Nº 3, pp.441-495, 1993.
- BOX, G.E.P.; HUNTER, J.S.; HUNTER W.G. *Design Experiments*, 1978.
- BRINSON, L.C.; *One-dimensional Constitutive Behavior of Shape Memory Alloys: Thermomechanical Derivation with Non-Constant Material Functions and Redefined Martensite Internal Variable*, *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, Vol. 4, April 1993.
- BRINSON, L.C. e HUANG, M.S., *Simplifications and Comparisons of Shape Memory Alloy Constitutive Models*, *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, v. 7, n. 1, pp.108 – 114, January 1996.
- BRINSON, L.C.; HUANG M.S.; BOLLER C.; BRAND W. *Analysis of Controlled Beam Deflections Using SMA Wires*. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, Vol.8, pp. 12-25, January 1997.
- BUEHLER, W.J. e WANG, F.E., *A summary of recent research on the Nitinol alloys and their potential application in ocean engineering*, *Ocean Eng. 1*, pp.105-120, 1967.
- CEBALLOS, D.A.C. **Análise do Comportamento Elástico de Vigas Adaptativas com Ligas de Ni-Ti em Temperaturas Inferiores a M_f e Superiores a A_f** , Dissertação de

Mestrado em Sistemas Mecatrônicos, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, DF, 79p., 2012.

CALLISTER, W.D., *Fundamentals of Materials Science and Engineering*, John Wiley & Sons, New York, 2002.

CAMPANHER, C.G. **Otimização Experimental em Processo de Galvanização de Arame de Camada Pesada**, Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, RS, p.97, 2009.

CARPENTER, S.T., *Structural Mechanics*, fifth ed., pp. 11-15 e pp. 476-479, John Wiley, New York, 1977.

CASTILHO, S.W. **Caracterização Termomecânica de Compósitos Híbridos com Memória de Forma**, Dissertação de Mestrado em sistemas Mecatrônicos, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, DF, 84p., 2007.

CERÓN, D.M.S., FALUHELYI, P., LEVY-NETO, F., DA SILVA, E.P. **Metodologia de projeto de fabricação de corpos de prova de materiais híbridos com memória de forma para ensaios de tração, baseado na norma ASTM D 3039-08**. VI Congresso Nacional de Engenharia Mecânica (CONEM 2010), agosto 18-21, 2010.

CERÓN, D.M.S. **Desenvolvimento de uma Metodologia para Fabricação de Compósitos Híbridos com Memória de Forma**, Dissertação de Mestrado em Sistemas Mecatrônicos, Dep. de Eng. Mecânica, Universidade de Brasília, DF, 100p., 2010.

CHANG, L.C. e READ, T.A. *Plastic deformation and diffusionless phase changes in metals - The gold-cadmium beta phase*, *Trans. AIME* 189, pp. 47-52, 1951.

CHAUDHRY, Z. e ROGERS, C.A. *Bending and Shape Control of Beams Using SMA Actuators*. *Journal of Intelligent Materials and Structures*, Vol.2, October 1991.

CHOI, S.B. e HWANG, J.H. *Structural vibration control using shape memory actuators*. *Journal of Sound and Vibration*, v.231, n.4, pp.1168-1174, 2000.

CRAWFORD, R.P. *Plastics Engineering*, 3ª ed., cap.2, pp.41-167, Butterworth Heinemann, 1998.

DANIEL, I.M. e ISHAI, O. *Engineering Mechanics of Composite Materials*, Oxford University Press, Second Edition, UK, 411p., 2006.

DAVIS, A.B. *Investigation of the Thermomechanical Response of Shape Memory Alloy Hybrid Composite Beams*. Dissertação de Mestrado, North Carolina State University em cooperação com a NASA Langley Research Center, Raleigh, North Carolina, 135p., 2005.

DEVICES, A. *Monolithic thermocouple amplifiers with cold junction compensation: AD594/AD595*. USA, 1999.

DOEBELIN, O.E. *Measurements Systems, Application and Design*, 5th ed., Ohio State University, 163p., Mc-Graw-Hill, N.Y., 2003.

ELLIS, B. *Introduction to the Chemistry, Synthesis, Manufacture and Characterization of Epoxy Resins*. In: *ELLIS, B. (Ed.). Chemistry and technology of epoxy resins*, Blackie Academic, pp.1-35, 1993.

EUCKEN, S. (Ed.). *Progress in Shape Memory Alloys*, DGM – informationsgesellschaft – Verlag, Oberursel, 1992.

EWINS. D.J. *Modal Testing: Theory and Practice*. New York: Research Studies Press, John Wiley, 1984.

- FALUHELYI, P. **Análise de Tensões em Tubulações com e sem Reparo Compósito, Submetidas a Pressões Hidrostáticas Internas**, Dissertação de Mestrado da Engenharia Mecânica em Sistemas Mecatrônicos, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, DF, 110p., 2006.
- FALUHELYI, P., DA SILVA, E.P., LEVY-NETO, F., **Análise de Sensibilidade de Parâmetros de uma Viga Compósita Híbrida com Memória de Forma**, V Congresso Nacional de Engenharia Mecânica (CONEM), 25-28 de Agosto de 2008, Salvador, BA..
- FALUHELYI, P., LEVY-NETO, F., DA SILVA, E.P. **Mechanical Behavior of SMAHC Bars and Beams Tested at two Different Temperatures**, 21st Brazilian Congress of Mechanical Engineering (COBEM), October 24-28, 2011, Natal, RN, Brazil.
- FALUHELYI, P., LEVY-NETO, F., DA SILVA, E.P., COSTA SÁ, M.V. **Comportamento Termoelástico de Vigas SMAHC sob Flexão em duas Temperaturas**, Revista Matéria, aceito em 19 de setembro de 2012 para publicação.
- FALUHELYI, P. e LEVY-NETO, F., **Stiffness Variation of E-Glass/Epoxy Adaptive Beams Incorporating Ni-Ti Embedded wires**, 22st Brazilian Congress of Mechanical Engineering (COBEM), aceito em maio de 2013, ocorrerá em November 3-7, 2013, Ribeirão Preto, SP, Brazil.
- FARIA, V.A. **Análise de Frequência Natural em Vigas Compósitas com fios com Memória de Forma Embebidos**, Dissertação de Mestrado em Sistemas Mecatrônicos, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, DF, 113p., 2007.
- FLATAU, A.B. e CHONG, K.P. **Dynamic smart material and structural systems**, *Engineering Structures*, v. 24, pp. 261-270, 2002.
- FUKUDA T.; SABURI T.; POI K.; NENNO, S. *Material Trans. JIM*, vol.33 (1992), p.271. **In.: OTSUKA, K.; WAYMAN, C. M. (Eds) Shape Memory Materials**, Cambridge University Press, Cambridge, 1998.
- GANDHI, M.V. e THOMPSON, B.S. **Smart Materials and Structures**, London, Chapman e Hall, pp.1-309, 1992.
- GIBSON, R.F., **Principles of Composite Materials Mechanics**. McGraw Hill, N.Y., 425p.,1994.
- GORNI, A. A. **Introdução aos Plásticos**, Disponível em www.gorni.eng.br/intropol.html. Acesso em 24 br.2005
- GRENINGER, A.B. e MOORADIAN, V.G. **Strain transformation in metastable beta copper-zinc and beta copper-tin alloys**, *Trans. AIME* 128, pp.337-368, 1938.
- GRIFFITH, A.A., **The phenomena of rupture and flow of solids**, *Phil. Trans. Roy. Soc.*, A, v.221, pp.163-198, London, 1920.
- HUMBEECK, J. VAN e STALMANS, R. **Characteristics of shape memory alloys**. **In.: OTSUKA, K.; WAYMAN, C. M. (Eds) Shape Memory Materials**, pp. 149-179, Cambridge University Press, Cambridge, 1998.
- HUNTSMAN, **Manual de Sistemas Epóxi Araldite para Laminação**, Maxepoxi Ltda., São Paulo, 2009.
- INMAN, D.J. **Vibration with Control, Measurement, and Stability**, Printice-Hall International, Inc 1989.

- JANOCHA, H. (Editor) *Adaptronics and smart structures – Basics, materials, design and applications*. Springer – Verlag, Berlin Heidelberg, New York, 438p., 1999.
- JIA, J. e ROGERS, C. A. *Formulation of a Mechanical Model for Fiber Reinforced Composites with Embedded SMA Actuators*, *Proceedings of 8th Biennial Conference on Failure Prevention and Reliability*, Montreal, Canada, pp. 203 – 210, 1989.
- JONES, R.M. *Mechanics of Composite Materials*, Scripta Book Company, Washington, D.C., 355p., 1975.
- KRAUS, H. *Thin Elastic Shells: Introduction to the Theoretical Foundations and Analysis of their Static and Dynamic Behavior*, John Wiley & Sons, New York, 1967.
- KRISHNAN, R. V.; DELAEY, L.; TAS, H. *Thermoelasticity, pseudoelasticity, and the memory effects associated with martensitic transformation. Part 1, Structural and microstructural changes associated with the transformation*. *Journal of Materials Science*, 9, pp. 1521 – 1544, 1974.
- KURDJUMOV, G.V. e KHANDROS, L.G. *Dokl. Akad. Nauk. SSSR* 66: 211-213, 1949.
- LAU, K.; ZHONG, L.; TAO, X. *Vibration Characteristics of SMA Composite Beams with Different Boundary Conditions*, *Materials & Design*, Vol. 23, pp. 741-749, 2002..
- LEVY-NETO F. e PARDINI, L.C. *Compósitos Estruturais, Ciência e Tecnologia – 1^a ed.*, Edgard Blücher, São Paulo, 2006.
- LIANG, C. e ROGERS, C.A. *A multi-dimensional constitutive model of shape memory alloys*, *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 26, pp.429-443, 1992.
- MATWEB Material Property, Data, **Propriedades de ligas de Zn com fração, em massa, de 50 a 100% de Zn**, *Automation Creations Inc.* Disponível em www.matweb.com. Acesso em 20nov2009.
- MAZALLI, I.O., Manual do Laboratório de Química do Estado Sólido, 11p, Instituto de Química, Unicamp, SP. Disponível em <http://lqes.iqm.unicamp.br>. Acesso em 4 mar 2011.
- MEIROVITCH, L., *Elements of Vibration Analysis*, Mc-Graw Hill, New York, 1986.
- MENDONÇA, P.T.R. **Materiais Compostos e Estruturas-Sanduíche**. 1^a ed, Universidade Federal de Santa Catarina, Dep. de Eng. Mecânica, 580p., SC, 2005.
- NEUMANN, D. *Adaptronics – A concept for the adaptative and multifunctional structures*. In.: **JANOCHA, H. (Editor) Adaptronics and smart structures – Basics, materials, design and applications**. Springer – Verlag, Berlin Heidelberg, New York, 1999, pp.1-12.
- OTSUKA, K. 1985. *Fundamental Metallic Materials*, ed. DOYAMA M. e YAMAMOTO R., cap.3, p.56, University of Tokyo Press. In.: **OTSUKA, K.; WAYMAN, C. M. (Eds) Shape Memory Materials**, Cambridge University Press, Cambridge, 1998.
- OTSUKA, K. e WAYMAN, C.M. *Mechanism of Shape Memory Effect and Superelasticity*. In.: **OTSUKA, K.; WAYMAN, C. M. (Eds) Shape Memory Materials**, pp. 27-48, Cambridge University Press, Cambridge, 1988.
- PAINE, J e ROGERS, C.A. *Review of multi-functional SMA hybrid composite materials and their applications, adaptative structures and composite materials: Analysis and application*. ASME-IMEGE, v.36, pp.37-45, 1994.
- PATHERNIOS, J.; PSARRAS G.C.; GALIOTIS, C. *Adaptative composites incorporating shape memory alloy wires. Part 2: development of internal recovery stresses as a*

- function of activation temperature, Composites, Part A: applied science and manufacturing*, v.32, pp. 1735-1747, 2001.
- PELTON, A.; HODGSON, D.; DUERIG, T. (Eds). ***Proc. First Int. Conf. On Shape Memory and Superelastic Technologies (SMST97)***, Pacific Grove, 1997.
- PELTON, A.; HODGSON, D.; RUSSEL, S.; DUERIG, T. (Eds), ***Proc. Second Int. Conf. On Shape Memory and Superelasticity Technologies (SMST97)***, Pacific Grove, 1997.
- PONS, J.L. ***Energy Actuator Technologies – A Micromechanics Approach***, John Wiley & Sons, 2005.
- RABELLO, M., ***Aditivação de Polímeros***. Artliber Editora, São Paulo, 2000.
- ROGERS, C.A. e ROBERTSHAW, H.H. ***Shape memory reinforced composites, Engineering Science Preprints 25, ESP25.88027***, Soc. of Engineering Sciences, 1988.
- RYHANEN, J. ***Biocompatibility evaluation of Nickel – Titanium shape memory metal alloy***. Tese (Doutorado) – *Faculty of Medicine*, Oulu University, Finlândia, 117p., 1999.
- SABURI, T. ***Ti-Ni Shape Memory Alloys. In.: OTSUKA, K.; WAYMAN, C. M. (Eds) Shape Memory Materials***, pp. 49-96, Cambridge University Press, Cambridge, 1998.
- SALICHS J.; HOU Z.; NOORI M.; ***Vibration Suppression of Structures Using Passive Shape Memory Alloy Energy Dissipation Devices. Journal of Intelligent Material Systems and Structures***, Vol. 12. October 2001.
- SCHETKY, L. ***The Role of Shape Memory Alloys in Smart /Adaptative Structures, Mat. Res. Soc. Symp. Proc. Vol. 246***, Editores C. T. Liu, H. Kunsmann, D. Otsuka and Wuttig, pp. 299 – 307, 1992.
- SHIMAMOTO A., OHKAWARA, H., NOGATA, F. ***Enhancement of mechanical strength by shape memory effect in TiNi fiber-reinforced composites, Engineering Fracture Mechanics***, v. 71, pp. 737-746, Nov. 2002
- SILVA, R.F. ***Análise de Tensões em Tubulações Compósitas Híbridas***. Dissertação de Mestrado da Engenharia Mecânica em Sistemas Mecatrônicos, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, DF, 121p., 2009.
- SPIEGEL, M.R. ***Estatística – Coleção Schaum***, 3ª ed., cap.14, pp.401-445, McGraw-Hill do Brasil Ltda., São Paulo, 1971.
- SRINIVASAN A.V. e McFARLAND, M.D. ***Smart Structures Analysis and Design***, Cambridge University Press, 2001
- STACHIOWIAK, G.B. e McCORMICK, P.G. *Acta Metall.*, vol.36 (1988), p.291. ***In.: OTSUKA, K.; WAYMAN, C. M. (Eds) Shape Memory Materials***, Cambridge University Press, Cambridge, 1998.
- SUN G. e SUN, C.T. ***One-dimensional constitutive relation for shape-memory alloy-reinforced composite lamina. Journal of Materials Science***, v.28, N. 23, pp.6323-6328, Chapman & Hall, 1993.
- SUZUKI, Y. ***Fabrication of Shape Memory Alloys. In.: OTSUKA, K.; WAYMAN, C. M. (Eds) Shape Memory Materials***, pp. 133-148, Cambridge University Press, UK, 1998.
- SYMON, R.K., ***Mechanics***, 5th ed., Addition-Wesley, cap. 9, pp. 353-403, USA, 1978.
- TANAKA, K. ***A Thermomechanical Sketch of Shape Memory Effect: One Dimensional Tensile Behavior, Res. Mech.***, v. 18, pp.251-263, 1986.

- TECHNOLOGY, M. **PIC18FXX2 Data sheet. High Performance, Enhanced FLASH Microcontrollers with 10-Bit A/D.** [S.I.], 2002.
- THOMSON, W. T. **Teoria da Vibração com aplicações**, Interciência, RJ, 447p., 1978.
- TSOI, A.K.; SCHROOTEN, J.; ZHENG, Y.; STALMANS, R. Part **II. Thermomechanical characteristics of shape memory alloy composites**, *Material Science and Engineering A*, v. 368, pp. 299-310, Elsevier, 2003.
- TURNER, T.L. **Thermomechanical Response of Shape Memory Alloy Hybrid Composites**, Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, *Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University*, Blacksburg, Virginia, 266p., 2000.
- TURNER, L.T.; LACH; L.C.; CANO, R.J. **Fabrication and characterization of SMA hybrid composites**. In: *8th Annual International Symposium on Smart Structures and Materials; Active Materials: Behavior and Mechanics*, C.S. Lynch (Ed.), SPIE Vol.4333, Paper No. 4333-60, Newport Beach, CA, 4-8 March 2001.
- VILLAMARIN, E.B., **Estudo das Variações Microestruturais de uma Liga Pseudoelástica de Ni-Ti Tratado Termicamente**, Dissertação de Mestrado em Ciências Mecânicas, Departamento de Eng. Mecânica, Universidade de Brasília, DF, 96p., 2013.
- VINSON J.R. e SIERAKOWSKI, R.L. **The behavior of structures composed of composite materials**, Martinus Nijhoff Publishers, Dordrecht, Netherland, pp.119-147, 1987.
- WAYMAN, C. M. e DUERIG, T. W. **Engineering Aspects of Shape Memory Alloys**, (eds.) DUERIG, T. W., MELTON, K.,N., STÖCKEL, D., WAYMAN, C. M. Butterworth – Heinemann. pp. 3-20, 1990.
- WILLIAMS, K.; CHIU, G.; BERNHARD, R. **Adaptive-passive absorbers using shape-memory alloys**. *Journal of Sound Vibration*, v.249, pp.835-848, jan. 2002.
- XU L.; WANG R.; ZHANG S.; YONG L. **Vibration characteristics of glass fabrication/epoxy composites with different woven structures**. *Journal of Composite Materials*, v.45, pp.1069-1076, SAGE, USA, Oct.ober 2010.
- XU, Y.; OTSUKA K.; TOYAMA N.; YOSHIDA H.; NAGAI H.; KISHI T. **A novel technique for fabricating SMA/CFRP adaptative composites using ultrathin TiNi wires**, *Smart Material Structure*, v.13, pp. 196-202, 2004.
- YUSE K. e KIKUSHIMA Y. **Development and experimental consideration of SMA/CFRP actuator for vibration control**, *Sensors and Actuators A*, v. 122, pp. 99 – 107, Elsevier, 2005.
- YUVARAJA, M. e SENTHILKUMAR, M. **Comparative study on vibration characteristics of flexible GFRP composite beam using SMA and PZT actuators**. *Manuf. and Ind. Eng.*, Faculty of Manuf.Tech. TUKE, v.11, ISSN 1338-6549, 2012.
- ZAK, A.J.; CARTMELL, M.P.; OSTACHOWICZ, W.M. **Dynamics and control of a rotor using an integrated SMA/composite active bearing actuator**. *Dey Engineering Materials*, Switzerland, v.245-246, pp.233-240, 2003.
- ZHENG, Y.; CUI, L.; SCHROOTEN, J. **Thermal cycling behaviors of a NiTiCu wire reinforced KEVLAR/epoxy composite**. *Materials letters*, v.59, pp.3287-3290, 2005.
- ZHANG, W.; KIM, J.; KORATKAR, N. **Energy-absorbent composites featuring embedded shape memory alloys**, *Smart Material and Structures*, v. 12, pp. 642-646, 2003.

APÊNDICE A

CÓDIGO EM MATLAB DE SIMULAÇÃO ANALÍTICA PARA VIBRAÇÕES LIVRES DE VIGAS ISOTRÓPICAS E COMPÓSITAS HÍBRIDAS

```
% VIGA DE AÇO

% Limpando a tela
clear all
clc

% Características geométricas da viga

C = 300;          % comprimento da viga (mm)
b = 25.4;        % largura da viga (mm)
h = 5;           % espessura da viga (mm)

% Frequências naturais da viga de aço, de condição de contorno livre-livre, para os três primeiros modos no plano formado pelos eixos X e Z, i.e. ao longo do comprimento e da espessura, respectivamente

FE1 = 22.4;      % fator de condição de contorno livre-livre no modo n=1
FE2 = 61.7;      % fator de condição de contorno livre-livre no modo n=2
FE3 = 121;       % fator de condição de contorno livre-livre no modo n=3
E = 200*10^3;    % módulo de elasticidade da viga (MPa)
RO_viga = 7.8;   % densidade da viga (g/cm³)
F1=FE1/(4*pi)*(h/(C^2))*((E_f*10/(3*RO_viga))^0.5)*10^4; % freq. (Hz) para n=1
F2=FE2/(4*pi)*(h/(C^2))*((E_f*10/(3*RO_viga))^0.5)*10^4; % freq. (Hz) para n=2
F3=FE3/(4*pi)*(h/(C^2))*((E_f*10/(3*RO_viga))^0.5)*10^4; % freq. (Hz) para n=3

% Apresentação dos Resultados

disp([' h = ',num2str(t) ' mm'])
disp([' E_f = ',num2str(Ef) ' MPa' ])
disp([' RO_viga = ',num2str(RO_viga) ' g/cm³' ])
disp([' F1 = ',num2str(F1) ' Hz' ])
disp([' F2 = ',num2str(F2) ' Hz' ])
disp([' F3 = ',num2str(F3) ' Hz' ])
```

% VIGAS COMPÓSITAS

% ISOTRÓPICAS

% Características geométricas da viga

C = 308.2; % comprimento da viga (mm)
b = 31.4; % largura da viga (mm)
h = 10.54; % espessura da viga (mm)
N = 21; % número de camadas de epóxi/vidro-E
t_i = h/N; % espessura de uma camada de epóxi/vidro-E (mm)

% Módulo efetivo à flexão de viga de epóxi/vidro-E pela fórmula de Mendonça (2005)

V_{viga} = C*b*h*10⁻³; % volume da viga (cm³)
RO_v = 2.54; % densidade do vidro-E (g/cm³)
M_v = 92; % massa de mantas de fibras curtas de vidro-E (g)
V_{vidro} = (M_v/RO_v)/V_{viga}; % fração volumétrica de mantas de fibras de vidro-E
E_{ev} = (3.44+28.2*V_{vidro}+21.6*(V_{vidro}⁴))*10³; % módulo efetivo da viga (MPa)

% Frequências naturais de viga de epóxi/vidro-E, de condição de contorno livre-livre, para os três primeiros modos no plano formado pelos eixos principais X e Z, i.e. ao longo do comprimento e da espessura, respectivamente

FE1 = 22.4; % fator de condição de contorno livre-livre no modo n=1
FE2 = 61.7; % fator de condição de contorno livre-livre no modo n=2
FE3 = 121; % fator de condição de contorno livre-livre no modo n=3
RO_e = 1.058; % densidade do epóxi (g/cm³)
M = 160; % massa da viga (g)
M_e = M - M_v; % massa de epóxi (g)
V_e = (M_e/RO_e)/V_{viga}; % fração volumétrica global de epóxi
RO_{viga} = RO_v*V_{vidro}+RO_e*V_e; % densidade da viga (g/cm³)
F1 = (FE1/(4*pi))*(h/(L²))*((E_f*10/(3*RO_{viga}))^{0.5})*10⁴; % freq. para n=1 (Hz)
F2 = (FE2/(4*pi))*(h/(L²))*((E_f*10/(3*RO_{viga}))^{0.5})*10⁴; % freq. para n=2 (Hz)
F3 = (FE3/(4*pi))*(h/(L²))*((E_f*10/(3*RO_{viga}))^{0.5})*10⁴; % freq. para n=3 (Hz)

% Apresentação dos Resultados

```
disp([' Me = ',num2str(Me) ' g '])  
disp([' Vvidro = ',num2str(Vvidro)])  
disp([' Ve = ',num2str(Ve)])  
disp([' ti = ',num2str(ti) ' mm '])  
disp([' h = ',num2str(h) ' mm '])  
disp([' Eev = ',num2str(Eev) ' MPa '])  
disp([' ROviga = ',num2str(ROviga) ' g/cm3 '])  
disp([' F1 = ',num2str(F1) ' Hz '])  
disp([' F2 = ',num2str(F2) ' Hz '])  
disp([' F3 = ',num2str(F3) ' Hz '])
```

% VIGAS HÍBRIDAS ORTOTRÓPICAS (SMAHC)

% SEM *ROVING* NA CAMADA DE FIOS

% Características geométricas da viga (CP11)

1	$n_f = 4;$	% número de fios de Ni-Ti na camada 2 (de fios)
2	$C = 298.4;$	% comprimento da viga (mm)
3	$h = 12.29;$	% espessura da viga SMAHC (mm)
4	$b = 31.4;$	% largura da viga (mm)
5	$d = 1.05;$	% diâmetro do fio de Ni-Ti (mm)

% Módulos da camada 2 na fase martensita e austenita dos fios pela Regra das Misturas

6	$EM_{sma} = 22.6 \cdot 10^3;$	% módulo do fio na martensita (MPa)
7	$EA_{sma} = 48.4 \cdot 10^3;$	% módulo do fio na austenita (MPa)
8	$E_e = 3.5 \cdot 10^3;$	% módulo de elasticidade do epóxi (MPa)
9	$V_{sma2} = n_f \cdot \pi \cdot d / (4 \cdot b);$	% fração volumétrica de Ni-Ti na camada 2
10	$V_{e2} = 1 - V_{sma2};$	% fração volumétrica de epóxi na camada 2
11	$E_{2M} = EM_{sma} \cdot V_{sma2} + E_e \cdot V_{e2};$	% módulo na martensita da camada 2 (MPa)
12	$E_{2A} = EA_{sma} \cdot V_{sma2} + E_e \cdot V_{e2};$	% módulo na austenita da camada 2 (MPa)

% Módulos efetivos da viga na martensita e austenita pela fórmula de Gibson (1994)

13	$N = 17;$	% número de camadas de epóxi/vidro-E
14	$t_{it} = h - 2 \cdot d;$	% espessura das camadas somente com epóxi/vidro-E (mm)
15	$t_i = t_{it} / N;$	% espessura de uma camada de epóxi/vidro-E (mm)
16	$z_1 = ((N \cdot C - 4) / 2) \cdot t_i;$	% posição final do núcleo em relação ao plano médio (mm)
17	$z_2 = z_1 + d;$	% posição final da camada 2 em relação ao plano médio (mm)
18	$z_3 = h / 2;$	% posição final da camada ext. em relação ao plano médio (mm)
19	$RO_v = 2.54;$	% densidade do vidro-E (g/cm^3)
20	$M_v = 67.5;$	% massa de mantas fibras curtas de vidro-E (g)
21	$v_{viga} = C \cdot b \cdot h \cdot 10^{-3};$	% volume da viga (cm^3)
22	$V_{vidro} = (M_v / RO_v) / v_{viga};$	% fração volumétrica manta de fibra de vidro-E
23	$E_{ev} = (3.44 + 28.2 \cdot V_{vidro} + 21.6 \cdot (V_{vidro}^4)) \cdot 10^3;$	% módulo efetivo das camadas de epóxi/vidro-E pela fórmula de Mendonça (2005) (MPa)
24	$EM = 8 \cdot (E_{ev} \cdot z_1^3 + E_{2M} \cdot (z_2^3 - z_1^3) + E_{ev} \cdot (z_3^3 - z_2^3)) / h^3;$	% módulo efetivo na martensita da viga (MPa)
25	$EA = 8 \cdot (E_{ev} \cdot z_1^3 + E_{2A} \cdot (z_2^3 - z_1^3) + E_{ev} \cdot (z_3^3 - z_2^3)) / h^3;$	% módulo efetivo na austenita da viga (MPa)

% Frequências naturais da viga SMAHC de condição de contorno livre-livre, para os três primeiros modos no plano formado pelos eixos X e Z, i.e. ao longo do comprimento e da espessura, respectivamente

26	$FE1 = 22.4;$	% fator de condição de contorno livre-livre no modo n=1
27	$FE2 = 61.7;$	% fator de condição de contorno livre-livre no modo n=2
28	$FE3 = 121;$	% fator de condição de contorno livre-livre no modo n=3
29	$RO_e = 1.05;$	% densidade do epóxi (g/cm^3)
30	$RO_{sma} = 6.45;$	% densidade do fio de Ni-Ti (g/cm^3)

```

31 M      = 180;          % massa da viga (g)
32 V_sma  = n_i*pi*d^2/(2*b*h); % fração volumétrica global de Ni-Ti
33 V_e    = 1- (V_vidro+V_sma); % fração volumétrica global de epóxi
34 RO_viga = RO_v*V_vidro+RO_e*V_e+RO_sma*V_sma; % densidade da viga (g/cm³)
35 FM1    = (FE1/(4*pi))*(h/(C^2))*((EM*10/(3*RO_viga))^0.5)*10^4; % frequência natural
                                     na martensita no modo n=1 (Hz)
36 FA1    = (FE1/(4*pi))*(h/(C^2))*((EA*10/(3*RO_viga))^0.5)*10^4; % frequência natural
                                     na austenita no modo n=2 (Hz)
37 FM2    = (FE2/(4*pi))*(h/(C^2))*((EM*10/(3*RO_viga))^0.5)*10^4; % frequência natural
                                     na martensita no modo n=2 (Hz)
38 FA2    = (FE2/(4*pi))*(h/(C^2))*((EA*10/(3*RO_viga))^0.5)*10^4; % frequência natural
                                     na austenita no modo n=2 (Hz)
39 FM3    = (FE3/(4*pi))*(h/(C^2))*((EM*10/(3*RO_viga))^0.5)*10^4; % frequência natural
                                     na martensita no modo n=3 (Hz)
40 FA3    = (FE3/(4*pi))*(h/(C^2))*((EA*10/(3*RO_viga))^0.5)*10^4; % frequência natural
                                     na austenita no modo n=3 (Hz)

```

% Diferença percentual da frequência natural da viga da martensita para austenita

```
41 DelF = ((FA1-FM1)*100)/FM1;
```

% Diferença percentual do módulo efetivo da viga da martensita para austenita

```
42 DelE = ((EA-EM)*100)/EM;
```

% Apresentação dos Resultados

```

43 disp([' V_sma2= ',num2str(V_sma2) ])
44 disp([' V_e2 = ',num2str(V_e2) ])
45 disp([' E2M = ',num2str(E2M) ' MPa' ])
46 disp([' E2A = ',num2str(E2A) ' MPa' ])
47 disp([' V_vidro = ',num2str(V_vidro) ])
48 disp([' V_e = ',num2str(V_e) ])
49 disp([' V_sma = ',num2str(V_sma) ])
50 disp([' t_i = ',num2str(t_i) ' mm' ])
51 disp([' h = ',num2str(t) ' mm' ])
52 disp([' z_1 = ',num2str(z_1) ' mm' ])
53 disp([' z_2 = ',num2str(z_2) ' mm' ])
54 disp([' z_3 = ',num2str(z_3) ' mm' ])
55 disp([' E_ev = ',num2str(E_ev) ' MPa' ])
56 disp([' EM = ',num2str(EM) ' MPa' ])
57 disp([' EA = ',num2str(EA) ' MPa' ])
58 disp([' RO_viga = ',num2str(RO_viga) ' g/cm³ ' ])
59 disp([' FM1 = ',num2str(FM1) ' Hz' ])
60 disp([' FA1 = ',num2str(FA1) ' Hz' ])
61 disp([' FM2 = ',num2str(FM2) ' Hz' ])
62 disp([' FA2 = ',num2str(FA2) ' Hz' ])
63 disp([' FM3 = ',num2str(FM3) ' Hz' ])
64 disp([' FA3 = ',num2str(FA3) ' Hz' ])
65 disp([' DelF = ',num2str(DelF) ' %' ])
66 disp([' DelE = ',num2str(DelE) ' %' ])

```

% COM *ROVING* NA CAMADA DE FIOS

% Características geométricas da viga se escreve da mesma forma citadas da linha 1 a 5 da viga (CP11) sem *roving*.

% Módulo da camada 2 na fase martensita e austenita dos fios pela Regra das Misturas
% Desta linha em diante, se escreve os módulos do fio de Ni-Ti e do epóxi, fração de Ni-Ti da camada 2 da forma citadas da linha 6 a 9 da viga (CP11) sem *roving*.

$$\begin{aligned} E_v &= 70 \cdot 10^3; && \% \text{ módulo de elasticidade do vidro-E (roving) (MPa)} \\ M_{v2} &= 6.75; && \% \text{ massa de vidro-E (roving) na camada 2 (g)} \\ RO_v &= 2.54; && \% \text{ densidade do vidro-E (roving) na camada 2 (g/cm}^3\text{)} \\ v_2 &= C \cdot b \cdot d \cdot 10^{-3}; && \% \text{ volume da camada 2 (cm}^3\text{)} \\ V_{v2} &= (M_{v2}/RO_v)/v_2; && \% \text{ fração volumétrica de vidro-E (roving) na camada 2} \\ V_{e2} &= 1 - (V_{sma2} + V_{v2}); && \% \text{ fração volumétrica de epóxi na camada 2} \\ E_2M &= EM_{sma} \cdot V_{sma2} + E_e \cdot V_{e2} + E_v \cdot V_{v2}; && \% \text{ módulo na martensita da camada 2 (MPa)} \\ E_2A &= EA_{sma} \cdot V_{sma2} + E_e \cdot V_{e2} + E_v \cdot V_{v2}; && \% \text{ módulo na austenita da camada 2 (MPa)} \end{aligned}$$

% Módulo efetivo da viga na martensita e austenita pela fórmula de Gibson (1994)

Desta linha em diante, se escreve da mesma forma citadas da linha 13 a 19 da viga (CP11) sem *roving*.

$$M_v = 72; \quad \% \text{ massa de mantas de fibras curtas de vidro-E (g)}$$

Desta linha em diante, se escreve as frações, módulo das camadas de epóxi/vidro-E e os módulos da camada 2 da linha 21 a 25 da viga (CP11) sem *roving*.

% Frequências naturais da viga SMAHC de condição de contorno livre-livre, para os três primeiros modos no plano formado pelos eixos X e Z, i.e. ao longo do comprimento e da espessura, respectivamente

% Desta linha em diante, se escreve fatores das condições de contorno da linha 26 a 28 da viga (CP11) sem *roving*.

$$\begin{aligned} M_{vg} &= 85.5; && \% \text{ massa de mantas de vidro-E global (g)} \\ V_{vg} &= (M_{vg}/RO_v)/v_{viga}; && \% \text{ fração volumétrica global de vidro-E} \\ RO_e &= 1.0; && \% \text{ densidade do epóxi (g/cm}^3\text{)} \\ RO_{sma} &= 6.45; && \% \text{ densidade do vidro-E (g/cm}^3\text{)} \\ M &= 177.5; && \% \text{ massa da viga (g)} \\ V_{sma} &= n_f \cdot \pi \cdot d^2 / (2 \cdot b \cdot h); && \% \text{ fração volumétrica global de Ni-Ti} \\ V_e &= 1 - (V_{vg} + V_{sma}); && \% \text{ fração volumétrica global de epóxi} \\ RO_{viga} &= RO_v \cdot V_{vg} + RO_e \cdot V_e + RO_{sma} \cdot V_{sma}; && \% \text{ densidade da viga (g/cm}^3\text{)} \end{aligned}$$

Desta linha em diante, se escreve as frequências naturais FM1, FA1, FM2, FA2, FM3 e FA3 da mesma forma citadas da linha 35 a 40 para a viga (CP11) sem *roving*.

% Diferenças percentuais da frequência natural e do módulo efetivo da viga da martensita para austenita se escreve nas linhas 41 e 42 citadas para a viga sem *roving*.

% Apresentação dos resultados se escreve das linhas 43 e 66 citadas para a viga (CP11) sem *roving*, além das escritas a seguir:

$$\begin{aligned} \text{disp}(['V_{v2} = ', \text{num2str}(V_{v2})]) \\ \text{disp}(['V_{vg} = ', \text{num2str}(V_{vg})]) \end{aligned}$$

% COM LÂMINAS DE SMA SIMÉTRICAS EM RELAÇÃO AO PLANO MÉDIO

% 1 LÂMINA DE Ni-Ti NO PLANO MÉDIO DA VIGA

% Características geométricas da viga se escreve da mesma forma citadas da linha 2 a 4 da viga (CP11) sem *roving*, além das linhas a seguir:

$b_1 = 25;$ % largura da lâmina de SMA (Ni-Ti)
 $h_1 = 0.7;$ % espessura da lâmina de SMA (Ni-Ti)

% Módulos da camada 1 na fase martensita e austenita da SMA pela Regra das Misturas

Desta linha em diante, se escreve os módulos do fio de Ni-Ti e do epóxi, fração de Ni-Ti da camada 1 da forma citadas da linha 6 a 9 da viga (CP11) sem *roving*.

$V_{sma2} = b_1/b;$ % fração volumétrica de Ni-Ti

Desta linha em diante, se escreve a fração de epóxi e os módulos da camada 1 na martensita e austenita da forma citadas da linha 10 a 12 da viga (CP11) sem *roving*.

% Módulos efetivos da viga na martensita e austenita pela fórmula de Gibson (1994)

$N = 18;$ % número de camadas de epóxi/vidro-E
 $t_{it} = h-h_1;$ % espessura das camadas somente com epóxi/vidro-E (mm)
 $t_i = t_{it}/N;$ % espessura de uma camada de epóxi/vidro-E (mm)
 $z_1 = h_1/2;$ % posição final da camada 1 em relação ao plano médio (mm)
 $z_2 = (h/2)-z_1;$ % posição final da camada 2 em relação ao plano médio (mm)
 $RO_v = 2.54;$ % densidade do vidro-E (g/cm^3)
 $M_v = N*4;$ % massa de mantas fibras curtas de vidro-E (g)

% Desta linha em diante, se escreve o volume e a fração de vidro-E, e o módulo das camadas de epóxi/vidro-E citadas da linha 10 a 12 da viga (CP11) sem *roving*.

$EM = 8*(E_2M*z_1^3 + E_{ev}*(z_2^3-z_1^3))/h^3;$ % módulo na martensita da viga (MPa)

$EA = 8*(E_2A*z_1^3 + E_{ev}*(z_2^3-z_1^3))/h^3;$ % módulo na austenita da viga (MPa)

% Frequências naturais da viga SMAHC livre-livre nas extremidades até o 3º modo no plano X-Z, i.e. ao longo do comprimento e da espessura, respectivamente

$RO_e = 1.11;$ % massa específica do epóxi (kg/mm^3)
 $RO_{sma} = 6.45;$ % massa específica do vidro (kg/mm^3)
 $v_{sma} = b_1*h_1*C*10^{-3};$ % volume de SMA (mm^3)
 $M_{sma} = 6.45*v_{sma};$ % massa de SMA (g)
 $V_{sma} = (M_{sma}/RO_{sma})/v_{viga};$ % fração volumétrica de Ni-Ti
 $v_v = M_v/RO_v;$ % volume do vidro-E (cm^3)
 $M_e = RO_e*(v_{viga}-(v_{sma}+v_v));$ % massa de epóxi (g)
 $M = M_v+M_{sma}+M_e;$ % massa da viga (g)

% Desta linha em diante, se escreve a fração de epóxi, a densidade e as frequências naturais da forma citadas da linha 33 a 40 para a viga (CP11) sem *roving*.

% Diferenças percentuais da frequência natural e do módulo efetivo da viga da martensita para austenita se escreve nas linhas 41 e 42 citadas para a viga sem *roving*.

% Apresentação dos resultados se escreve das linhas 43 e 66 citadas para a viga (CP11) sem *roving*, com a supressão da linha 54 (por não existir z_3 nesta viga).

% 2 LÂMINAS DE Ni-Ti NAS FACES SUPERIOR E INFERIOR DA VIGA

% Características geométricas da viga se escreve da mesma forma citadas da linha 2 a 4 da viga (CP11) sem *roving*, além das linhas a seguir:

$h_1 = 0.7;$ % espessura da camada de NiTi (mm)
 $b_1 = 25;$ % largura da lâmina de Ni-Ti (mm)
 $n = 2;$ % número de lâminas

% Módulos da camada 2 na fase martensita e austenita da SMA pela Regra das Misturas

Desta linha em diante, se escreve da mesma forma citadas da linha 6 a 9 da viga (CP11) sem *roving*.

$V_{sma2} = b_1/b;$ % fração volumétrica de Ni-Ti

Desta linha em diante, se escreve da mesma forma citadas da linha 10 a 12 da viga (CP11) sem *roving*.

% Módulos efetivos da viga na martensita e austenita pela fórmula de Gibson (1994)

$N = 17;$ % número de camadas de epóxi/vidro-E

$t_{it} = h-h_1;$ % espessura das camadas somente com epóxi/vidro-E (mm)

$t_i = t_{it}/N;$ % espessura de uma camada de epóxi/vidro-E (mm)

$z_1 = (h/2)-h_1;$ % posição final da camada 1 em relação ao plano médio (mm)

$z_2 = z_1+h_1;$ % posição final da camada 2 em relação ao plano médio (mm)

$RO_v = 2.54;$ % densidade do vidro-E (g/cm^3)

$M_v = N*4;$ % massa de mantas fibras curtas de vidro-E (g)

Desta linha em diante, se escreve o volume e a fração de vidro-E, e o módulo das camadas de epóxi/vidro-E citadas da linha 10 a 12 da viga (CP11) sem *roving*.

$EM = 8*(E_{ev}*z_1^3 + E_2M*(z_2^3-z_1^3))/h^3;$ % módulo na martensita da viga (MPa)

$EA = 8*(E_{ev}*z_1^3 + E_2A*(z_2^3-z_1^3))/h^3;$ % módulo na austenita da viga (MPa)

% Frequências naturais da viga até o 3º modo com contorno livre-livre no plano X-Z

% Desta linha em diante, se escreve os fatores das condições de contorno citadas da linha 26 a 28 da viga (CP11) sem *roving*.

$RO_e = 1.11;$ % massa específica do epóxi (kg/mm^3)

$RO_{sma} = 6.45;$ % densidade do viga (kg/mm^3)

$V_{sma} = n*b_1*h_1*C*10^{-3};$ % volume de SMA (mm^3)

$M_{sma} = 6.45*V_{sma};$ % massa de SMA (g)

$V_{sma} = (M_{sma}/RO_{sma})/V_{viga};$ % fração volumétrica de Ni-Ti

$v_v = M_v/RO_v;$ % volume do vidro-E (cm^3)

$M_e = RO_e*(V_{viga}-(V_{sma}+V_v));$ % massa de epóxi (g)

$M = M_v+M_{sma}+M_e;$ % massa da viga (g)

Desta linha em diante, se escreve a fração de epóxi, a densidade e as frequências naturais da forma citadas da linha 33 a 40 para a viga (CP11) sem *roving*.

% Diferenças percentuais da frequência natural e do módulo efetivo da viga da martensita para austenita se escreve nas linhas 41 e 42 citadas para a viga sem *roving*.

% Apresentação dos resultados se escreve das linhas 43 e 66 citadas para a viga (CP11) sem *roving*, com a supressão da linha 54 (por não existir z_3 nesta viga).

% 10 LÂMINAS DE Ni-Ti DISTRIBUÍDAS SIMETRICAMENTE E INTERCALADAS ENTRE AS CAMADAS DE EPÓXI/VIDRO-E

% Características geométricas da viga se escreve da mesma forma citadas da linha 2 a 4 da viga (CP11) sem *roving*, além das linhas a seguir:

$h_1 = 0.7$; % espessura da camada de NiTi (mm)
 $b_1 = 25$; % largura da lâmina de Ni-Ti (mm)
 $n = 10$; % número de lâminas

% Módulos da camada com Ni-Ti na martensita e austenita pela Regra das Misturas

Desta linha em diante, se escreve da mesma forma citadas da linha 6 a 9 da viga (CP11) sem *roving*.

$V_{sma2} = b_1/b$; % fração volumétrica de Ni-Ti

Desta linha em diante, se escreve da mesma forma citadas da linha 10 a 12 da viga (CP11) sem *roving*.

% Módulos efetivos da viga na martensita e austenita pela fórmula de Gibson (1994)

$N = 9$; % número de camadas de epóxi/vidro-E
 $t_{it} = h - n * h_1$; % espessura das camadas somente com epóxi/vidro-E (mm)
 $t_i = t_{it}/N$; % espessura de uma camada de epóxi/vidro-E (mm)
 $z_1 = (h/2) - (n/2) * h_1$; % posição final da camada 1 em relação ao plano médio (mm)
 $z_2 = z_1 + h_1$; % posição final da camada 2 em relação ao plano médio (mm)
 $z_3 = (h/2) - ((n-2)/2) * h_1$; % posição final da camada 3 em relação ao plano médio (mm)
 $z_4 = z_3 + h_1$; % posição final da camada 4 em relação ao plano médio (mm)
 $z_5 = (h/2) - ((n-4)/2) * h_1$; % posição final da camada 5 em relação ao plano médio (mm)
 $z_6 = z_5 + h_1$; % posição final da camada 6 em relação ao plano médio (mm)
 $z_7 = (h/2) - ((n-6)/2) * h_1$; % posição final da camada 7 em relação ao plano médio (mm)
 $z_8 = z_7 + h_1$; % posição final da camada 8 em relação ao plano médio (mm)
 $z_9 = (h/2) - ((n-8)/2) * h_1$; % posição final da camada 9 em relação ao plano médio (mm)
 $z_{10} = h/2$; % posição final da camada 10 em relação ao plano médio (mm)
 $v_{v1} = C * b * N * t_i * 10^{-3}$; % volume da viga (cm³)
 $RO_v = 2.54$; % densidade do vidro-E (g/cm³)
 $M_v = N * 4$; % massa de mantas fibras curtas de vidro-E (g)
 $V_{v1} = (M_v / RO_v) / v_{v1}$; % fração volumétrica manta de fibra de vidro-E
 $E_{ev} = (3.44 + 28.2 * V_{v1} + 21.6 * (V_{v1}^4)) * 10^3$; % módulo da camada de epóxi/vidro-E pela fórmula de Mendonça (2005) (MPa)
 $EM = 8 * (E_{ev} * z_1^3 + E_2 M * (z_2^3 - z_1^3) + E_{ev} * (z_3^3 - z_2^3) + E_2 M * (z_4^3 - z_3^3) + E_{ev} * (z_5^3 - z_4^3) + E_2 M * (z_6^3 - z_5^3) + E_{ev} * (z_7^3 - z_6^3) + E_2 M * (z_8^3 - z_7^3) + E_{ev} * (z_9^3 - z_8^3) + E_2 M * (z_{10}^3 - z_9^3)) / h^3$; % módulo na martensita da viga (MPa)
 $EA = 8 * (E_{ev} * z_1^3 + E_2 A * (z_2^3 - z_1^3) + E_{ev} * (z_3^3 - z_2^3) + E_2 A * (z_4^3 - z_3^3) + E_{ev} * (z_5^3 - z_4^3) + E_2 A * (z_6^3 - z_5^3) + E_{ev} * (z_7^3 - z_6^3) + E_2 A * (z_8^3 - z_7^3) + E_{ev} * (z_9^3 - z_8^3) + E_2 A * (z_{10}^3 - z_9^3)) / h^3$; % módulo na austenita da viga (MPa)

% Frequências naturais da viga até o 3º modo com contorno livre-livre no plano X-Z

% Desta linha em diante, se escreve os fatores das condições de contorno citadas da linha 26 a 28 da viga (CP11) sem *roving*.

$RO_e = 1.11$; % massa específica do epóxi (kg/mm³)

$$\begin{aligned}
RO_{sma} &= 6.45; && \% \text{ densidade do viga (kg/mm}^3\text{)} \\
V_{sma} &= n*b_1*h_1*C*10^{-3}; && \% \text{ volume de SMA (mm}^3\text{)} \\
M_{sma} &= 6.45*V_{sma}; && \% \text{ massa de SMA (g)} \\
V_{sma} &= (M_{sma}/RO_{sma})/V_{viga}; && \% \text{ fração volumétrica de Ni-Ti} \\
V_v &= M_v/RO_v; && \% \text{ volume do vidro-E (cm}^3\text{)} \\
M_e &= RO_e*(V_{viga}-(V_{sma}+V_v)); && \% \text{ massa de epóxi (g)} \\
M &= M_v+M_{sma}+M_e; && \% \text{ massa da viga (g)}
\end{aligned}$$

Desta linha em diante, se escreve a fração de epóxi, a densidade e as frequências naturais da forma citadas da linha 33 a 40 para a viga (CP11) sem *roving*.

% Diferenças percentuais da frequência natural e do módulo efetivo da viga da martensita para austenita se escreve nas linhas 41 e 42 citadas para a viga sem *roving*.

% Apresentação dos Resultados

```

disp([' Vsma2= ',num2str(Vsma2) ])
disp([' Ve2 = ',num2str(Ve2) ])
disp([' E2M = ',num2str(E2M) ' MPa' ])
disp([' E2A = ',num2str(E2A) ' MPa' ])
disp([' Vv = ',num2str(Vv) ])
disp([' Ve = ',num2str(Ve) ])
disp([' Vsma = ',num2str(Vsma) ])
disp([' ti = ',num2str(ti) ' mm' ])
disp([' h = ',num2str(h) ' mm' ])
disp([' z1 = ',num2str(z1) ' mm' ])
disp([' z2 = ',num2str(z2) ' mm' ])
disp([' z3 = ',num2str(z3) ' mm' ])
disp([' z4 = ',num2str(z4) ' mm' ])
disp([' z5 = ',num2str(z5) ' mm' ])
disp([' z6 = ',num2str(z6) ' mm' ])
disp([' z7 = ',num2str(z7) ' mm' ])
disp([' z8 = ',num2str(z8) ' mm' ])
disp([' z9 = ',num2str(z9) ' mm' ])
disp([' z10 = ',num2str(z10) ' mm' ])
disp([' Eev = ',num2str(Eev) ' MPa' ])
disp([' EM = ',num2str(EM) ' MPa' ])
disp([' EA = ',num2str(EA) ' MPa' ])
disp([' Mviga = ',num2str(Mt) ' g ' ])
disp([' ROviga = ',num2str(ROviga) ' g/cm3 ' ])
disp([' FM1 = ',num2str(FM1) ' Hz' ])
disp([' FA1 = ',num2str(FA1) ' Hz' ])
disp([' FM2 = ',num2str(FM2) ' Hz' ])
disp([' FA2 = ',num2str(FA2) ' Hz' ])
disp([' FM3 = ',num2str(FM3) ' Hz' ])
disp([' FA3 = ',num2str(FA3) ' Hz' ])
disp([' DelF = ',num2str(DelF) ' %' ])
disp([' DelE = ',num2str(DelE) ' %' ])

```

APÊNDICE B

A Tabela B.1 mostra a densidade (ρ_c) das amostras secas e úmidas, onde as massas foram medidas na balança analítica (vide Subseção 3.1.3).

Tabela B.1 – Densidade estimada de amostras compósitas secas e úmidas por tipo de cp

Tipo de cp	Amostra	m_s (g)	m_{sat} (g)	m_{ap} (g)	ρ_c (seca) (g/cm ³)	ρ_c (úmida) (g/cm ³)	$\rho_{\text{água}}$ (g/cm ³)	T (°C)
CPT1	1	1,8332	-----	0,6492	1,5430	-----	0,9971	23
	2	1,9374	-----	0,6586	1,5106	-----	0,9971	23
	3	1,7737	-----	0,6001	1,5069	-----	0,9971	23
	4	1,6839	-----	0,5758	1,5152	-----	0,9971	23
	5	1,6741	-----	0,5557	1,4925	-----	0,9971	23
	6	1,6405	-----	0,5732	1,5326	-----	0,9971	23
	7	1,8628	1,8694	0,6303	1,5070	1,5006	0,9982	20
	8	2,0411	2,0500	0,6997	1,5171	1,5088	0,9982	20
CPT2	1	1,8077	-----	0,5766	1,4641	-----	0,9971	23
	2	2,3079	-----	0,7840	1,5101	-----	0,9971	23
	3	1,5217	-----	0,5112	1,5015	-----	0,9971	23
	4	1,8223	-----	0,5921	1,4770	-----	0,9971	23
	5	2,0957	-----	0,6541	1,4495	-----	0,9971	23
	6	1,7000	-----	0,5390	1,4600	-----	0,9971	23
	7	1,9115	1,9321	0,6294	1,4879	1,4644	0,9980	21
	8	2,2653	2,3040	0,7945	1,5371	1,4977	0,9980	21
CPT3	1	1,8847	2,3408	0,7592	1,4792	1,4691	0,9972	24,5
	2	1,5607	1,5649	0,4855	1,4478	1,4422	0,9975	23,5
	3	2,0028	2,0140	0,6617	1,4896	1,4773	0,9975	23,5
	4	1,9355	1,9451	0,5885	1,4332	1,4231	0,9975	23,5
	5	2,2372	2,2441	0,7258	1,4764	1,4697	0,9975	23,5
	6	1,6588	1,6643	0,5250	1,4593	1,4523	0,9975	23,5
CPT4	1	1,7883	1,8027	0,5991	1,5002	1,4822	0,9976	23
	2	2,2661	2,2753	0,7990	1,5409	1,5313	0,9976	23
	3	1,8548	1,8573	0,6868	1,5842	1,5808	0,9976	23
	4	1,8755	1,8840	0,6418	1,5166	1,5062	0,9976	23
	5	1,7990	1,8057	0,5993	1,4959	1,4876	0,9976	23
	6	1,6662	1,6716	0,6362	1,6138	1,6054	0,9976	23
CPF1	1	2,8856	2,9053	0,9444	1,4834	1,4685	0,9979	21,5
	2	2,7072	2,7127	0,8638	1,4655	1,4611	0,9979	21,5
	3	2,8670	2,8772	0,9442	1,4879	1,4801	0,9979	21,5
	4	2,8295	2,8394	0,9023	1,4651	1,4576	0,9979	21,5
	5	2,8329	2,8485	0,9006	1,4630	1,4513	0,9979	21,5
	6	2,9445	3,0073	0,9867	1,5008	1,4542	0,9979	21,5
CPF2	1	2,2453	2,2620	0,8012	1,5503	1,5326	0,9971	25
	2	2,2089	2,2659	0,7932	1,5557	1,4955	0,9971	25
	3	2,1223	2,1471	0,7751	1,5708	1,5424	0,9971	25
	4	1,6393	1,6714	0,6229	1,6082	1,5589	0,9971	25
	5	1,7740	1,7880	0,6603	1,5883	1,5686	0,9971	25
	6	2,8202	2,8764	1,0120	1,5551	1,5083	0,9971	25

Na Tabela B.2, são apresentadas as frações em massa de fibras de vidro-E (M_V), de epóxi (M_e) e de fios (M_{fio}), como também o número de fios por amostra e a fração volumétrica de vazios (V_V), em percentagem, de amostras por tipo de cp (CPT e CPF).

Tabela B.2 – Fração volumétrica de vazios de amostras compósitas por tipo de cp

Tipo de cp	Amostra	Nº de fios por amostra	M_V	M_e	M_{fio}	V_V (%)
CPT1	1	-----	0,4571	0,5429	-----	1,1863
	2	-----	0,4518	0,5482	-----	2,9495
	3	-----	0,4340	0,5660	-----	1,9655
	4	-----	0,4363	0,5637	-----	1,5895
	5	-----	0,4295	0,5705	-----	2,6011
	6	-----	0,4564	0,5436	-----	1,8613
	7	-----	0,4177	0,5823	-----	1,2695
	8	-----	0,4385	0,5615	-----	2,1583
CPT2	1	2	0,2973	0,6388	0,0639	2,8224
	2	2	0,3569	0,5933	0,0498	2,3264
	3	2	0,2934	0,6415	0,0651	0,1941
	4	2	0,3224	0,6223	0,0553	2,7484
	5	2	0,3082	0,6360	0,0558	3,6861
	6	2	0,3077	0,6293	0,0630	3,6788
	7	2	0,3445	0,5929	0,0625	4,2356
	8	2	0,3077	0,5403	0,0733	5,0824
CPT3	1	3	0,3451	0,5807	0,0742	6,0516
	2	2	0,3450	0,5820	0,0730	7,6487
	3	3	0,3741	0,5399	0,0860	8,6784
	4	2	0,3479	0,5901	0,0619	7,9715
	5	3	0,3613	0,5625	0,0762	7,2943
	6	2	0,3627	0,5707	0,0666	7,5282
CPT4	1	2	0,0585	0,5684	0,5684	5,4727
	2	3	0,0710	0,5479	0,5479	4,2233
	3	3	0,0889	0,5402	0,5402	2,3430
	4	2	0,0586	0,5875	0,5875	2,6416
	5	2	0,0584	0,5957	0,5957	3,2804
	6	3	0,0957	0,5092	0,5092	3,3400
CPF1	1	-----	0,4571	0,5429	-----	5,9663
	2	-----	0,4518	0,5482	-----	5,9125
	3	-----	0,4340	0,5660	-----	5,1843
	4	-----	0,4363	0,5637	-----	6,3698
	5	-----	0,4295	0,5705	-----	5,8536
	6	-----	0,4564	0,5436	-----	5,5595
CPF2	1	1	0,3790	0,5428	0,0783	4,7788
	2	1	0,3947	0,5254	0,0799	8,3225
	3	1	0,3895	0,5277	0,0828	5,3932
	4	1	0,3889	0,5068	0,1043	6,6532
	5	1	0,3808	0,5228	0,0964	4,6426
	6	1	0,4104	0,5288	0,0609	6,6233

Os valores médios da densidade (ρ_{cm}) a fração volumétrica de vazios (V_{Vm}) das amostras e seus respectivos desvios-padrões são apresentados na Tabela B.3.

Tabela B.3 –Valores médios de densidades e frações de vazios e desvios-padrões de cp's compósitos com e sem fios para tração e flexão

CP	ρ_{cm} (g/cm ³)	Desvio-padrão de ρ_{cm} (g/cm ³)	V_{Vm} (%)	Desvio-padrão de V_{Vm} (%)
CPT1	1,516	0,02	1,95	0,62
CPT2	1,486	1,49	3,10	1,47
CPT3	1,456	0,02	7,54	0,87
CPT4	1,533	0,05	3,55	1,15
CPF1	1,460	0,01	5,81	0,40
CPF2	1,534	0,03	6,07	1,41

APÊNDICE C

C.1 – AS INCERTEZAS DOS MÓDULOS DE YOUNG DE FIOS METÁLICOS

A estimativa da incerteza ($S_{E_{fio}}$) associada ao erro na medida do módulo de elasticidade de fios (arame e Ni-Ti) submetidos à tração axial, em regime elástico, com aumento monotônico do deslocamento com velocidade de 1 mm/min na MTS-810 é dada por (Doebelin, 2004):

$$S_{E_{fio}} = \pm \sqrt{\sum_{i=1}^N \left(\frac{\partial E_{fio}}{\partial k_i} \right)^2 S_{k_i}^2 + \left(\frac{\partial E_{fio}}{\partial L_{oi}} \right)^2 S_{L_{oi}}^2 + \left(\frac{\partial E_{fio}}{\partial d_i} \right)^2 S_{d_i}^2}, \quad C.1$$

$$E_{fio} = \frac{k \cdot L_o}{A}, \quad C.2$$

$$A = \frac{\pi \cdot d^2}{4}, \quad C.3$$

$$\frac{\partial E_{fio}}{\partial k_i} = \frac{E_{fio i}}{k_i}, \quad C.4$$

$$\frac{\partial E_{fio}}{\partial L_o} = \frac{E_{fio i}}{L_{oi}}, \quad C.5$$

$$\frac{\partial E_{fio}}{\partial d} = -2 \frac{E_{fio i}}{d_i}. \quad C.6$$

Onde $E_{fio i}$, k_i , L_{oi} , d_i são o módulo de Young, a rigidez à tração o comprimento útil e o diâmetro medidos de $i=1$ a N corpos de prova (CP's) de cada tipo de fio metálico com a área da seção transversal, A . As derivadas parciais do módulo de elasticidade do fio $\frac{\partial E_{fio}}{\partial k_i}$,

$\frac{\partial E_{fio}}{\partial L_{oi}}$ e $\frac{\partial E_{fio}}{\partial d_i}$ são respectivamente em relação à rigidez, comprimento útil e diâmetro do fio. As incertezas S_{k_i} , $S_{L_{oi}}$ e S_{d_i} são associadas aos erros respectivos de medida da rigidez, do comprimento útil e do diâmetro de cada CP do fio metálico.

O comprimento útil (L_o) e o diâmetro (d) dos fios foram medidos com paquímetro de resolução de 0,05 mm. A carga aplicada de tração até a ruptura acompanhada com o alongamento de amostras de fio foram medidos, respectivamente, por uma célula de carga de resolução de 100 N e um extensômetro de resolução de 10^{-6} m instalados na MTS-810, que permitiu determinar os respectivos valores de rigidez à tração (k) e o módulo de

Young (E_{fio}), no trecho linear elástico das curvas de Força-Alongamento e Tensão-Deformação. A Tabela C.1 mostra todas estas grandezas medidas para o fio de arame galvanizado e a Tabela C.2 para o fio de Ni-Ti na martensita e na austenita, como também a incerteza na rigidez, S_k . A Tabela C.3 mostra as medidas dos diâmetros e suas incertezas e também, as incertezas associadas às medidas de módulo de Young dos fios de arame e Ni-Ti na martensita e na austenita.

Tabela C.1 – Comprimento útil, módulo de Young e rigidez à tração de fios de arame.

CP	L_o (m)*	E_{fio} (Pa)	k (N/m)	S_k (N/m)
01	0,13845	$1,15 \cdot 10^{11}$	$5,45 \cdot 10^5$	$3,42 \cdot 10^4$
02	0,15164	$6,06 \cdot 10^{10}$	$2,48 \cdot 10^5$	$2,05 \cdot 10^3$
03	0,29745	$5,13 \cdot 10^{10}$	$1,07 \cdot 10^5$	$2,96 \cdot 10^3$

* A incerteza associada à medida do comprimento útil de amostras de fios de arame foi estimada por $S_{L_o}=10^{-6}$ m.

Tabela C.2 – Comprimento útil, módulo de Young e rigidez à tração de fios de Ni-Ti.

CP**	L_o (m)*	E_{fioM} (Pa)	E_{fioA} (Pa)	k_M (N/m)	S_{kM} (N/m)	k_A (N/m)	S_{kA} (N/m)
01	0,14100	$2,26 \cdot 10^{10}$	-----	$1,48 \cdot 10^5$	$2,24 \cdot 10^4$	-----	-----
02	0,13845	$2,28 \cdot 10^{10}$	-----	$1,42 \cdot 10^5$	$5,03 \cdot 10^3$	-----	-----
03	0,07550	-----	$4,88 \cdot 10^{10}$	-----	-----	$5,59 \cdot 10^5$	$1,84 \cdot 10^3$
04	0,07700	-----	$4,80 \cdot 10^{10}$	-----	-----	$5,40 \cdot 10^5$	$1,85 \cdot 10^3$

* A incerteza associada à medida do comprimento útil de amostras de fios de arame foi estimada por $S_{L_o}=10^{-6}$ m.

** Os CP's 1 e 2 na fase martensita (M) e os CP's 3 e 4 na fase austenita (A) foram submetidos à tração no regime elástico.

Tabela C.3- Incertezas associadas ao módulo de Young de fios de arame e Ni-Ti.

Tipo de fio	d^* (m)	$\bar{S}_{E_{fio}}$ a 25 °C (Pa)	$\bar{S}_{E_{fio}}$ a 69 °C (Pa)
aramé	0,00089	$\pm 7,36 \cdot 10^9$	-----
Ni-Ti na martensita	0,00105	$\pm 3,51 \cdot 10^9$	-----
Ni-Ti na austenita	0,00105	-----	$\pm 2,95 \cdot 10^8$

* A incerteza associada à medida do diâmetro dos fios foi estimada por $S_d=10^{-6}$ m.

C.2 – AS INCERTEZAS DOS MÓDULOS DE ELASTICIDADE DE VIGAS

A estimativa da incerteza ($S_{E_{viga}}$) associada ao erro na medida do módulo de elasticidade de vigas compostas com e sem fios submetidos à flexão estática em três pontos, em regime elástico, com aumento monotônico do deslocamento com velocidade de 1 mm/min na MTS-810 é dada por (Doeblin, 2004):

$$S_{E_{viga}} = \pm \sqrt{\sum_{i=1}^N \left(\frac{\partial E_{viga}}{\partial m_i} \right)^2 S_{m_i}^2 + \left(\frac{\partial E_{viga}}{\partial h_i} \right)^2 S_{h_i}^2}, \quad C.7$$

$$E_{viga} = \frac{m.L^3}{48.I}, \quad C.8$$

$$I = \frac{b.h^2}{12}, \quad C.9$$

$$m = \frac{P}{\delta_i}, \quad C.10$$

$$\frac{\partial E_{viga}}{\partial m_i} = \frac{E_{viga}}{m_i}, \quad C.11$$

$$\frac{\partial E_{fio}}{\partial h_i} = -\frac{3E_{fio}}{h_i}. \quad C.12$$

Onde E_{viga} , m_i e h_i são o módulo de elasticidade, a inclinação da reta dada por regressão linear do trecho inicial da curva de Força-Alongamento e a espessura medidos de $i=1$ a N corpos de prova (CP's) de cada tipo de viga com o momento de inércia de área, I . As derivadas parciais do módulo de elasticidade da viga $\frac{\partial E_{viga}}{\partial m_i}$ e $\frac{\partial E_{viga}}{\partial h_i}$ são respectivamente em relação à inclinação da reta, m_i , e à espessura, h_i , da viga. As incertezas S_{m_i} e S_{h_i} são associadas aos erros respectivos de medida da inclinação da reta m_i e da espessura de cada CP. A inclinação da reta $m_i = P_i/\delta_i$ foi determinado pelo Método dos Mínimos Quadrados, onde P_i é carga transversal aplicada no meio da viga e que cresce monotonicamente até parar quando atinge na metade do vão entre apoios (L) a deflexão de 1% do valor de L . O vão entre apoios ($L=280$ mm) e a largura ($b=31,4$ mm) foram medidos com paquímetro de resolução de 0,05 mm e tiveram coeficientes de variação inferiores a 1 %, que foram considerados parâmetros constantes para o cálculo da incerteza. Somente foram calculadas as incertezas para o quociente $L/h \geq 16$, seguindo a norma ASTM D 790-10.

A carga transversal, em regime elástico, acompanhada com a deflexão de vigas foram medidos, respectivamente, por uma célula de carga de resolução de 100 N e um extensômetro de resolução de 10^{-6} m instalados na MTS-810, que permitiu determinar os respectivos valores da inclinação da reta (m_i) e o módulo de elasticidade (E_{viga}), no trecho linear elástico da curva de Força-Alongamento.

A Tabela C.4 mostra todas estas grandezas medidas para as vigas com e sem fios de arame com as identificações dos CP's, conforme Tabelas 4.1 e 5.6 (dos capítulos 4 e 5). E de forma semelhante, a Tabela C.5 para as vigas com fios de Ni-Ti na martensita e na austenita, são mostradas os módulos de elasticidade, a inclinação da reta de regressão da

curva Força-Alongamento e a espessura, como também as suas incertezas respectivas S_{mi} e S_{hi} . A Tabela C.6 mostra as medidas das incertezas associadas às medidas de módulo de elasticidade das vigas agrupadas em quatro tipos diferentes, das quais as fabricadas sem bolsa de vácuo e sem *roving*, (i) sem fios (CP's 04 e 05) e com 8 fios (ii) de arame (CP's 07 e 08) e (iii) de Ni-Ti (CP's 11, 12 e 14); e por último, as vigas com bolsa de vácuo e com *roving*, (iv) com 8 fios de Ni-Ti (CP's 13, 15 e 16).

Tabela C.4 – Módulo de Elasticidade, a espessura e a inclinação da reta (m_i) e suas incertezas de vigas compósitas com e sem fios de arame.

CP	E_{fio} (Pa)	h (m)	S_h (N/m)	m (N/m)	S_m (N/m)
04	$1,38.10^{10}$	0,01054	$2,10.10^{-4}$	$9,62.10^4$	$2,09.10^1$
05	$1,14.10^{10}$	0,01382	$2,70.10^{-4}$	$1,72.10^5$	$4,14.10^1$
07	$1,05.10^{10}$	0,01164	$2,40.10^{-4}$	$9,89.10^4$	$3,11.10^1$
08	$1,09.10^{10}$	0,01514	$5,40.10^{-4}$	$2,28.10^5$	$3,86.10^1$

Tabela C.5 – Módulo de Elasticidade, a espessura e a inclinação da reta (m_i) e suas incertezas de vigas compósitas com fios de Ni-Ti na martensita (M) e na austenita (A).

CP	E_{vigaM} (Pa)	E_{vigaA} (Pa)	h (m)	S_h (m)	m_M (N/m)	S_{mM} (N/m)	m_A (N/m)	S_{mA} (N/m)
11	$9,50.10^9$	$1,01.10^{10}$	0,01229	$3,70.10^{-4}$	$1,01.10^5$	$2,24.10^3$	$1,08.10^5$	$1,08.10^5$
12	$9,77.10^9$	$9,91.10^9$	0,01437	$3,10.10^{-4}$	$1,57.10^5$	$5,03.10^3$	$1,59.10^5$	$1,59.10^5$
13	$8,60.10^9$	$9,38.10^9$	0,01255	$1,40.10^{-4}$	$1,60.10^5$	8,92	$1,63.10^5$	$1,63.10^5$
14	$1,16.10^{10}$	$1,21.10^{10}$	0,01376	$2,20.10^{-4}$	$1,84.10^5$	$1,61.10^1$	$2,14.10^5$	$2,14.10^5$
15	$1,28.10^{10}$	$1,29.10^{10}$	0,01141	$1,50.10^{-4}$	$2,35.10^5$	$1,52.10^1$	$2,37.10^5$	$2,37.10^5$
16	$1,16.10^{10}$	$1,17.10^{10}$	0,01240	$1,30.10^{-4}$	$2,15.10^5$	$2,52.10^1$	$2,35.10^5$	$2,35.10^5$

Tabela C.6 – Incertezas associadas ao módulo de elasticidade de vigas compósitas sem e com fios (aramé e Ni-Ti).

Vigas compósitas	$\bar{S}_{E_{viga}}$ a 25 °C (Pa)	$\bar{S}_{E_{viga}}$ a 69 °C (Pa)
sem fios	$\pm 1,06.10^9$	-----
com 8 fios de arame	$\pm 1,34.10^9$	-----
com 8 fios de Ni-Ti na martensita	$\pm 1,10.10^9$	$\pm 1,16.10^9$
Com 8 fios de Ni-Ti na austenita	$\pm 8,38.10^8$	$\pm 8,54.10^8$

APÊNDICE D

CÓDIGO EM MATLAB DE SIMULAÇÃO ANALÍTICA DE BARRAS COMPÓSITAS ISOTRÓPICAS E HÍBRIDAS SOB TRAÇÃO

% ISOTRÓPICAS

% Limpando a tela

```
clear all
clc
```

% Características geométricas da barra

```
h = 3.89; % espessura da barra (mm);
b = 31.4; % largura da barra (mm)
L = 141.28; % comprimento útil da barra (mm)
```

% Módulo efetivo à tração da barra pela fórmula de Mendonça (2005)

```
RO_v = 2.54; % densidade da fibra de vidro-E (g/cm³);
RO_sma = 6.45; % densidade do fio de Ni-Ti (g/cm³)
RO_e = 1.1; % densidade do epóxi (g/cm³)
V_barra = L*b*h*10^-3; % volume da barra no comprimento útil (cm³)
N = 8; % número de mantas de fibras curtas de vidro-E
M_v = 4*N*L/300; % massa de fibras de vidro-E no comprimento útil (g)
V_vidro = M_v/(RO_v*V_barra); % fração volumétrica de fibras curtas de vidro-E
V_e = 1 - V_sma; % fração volumétrica de epóxi
RO_barra = RO_v*V_vidro+RO_e*V_e; % densidade no comprimento útil da barra (g/cm³)
M_barra = RO_barra*V_barra; % massa no comprimento útil da barra (g);
E_ev = (3.44+28.2*V_vidro+21.6*V_vidro^4)*10^3; % módulo da barra (MPa)
```

% Apresentação dos Resultados

```
disp([' V_e = ',num2str(V_e)])
disp([' V_vidro = ',num2str(V_vidro)])
disp([' RO_barra = ',num2str(RO_barra) ' g/cm³ ' ])
disp([' M_barra = ',num2str(M_barra) ' g '])
disp([' E_ev = ',num2str(E_ev) ' MPa '])
```

% HÍBRIDAS ORTOTRÓPICAS (SMAHC)

% Características geométricas da barra

```
N_f = 8; % número de fios de Ni-Ti na camada 1
h = 3.89; % espessura da barra (mm);
b = 31.4; % largura da barra (mm)
L = 142.26; % comprimento útil da barra (mm)
d = 1.05; % diâmetro do fio de Ni-Ti (mm)
```

% Módulo da camada 1 (de fios) na martensita e austenita pela Regra das Misturas

$$\begin{aligned}
 EM_{sma} &= 22.6 \cdot 10^3; & \% \text{ módulo do fio de NiTi na martensita (MPa)} \\
 EA_{sma} &= 48.4 \cdot 10^3; & \% \text{ módulo do fio de NiTi na austenita (MPa)} \\
 E_e &= 3.5 \cdot 10^3; & \% \text{ módulo do epóxi (MPa)} \\
 V_{sma1} &= N_f \cdot \pi \cdot d / (4 \cdot b); & \% \text{ fração volumétrica do fio de Ni-Ti na camada 1} \\
 V_{e1} &= 1 - V_{sma1}; & \% \text{ fração volumétrica de epóxi na camada 1} \\
 E_1M &= V_{sma1} \cdot EM_{sma} + V_{e1} \cdot E_e; & \% \text{ módulo na martensita da camada 1 (MPa)} \\
 E_1A &= V_{sma1} \cdot EA_{sma} + V_{e1} \cdot E_e; & \% \text{ módulo na austenita da camada 1 (MPa)}
 \end{aligned}$$

% Módulo efetivo à tração da barra na martensita e austenita pela Regra das Misturas

$$\begin{aligned}
 RO_v &= 2.54; & \% \text{ densidade da fibra de vidro-E (g/cm}^3\text{);} \\
 RO_{sma} &= 6.45; & \% \text{ densidade do fio de Ni-Ti (g/cm}^3\text{)} \\
 RO_e &= 1.1; & \% \text{ densidade do epóxi (g/cm}^3\text{)} \\
 V_{sma} &= N_f \cdot \pi \cdot d^2 / (4 \cdot b \cdot h); & \% \text{ fração volumétrica global do fio de Ni-Ti;} \\
 v_{barra} &= L \cdot b \cdot h \cdot 10^{-3}; & \% \text{ volume da barra no comprimento útil (cm}^3\text{)} \\
 N &= 6; & \% \text{ número de mantas de fibras curtas de vidro-E} \\
 M_v &= 4 \cdot N \cdot L / 300; & \% \text{ massa de fibras de vidro-E no comprimento útil (g)} \\
 V_{vidro} &= M_v / (RO_v \cdot v_{barra}); & \% \text{ fração volumétrica de fibras curtas de vidro-E} \\
 V_e &= 1 - (V_{sma} + V_{vidro}); & \% \text{ fração volumétrica de epóxi} \\
 RO_{barra} &= RO_v \cdot V_{vidro} + RO_e \cdot V_e + RO_{sma} \cdot V_{sma}; & \% \text{ dens. no comp. útil da barra (g/cm}^3\text{)} \\
 M_{barra} &= RO_{barra} \cdot v_{barra}; & \% \text{ massa no comprimento útil da barra (g);} \\
 V_1 &= d/h; & \% \text{ fração volumétrica da camada 1 (de fios)} \\
 V_2 &= 1 - V_1; & \% \text{ fração volumétrica das camadas de epóxi/vidro-E} \\
 E_{ev} &= (3.44 + 28.2 \cdot V_{vidro} + 21.6 \cdot V_{vidro}^4) \cdot 10^3; & \% \text{ módulo das camadas de} \\
 & & \text{epóxi/vidro-E (Medonça, 2005) (MPa)} \\
 EM &= E_{ev} \cdot V_2 + EM \cdot (1 - V_2); & \% \text{ módulo efetivo na martensita da barra (MPa)} \\
 EA &= E_{ev} \cdot V_2 + EA \cdot (1 - V_2); & \% \text{ módulo efetivo na austenita da barra (MPa)}
 \end{aligned}$$

% Diferença percentual do módulo efetivo da martensita para austenita da barra

$$DelE = (EA - EM) \cdot 100 / EM;$$

% Apresentação dos Resultados

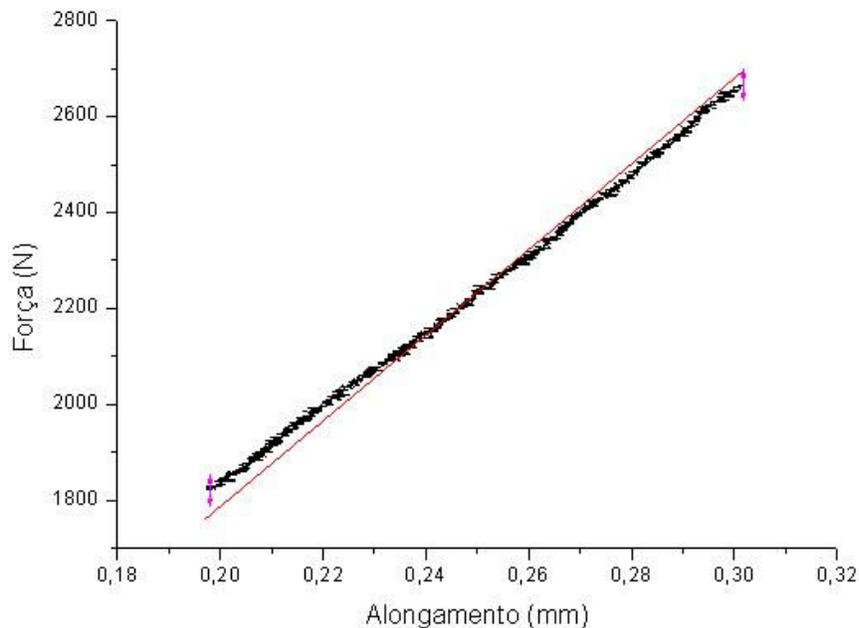
```

disp([' Vsma1 = ', num2str(Vsma1)])
disp([' Ve1 = ', num2str(Ve1)])
disp([' E1M = ', num2str(E1M) ' MPa' ])
disp([' E1A = ', num2str(E1A) ' MPa' ])
disp([' Ve = ', num2str(Ve)])
disp([' Vvidro = ', num2str(Vvidro)])
disp([' Vsma = ', num2str(Vsma)])
disp([' RObarra = ', num2str(RObarra) ' g/cm3' ])
disp([' Mbarra = ', num2str(Mbarra) ' g' ])
disp([' Eev = ', num2str(Eev) ' MPa' ])
disp([' EM = ', num2str(EM) ' MPa' ])
disp([' EA = ', num2str(EA) ' MPa' ])
disp([' DelE = ', num2str(DelE) ' %' ])

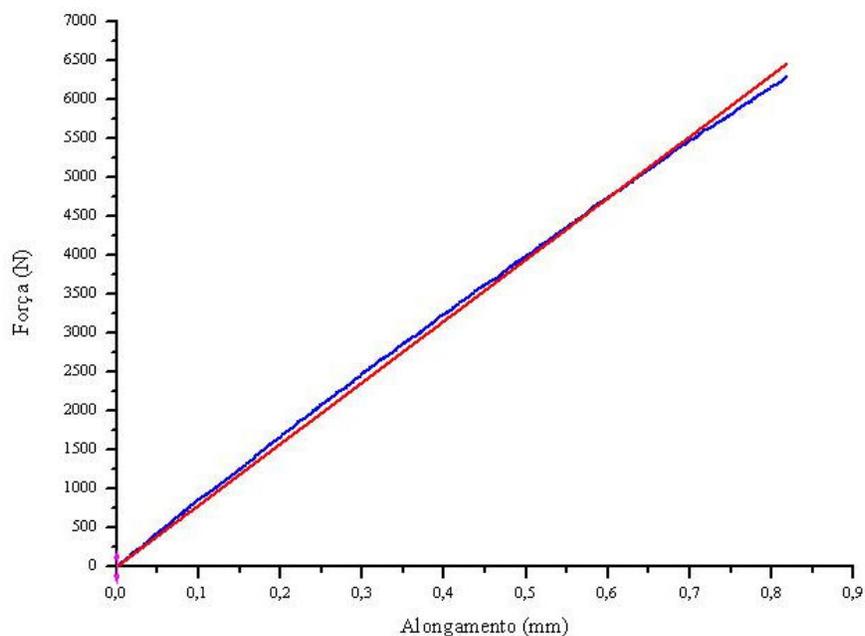
```

APÊNDICE E

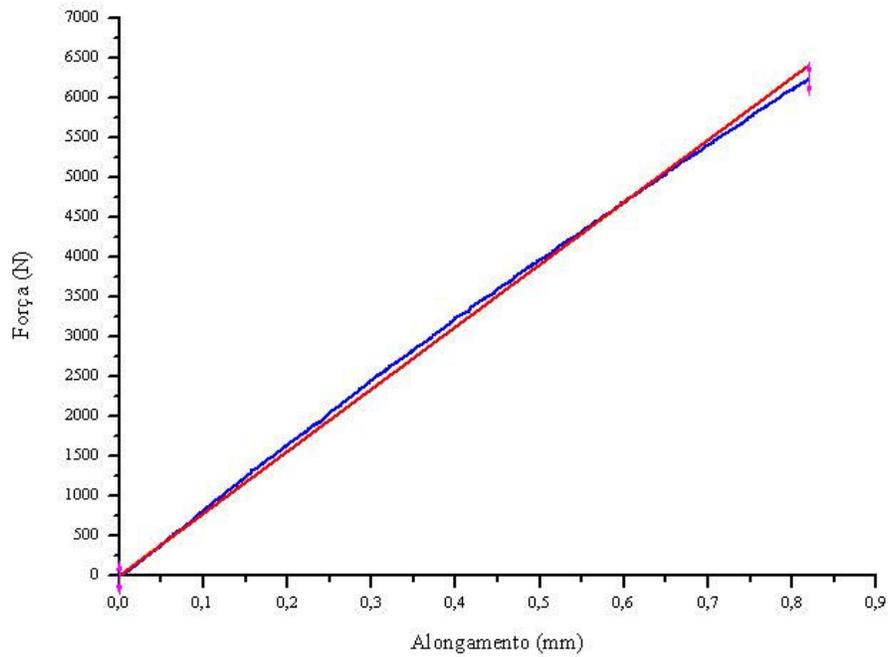
Neste apêndice, são mostrados os ajustes do trecho linear pelo Método dos Mínimos Quadrados de todas barras sob tração, em relação às Figuras 5.16 a 5.23 da subseção 5.1.3.



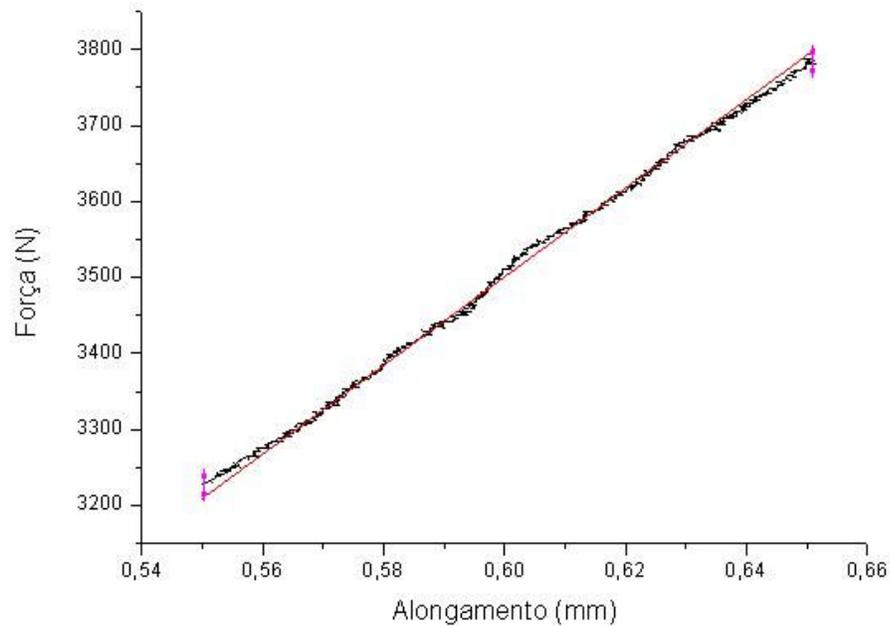
5.16b - Gráfico da Força versus Alongamento do trecho linear da Figura 4.18 com ajuste pelo Método dos Mínimos Quadrados de 0,99987 com a rigidez de $k = 8934,28$ N/mm.



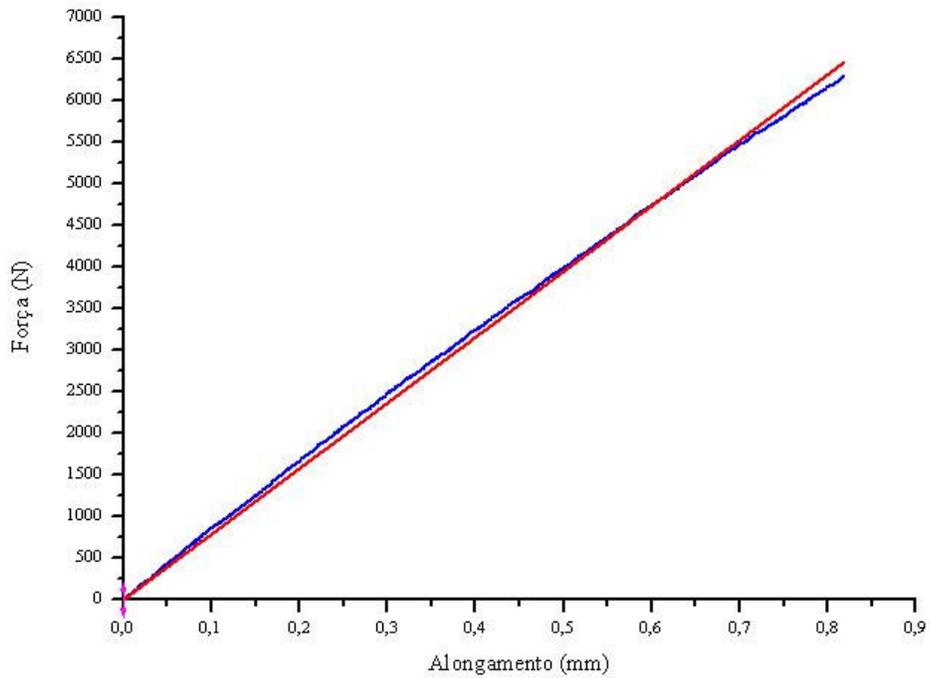
5.17b - Gráfico da Força versus Alongamento do trecho linear da Figura 4.19a com ajuste pelo Método dos Mínimos Quadrados de 0,99955 com a rigidez de $k = 7899,76$ N/mm.



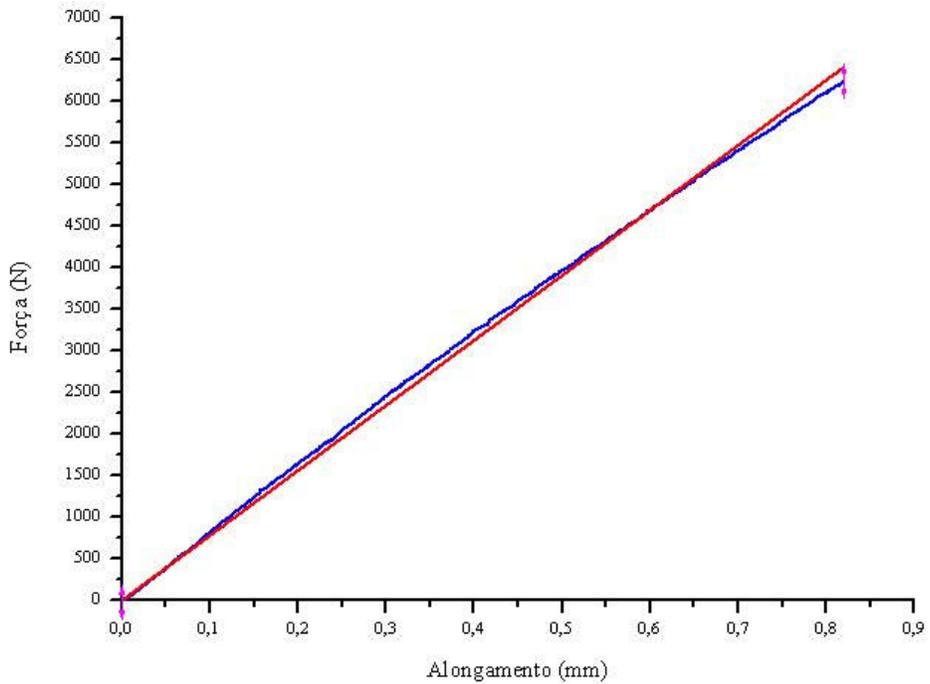
5.18b - Gráfico da Força versus Alongamento do trecho linear da Figura 4.20a com ajuste pelo Método dos Mínimos Quadrados de 0,99955 com a rigidez de $k = 7824,67 \text{ N/mm}$.



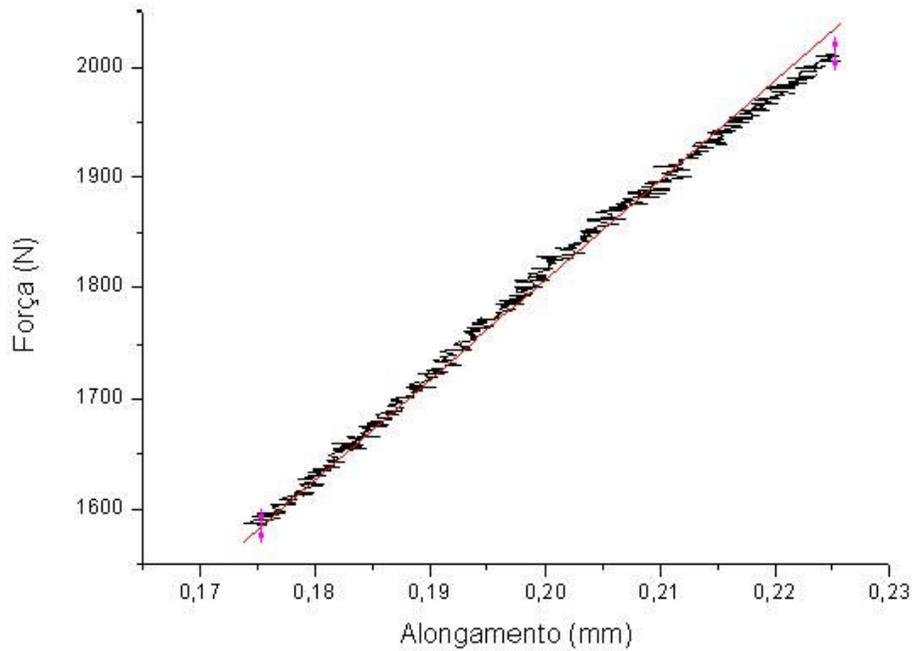
5.19b - Gráfico da Força versus Alongamento do trecho linear da Figura 4.21a com ajuste pelo Método dos Mínimos Quadrados de 0,9999 com a rigidez de $k = 6294,20 \text{ N/mm}$.



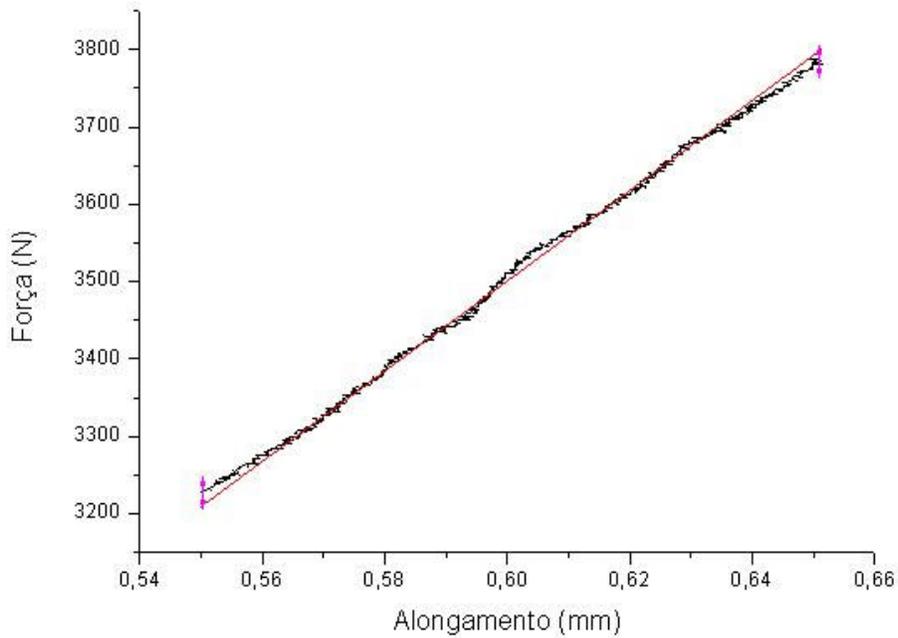
5.20b - Gráfico da Força versus Alongamento do trecho linear da Figura 4.22 com ajuste pelo Método dos Mínimos Quadrados de 0,99955 com a rigidez de $k = 7948,92 \text{ N/mm}$



5.21b - Gráfico da Força versus Alongamento do trecho linear da Figura 4.23a com ajuste pelo Método dos Mínimos Quadrados de 0,99955 com a rigidez de $k = 7824,67 \text{ N/mm}$.



5.22b - Gráfico da Força versus Alongamento do trecho linear da Figura 4.24a com ajuste pelo Método dos Mínimos Quadrados de 0,99997 com a rigidez de $k=9036,37$ N/mm



5.23b - Gráfico da Força versus Alongamento do trecho linear da Figura 4.25a com ajuste pelo Método dos Mínimos Quadrados de 1,00000 com a rigidez de $k=5835,19$ N/mm

APÊNDICE F

CÓDIGO DO ANSYS PARA VIBRAÇÕES LIVRES DE VIGAS COM OS ELEMENTOS BEAM189, SHELL281 E SOLID186

```
% BEAM189

/BATCH
/COM,ANSYS RELEASE 12.1  UP20091102    11:57:34  12/22/2011
/input,menust,tmp,",,,,,,,,,,,,,1
/GRA,POWER
/GST,ON
/PLO,INFO,3
/GRO,CURL,ON
/CPLANE,1
/REPLOT,RESIZE
WPSTYLE,,,,,,,,,0
/PREP7
!*
ET,1,BEAM189
C=0.30009
b=0.0314
h=0.01376
Ef=14.91e9
nu=0.2998
ro=1566
div=100
mode=10
!*
!*
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,EX,1,,Ef
MPDATA,PRXY,1,,nu
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,DENS,1,,ro
K,1,0,0,0,
K,2,C,0,0,
LSTR, 1, 2
SECTYPE, 1, BEAM, RECT, , 0
SECOFFSET, CENT
SECDATA,b,t,0,0,0,0,0,0,0
FLST,5,1,4,ORDE,1
FITEM,5,1
CM,_Y,LINE
LSEL, , , ,P51X
CM,_Y1,LINE
CMSEL,,_Y
```

```

!*
LESIZE,_Y1, , ,div, , , , ,1
!*
LMESH,    1
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,2
!*
!*
MODOPT,LANB,10
EQSLV,SPAR
MXPAND,0, , ,0
LUMPM,0
PSTRES,0
!*
MODOPT,LANB,mode,1,0, ,OFF
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET,LIST
FINISH
! /EXIT,ALL

% SHELL281

/BATCH
/COM,ANSYS RELEASE 12.1  UP20091102    12:18:27  12/22/2011
/input,menust,tmp,",,,,,,,,,,,,,1
/GRA,POWER
/GST,ON
/PLO,INFO,3
/GRO,CURL,ON
/CPLANE,1
/REPLOT,RESIZE
WPSTYLE,,,,,,,,,0
/REP7
!*
ET,1,SHELL281
!*
!*
C=0.30
b=0.0254
h=0.005
Ef=200e9
nu=0.30
ro=7800
divC=200
divb=40

```

```

mode=10
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,EX,1,,Ef
MPDATA,PRXY,1,,nu
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,DENS,1,,ro
BLC5,0,0,C,b
sect,1,shell,,
secdata, t,1,0.0,3
secoffset,MID
seccontrol,,,, , , ,
FLST,5,2,4,ORDE,2
FITEM,5,2
FITEM,5,4
CM,_Y,LINE
LSEL, , , ,P51X
CM,_Y1,LINE
CMSEL,,_Y
!*
LESIZE,_Y1, , ,divb, , , , ,1
!*
FLST,5,2,4,ORDE,2
FITEM,5,1
FITEM,5,3
CM,_Y,LINE
LSEL, , , ,P51X
CM,_Y1,LINE
CMSEL,,_Y
!*
LESIZE,_Y1, , ,divC, , , , ,1
!*
CM,_Y,AREA
ASEL, , , , 1
CM,_Y1,AREA
CHKMSH,'AREA'
CMSEL,S,_Y
!*
MSHKEY,1
AMESH,_Y1
MSHKEY,0
!*
CMDELE,_Y
CMDELE,_Y1
CMDELE,_Y2
!*
FINISH
/SOL
!*

```

```

ANTYPE,2
!*
!*
MODOPT,LANB,10
EQSLV,SPAR
MXPAND,0,,0
LUMPM,0
PSTRES,0
!*
MODOPT,LANB,mode,1,0, ,OFF
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
SET,LIST
FINISH
! /EXIT,ALL

% SOLID186

/BATCH
/COM,ANSYS RELEASE 12.1  UP20091102    12:34:22  12/22/2011
/input,menust,tmp,",,,,,,,,,,,,,1
/GRA,POWER
/GST,ON
/PLO,INFO,3
/GRO,CURL,ON
/CPLANE,1
/REPLOT,RESIZE
WPSTYLE,,,,,,,,0
/PREP7
!*
ET,1,SOLID186
!*
!*
C=0.309
b=0.0314
h=0.01038
Ef=13.97e9
nu=0.3099
ro=1593
divC=30
divb=3
mode=10
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,EX,1,,Ef
MPDATA,PRXY,1,,nu
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0

```

```

MPDATA,DENS,1,,ro
BLC5,0,0,C,b,t
FLST,5,2,4,ORDE,2
FITEM,5,1
FITEM,5,3
CM,_Y,LINE
LSEL, , , ,P51X
CM,_Y1,LINE
CMSEL,,_Y
!*
LESIZE,_Y1, , ,divb, , , , ,1
!*
FLST,5,2,4,ORDE,2
FITEM,5,2
FITEM,5,4
CM,_Y,LINE
LSEL, , , ,P51X
CM,_Y1,LINE
CMSEL,,_Y
!*
LESIZE,_Y1, , ,divC, , , , ,1
!*
CM,_Y,VOLU
VSEL, , , , 1
CM,_Y1,VOLU
CHKMSH,'VOLU'
CMSEL,S,_Y
!*
MSHAPE,0,3d
MSHKEY,1
VMESH,_Y1
MSHKEY,0
!*
CMDELE,_Y
CMDELE,_Y1
CMDELE,_Y2
!*
FINISH
/SOL
!*
ANTYPE,2
!*
!*
MODOPT,LANB,10
EQLV,SPAR
MXPAND,0, , ,0
LUMPM,0
PSTRES,0
!*
MODOPT,LANB,mode,1,0, ,OFF

```

```
/STATUS,SOLU  
SOLVE  
FINISH  
/POST1  
SET,LIST  
FINISH  
!/EXIT,ALL
```

APÊNDICE G

CÓDIGO EM MATLAB PARA VIBRAÇÕES LIVRES PELO MÉTODO RAYLEIGH-RITZ DE VIGA SMAHC

```

% Limpando a tela

clear all
close all
clc

% Propriedades e características geométricas da viga SMAHC (CP11)

EM=9.53e9;           % modulo na martensita da viga (MPa)
EA=10.25e9;          % módulo na austenita da viga (MPa)
C=300e-3;            % comprimento da viga (m)
b=31.4e-3;           % largura da viga (m)
h=12.29e-3;          % espessura da viga (m)
Iyy=b*h^3/12;        % inércia de área em relação ao eixo y (m4)
D11M=EM*Iyy;         % coeficiente de rigidez flexural na martensita da viga (MPa.m2)
D11A=EA*Iyy;         % coeficiente de rigidez flexural na austenita da viga (MPa.m2)
dens=1527;           % densidade da viga (kg/m3)
AR=b*h;              % área da seção transversal da viga (m2)

% Algoritmo para determinação das frequências naturais na martensita e austenita do CP11

modos = 7;
alfa = zeros([modos modos]); % variável associada a rigidez flexural da viga
beta = zeros([modos modos]); % variável associada a inércia da viga

for j=1:modos
    for n=1:modos
        l1=pi*(2*n+1)/2; % variável dos argumentos das funções Zn(x) e Zn''(x)
        l2=pi*(2*j+1)/2; % variável dos argumentos das funções Zj(x) e Zj''(x)
        B1=-cosh(l1)/(sinh(l1)+(-1)^n); % coeficiente da funções Zn(x) e Zn''(x)
        B2=-cosh(l2)/(sinh(l2)+(-1)^j); % coeficiente da funções Zj(x) e Zj''(x)

        if n~=j
            A=((B1*B2+1)*sinh(l1+l2)+(B1+B2)*(cosh(l1+l2)-(-1)^(n+j+1)))/(2*(l1+l2));
            F=((B1*B2-1)*sinh(l1-l2)-(B1-B2)*(cosh(l1-l2)-(-1)^(n-j)))/(2*(l1-l2));
            D=-((B2*l2+B1*l1)*((-1)^j*sinh(l1)+(-1)^n*sinh(l2)))/(l1^2+l2^2);
            E=-((B1*B2*l2+l1)*(-1)^j*cosh(l1)+(B1*B2*l1+l2)*(-1)^n*cosh(l2))/(l1^2+l2^2);
            alfa(n,j)=(l1^2)*(l2^2)*(A+F+D+E)/(C^4); % solução da integral em x [0,C] do
                % produto Zj''(x).Zn''(x) para n≠j
            beta(n,j)=A+C-D-E; % solução da integral em x [0,C] do
                % produto Zj(x).Zn(x) para n≠j
        end
    end
end

```

```

G=B1*cosh(2*11)+((B1^2+1)*sinh(2*11)/2);
H=-((4*B1*sinh(11)+2*(B1^2+1)*cosh(11))*(-1)^n);
I=2*B1^2*11+B1;
alfa(n,j)=11^3*(F+G+H)/(2*C^4);    % solução da integral em x [0,C] do produto
                                     Z_j(x).Z_n(x) para n=j

beta(n,j)=(G-H+I)/(2*11);          % solução da integral em x [0,C] do produto
                                     Z_j(x).Z_n(x) para n=j

end
end
end

km = D11M.*alfa;                    % matriz de rigidez da viga na martensita
KM = sum(km);                        % soma dos primeiros sete termos da série
ka = D11A.*alfa;                    % matriz de rigidez da viga na austenita
KA = sum(ka);                        % soma dos primeiros sete termos da série
m = beta.*dens.*AR;                 % matriz de inércia da viga
M = sum(m);                          % soma dos primeiros sete termos da série
FM =(1/(2*pi))*sqrt(KM./M);         % elemento de vetor das frequências
                                     naturais na martensita
FA=(1/(2*pi))*sqrt(KA./M);         % elemento de vetor das frequências
                                     naturais na austenita

fid = fopen('exp.txt','w');
fprintf(fid,'Apresentação das Frequências Naturais para as condições de contorno livre-
livre:\n\n');
fprintf(fid,'Modos de Vibração \t Freq Nat na Martensita (HZ) \t Freq Nat na Austenita
(HZ)\n');

for i=1:modos
    fprintf(fid,'%d \t\t\t\t %0.2f \t\t\t\t\t %0.2f\n',i,FM(i),FA(i));
end
fclose(fid);
type exp.txt

```

Apresentação das frequências naturais para as condições de contorno livre-livre:

Modos de Vibração	Freq Nat na Martensita (Hz)	Freq Nat na Austenita (Hz)
1	341.50	354.16
2	975.77	1011.96
3	1882.86	1952.69
4	3132.41	3248.59
5	4679.51	4853.06
6	6535.40	6777.78
7	8714.11	9037.30
8	11166.47	11580.61