

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA**

**PROJETO E FABRICAÇÃO DE TUBOS COMPÓSITOS EM FIBRAS DE
CARBONO/EPÓXI PARA PRÓTESES TRANSTIBIAIS POR MOLDAGEM
COM *BLADDER***

ALAN TÚLIO DOMINGUES MARTINS

Itajubá, 14 de Agosto de 2015

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA**

ALAN TÚLIO DOMINGUES MARTINS

**PROJETO E FABRICAÇÃO DE TUBOS COMPÓSITOS EM FIBRAS DE
CARBONO/EPÓXI PARA PRÓTESES TRANSTIBIAIS POR MOLDAGEM
COM *BLADDER***

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica como parte dos requisitos para obtenção do Título de Mestre em Ciências em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: Projeto e fabricação

Orientador: Prof. Dr. Antonio Carlos Ancelotti Júnior

Itajubá, 14 de Agosto de 2015

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

ALAN TÚLIO DOMINGUES MARTINS

PROJETO E FABRICAÇÃO DE TUBOS COMPÓSITOS EM FIBRAS DE
CARBONO/EPÓXI PARA PRÓTESES TRANSTIBIAIS POR MOLDAGEM
COM *BLADDER*

Dissertação aprovada por banca examinadora em 14 de
Agosto de 2015, conferindo o título de *Mestre em*
Ciências em Engenharia Mecânica.

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Antonio Carlos Ancelotti Júnior
Prof. Dr. José Juliano de Lima Junior
Prof. Dr. Maria Odila Hilário Cioffi

Itajubá

2015

Dedicatória

*Aos meus pais,
pela dedicação, amor e esforço incondicional.*

*Aos meus irmãos,
pelo incentivo e amizade.*

*À Luciana,
pelo apoio, companheirismo e amor.*

Agradecimentos

A toda minha família, pelo incentivo e suporte durante todos estes anos, principalmente aos meus pais e meus irmãos, pela confiança e compreensão da minha omissão muitas vezes.

Ao meu amigo Carlos Andrés, pela amizade, incentivo e ajuda incondicional.

Ao meu orientador e amigo, prof. Dr. Antonio Carlos Ancelotti Júnior, pelo valioso conhecimento transmitido, persistência e confiança no meu trabalho.

Aos amigos, prof. MsC. Loïc René Le Bourlegat e Gabriel Barban, pela dedicação e ajuda neste trabalho, além dos conhecimentos transmitidos.

Ao Núcleo de Tecnologia em Compósitos da UNIFEI pelo apoio nesta pesquisa e as amizades cultivadas nele.

Aos professores e funcionários do Instituto de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Itajubá, os quais tiveram disponibilidade e paciência para auxiliar e apoiar-me nesta jornada.

Aos meus amigos desde os tempos do SEBRAE, pelos tempos de descontração e apoio nos momentos necessários.

A FAPEMIG pelo apoio financeiro que permitiu a realização deste trabalho.

“Once you stop learning, you start dying”

Albert Einstein

RESUMO

MARTINS, A.T.D. (2015), Projeto e fabricação de tubos compósitos em fibras de carbono/epóxi para próteses transtibiais por moldagem com *bladder*, Itajubá, 131 p. Dissertação, Mestrado em Projeto e Fabricação – Instituto de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá.

O presente trabalho utilizou-se da moldagem por *bladder* (BIM) com material pré-impregnado unidirecional em fibras de carbono/epóxi de cura rápida, para a fabricação de tubos compósitos para próteses transtibiais. A moldagem por *bladder* foi escolhida por permitir a fabricação de compósitos estruturais a partir de ferramental simples, devido às baixas pressões de processamento necessárias, a processabilidade do material pré-impregnado e apenas a uma referência na literatura fabricação de tubos para próteses por BIM. Este trabalho utilizou *software* de elementos finitos para otimização da sequência de empilhamento das camadas, analisando 19 tipos de configuração em *software*, de maneira a resistir os carregamentos requisitados na norma NBR ISO 10328, com o menor número de camadas possível. Assim, diminuindo o material pré-impregnado utilizado na fabricação dos tubos, conseguiu-se obter no presente trabalho um produto com custo de fabricação reduzido, deixando-o mais competitivo apesar do elevado valor do pré-impregnado, e com a menor relação de densidade linear obtido na literatura e entre os tubos comerciais. Os tubos fabricados neste trabalho suportaram os carregamentos estáticos (compressão e torção) e de compressão em fadiga por 3×10^6 ciclos com frequência de 12 Hz, sendo que em compressão estática os tubos resistiram 4 vezes mais do que necessário. Em ensaios de fadiga, os tubos reduziram apenas 4% da resistência mecânica à compressão em ensaios de resistência residual. Caracterizações térmicas/termomecânicas por DSC e DMA, microscopia ótica, medidas lineares e de volume de fibras/vazios por digestão ácida, foram utilizadas para evidenciar a qualidade e robustez do processo empregado. Além disso, técnicas para análise e acompanhamento de danos em fadiga, como análise de vibração, medidas da rigidez mecânica e de histerese, e análise de falhas por MEV, foram utilizadas.

Palavras-chave: BIM, moldagem com *bladder*, tubo para prótese transtibial, NBR ISO 10328

ABSTRACT

MARTINS, A.T.D. (2015), Design and manufacture of composite tubes of carbon fiber/epoxy to transtibial prosthesis by Bladder Inflation Molding, Itajubá, 131 p. Dissertation, Master in Mechanical Engineering - Institute of Mechanical Engineering, Federal University of Itajubá.

The present work used the bladder inflation molding (BIM) combined with unidirectional carbon fiber / epoxy rapid healing prepreg, for the manufacture of composite tubes for transtibial prosthesis. The BIM process was chosen for allow the fabrication of structural composites from simple tools, due to low processing pressures required, the workability with prepreg material and there is only one work in the literature to manufacture pipes for prostheses by BIM. This study employed the finite element *software* to optimize the stacking sequence of the layers, analyzing 19 types of *software* configuration in order to withstand the loads required in the standard ISO 10328, to the smaller number of layers as possible. Thus, decreasing the prepreg material used in the manufacture of the tubes, it is possible to obtain a product with a reduced manufacturing cost, making it more competitive despite the high value of the prepreg, and the lower linear density ratio obtained in literature and among commercial tubes. The tubes manufactured in this paper supported static loads (compression and torsion) and compression fatigue after 3×10^6 cycles at a frequency of 12 Hz, and in static compression the tubes withstood four times as much as necessary. In fatigue tests, the tubes reduced only 4% of mechanical resistance in compression residual stress tests. Thermal/ thermomechanical characterizations by DSC and DMA, optical microscopy, linear measurements and volume of fibers / voids by acid digestion were used to highlight the quality and robustness of the process employed. In addition, techniques for analyzing and monitoring damage in fatigue, as vibration analysis, measurements of mechanical rigidity and hysteresis, and failure analysis by SEM were used in this research.

Key words: BIM, bladder inflation molding, transtibial prosthesis pylon, ISO 10328

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Ilustração esquemática de um processo de enrolamento filamentar. Os principais componentes são listados a seguir: (PANDITA et al., 2013).	14
Figura 2.2 – Representação esquemática de um processo de pultrusão (CHANDRASHEKHARA et al., 2005).....	16
Figura 2.3. Moldagem por centrifugação, processo HOBAS (SCOTT, 2000).....	18
Figura 2.4 – Representação esquemática do processo RTM.....	18
Figura 2.5 – Representação do processo de fabricação de componentes ocas em compósitos utilizando moldagem por <i>bladder</i> , adaptado de (ANDERSON & ALTAN, 2014a).	20
Figura 2.6 – Moldagem por <i>bladder</i> combinada com o processo de RTM para a fabricação de estruturas ocas em compósitos reforçados por fibras (LEHMANN & MICHAELI, 1998).....	22
Figura 2.7 – Parâmetros de carga cíclica para o ensaio de fadiga (NBR ISO 10328).....	27
Figura 2.8 – Diferenças entre os ensaios de fadiga com controle de tensão e com controle de deformação (Ancelotti Jr, 2011).	38
Figura 2.9 – Degradação da resistência e rigidez do compósitos durante uma amplitude de carregamento constante (Vassilopoulos e Keller, 2011).	40
Figura 2.10 - Degradação da rigidez normalizada (desenvolvimento dos danos) de um laminado compósito sob fadiga, como função de um ciclo de vida normalizado para diferentes níveis de tensão aplicadas (OSTI DE MORAES et al., 2015).	41
Figura 2.11 – Análise do fator de amortecimento entre um compósito sem dano e outro com dano em impacto (KIRAL et al., 2012)	44
Figura 2.12 – Resultado de DSC para uma resina não curada (KESSLER, 2004).....	47
Figura 3.1 – Fluxograma das atividades realizadas no trabalho até o produto final (tubo) otimizado.....	53
Figura 3.2 – Imagem ilustrativa da mesa de usinagem do tipo Router marca <i>Excitech</i> ®, modelo SHG1212.	54
Figura 3.3 – Acabamento do molde desbastado.	55
Figura 3.4 – Molde acabado com as laterais de fechamento.	55

Figura 3.5 - Representação esquemática da montagem da bolsa de vácuo (ANCELOTTI JR., 2011).....	57
Figura 3.6 – Laminado sendo processado com bolsa de vácuo dentro da estufa.....	57
Figura 3.7 – Máquina de compressão em processo de cura dos tabs.	58
Figura 3.8 – Placa para ensaio de tração à 0° sendo cortada em corpos-de-prova nas dimensões especificadas.	59
Figura 3.9 – Corpos-de-prova para ensaios de tração à 0°.....	60
Figura 3.10 - Corpos-de-prova para ensaios de tração à 90°.....	60
Figura 3.11 - Corpos-de-prova para ensaios de compressão à 0°.....	60
Figura 3.12 - Corpos-de-prova para ensaios de compressão à 90°.....	61
Figura 3.13 - Corpos-de-prova para ensaios de cisalhamento no plano $\pm 45^\circ$	61
Figura 3.14 - Preparação do corpo-de-prova para compressão com as marcas de tinta branca longitudinais para análise por vídeo extensômetro.....	63
Figura 3.15 – Montagem do corpo-de-prova à 90° para ensaio de compressão.....	64
Figura 3.16 – Modelagem da geometria do tubo pelo tipo casca.	66
Figura 3.17 – Aplicação do torque pelo nó central.....	67
Figura 3.18 – Aplicação da carga de compressão distribuída entre os nós.....	68
Figura 3.19 – Detalhe do engastamento dos nós na circunferência inferior do tubo.....	68
Figura 3.20 – Corte do tecido pré-impregnado de acordo com sequência de empilhamento otimizada.	70
Figura 3.21 – Tecidos cortados nas dimensões e orientações requeridas.	70
Figura 3.22 – Aplicação de desmoldante líquido.....	71
Figura 3.23 – Tecido desmoldante aplicado ao bastão de laminação.....	71
Figura 3.24 – Retirada do filme de proteção na última camada de pré-impregnado.	72
Figura 3.25 – Introdução do <i>bladder</i> , com válvulas, no interior do molde.	72
Figura 3.26 – Sistema completo e pronto para início do processo de cura em estufa.	73
Figura 3.27 – Ciclo de cura para a fabricação do tubo e a pressão de expansão do <i>bladder</i>	74
Figura 3.28 – Abertura do molde após cura do compósito.....	74
Figura 3.29 – Amostra de tubo após acabamento e corte.	75
Figura 3.30 – Montagem de amostra do tubo para ensaio de torção.....	76
Figura 3.31 – Preparação da amostra para ensaio de compressão estático.....	78
Figura 3.32 – Montagem do ensaio de vibração sem engaste.	79

Figura 4.1 – Modelagem do tubo com sequência de empilhamento 19 sob carregamento em compressão e o critério de falha.	85
Figura 4.2 - Modelagem do tubo com sequência de empilhamento 19 sob carregamento em torção e o critério de falha.	86
Figura 4.3 – Análise de flambagem por carregamento em compressão.	86
Figura 4.4 – Modelagem da análise modal para aquisição da frequência natural.....	88
Figura 4.5 – Gráfico das amostras ensaiadas estaticamente em torção.	89
Figura 4.6 – Curva Tensão versus Deslocamento para o ensaio de comprovação.	90
Figura 4.7 - Curva Tensão versus Deslocamento para o ensaio de falha em compressão.	91
Figura 4.8 – Análise de falha do tubo 9	91
Figura 4.9 - Análise de falha do tubo 11.....	92
Figura 4.10 – Análise de falha do tubo 13.	92
Figura 4.11 – Curvas de histerese para o tubo 8.....	93
Figura 4.12 - Área e deslocamento máximo normalizados das curvas de histereses em função do número de ciclos normalizados ($N_T=3 \times 10^6$ ciclos).....	94
Figura 4.13 – Módulo de elasticidade na direção longitudinal em função do número de ciclos normalizados ($N_T=3 \times 10^6$ ciclos).....	95
Figura 4.14 – Curvas de Carga versus Deslocamento até a ruptura após ensaios de fadiga.....	96
Figura 4.15 – Análise de falha no tubo 7, em carregamento estático de compressão após fadiga.....	97
Figura 4.16 - Análise de falha no tubo 8, em carregamento estático de compressão após fadiga.....	97
Figura 4.17 - Análise de falha no tubo 10, em carregamento estático de compressão após fadiga.....	97
Figura 4.18 – Imagens do acompanhamento por câmera termográfica em ensaio de fadiga para; a) início do ensaio de fadiga; b) 250 mil ciclos; c) 1 milhão de ciclos e; d) 3 milhões de ciclos.....	98
Figura 4.19 - Ajuste da curva teórica aos dados experimentais para: a) 1 ciclo; b) 5×10^5 ciclos; c) 1×10^6 ciclos; d) 2×10^6 ciclos; e) 3×10^6 ciclos.....	99
Figura 4.20 – Imagens de microscopia ótica para dos tubos compósitos na transversal.	101

Figura 4.21 – Imagens de microscopia ótica (a) e(b) das faces opostas da falha ocorrida no tubo 11 ; (c) e (d) das faces opostas da falha ocorrida no tubo 7; (e) e (f) das faces opostas da falha ocorrida no tubo 10.	102
Figura 4.22 – Diagrama esquemático de uma única fibra em uma lâmina unidirecional sob carregamento de compressão, exemplificando a microflambagem. No lado do côncavo da fibra, a deformação em compressão é esperada ser maior, e a fibra mais susceptível a falha. Adaptado de (Meng, 2015).....	103
Figura 4.23 – Falha do compósito em carregamento de compressão	104
Figura 4.24 – Falha em compressão evidenciando o topo das fibras (na mesma direção do carregamento)	105
Figura 4.25 – Gráfico de DSC para o pré-impregnado antes e depois do ciclo de cura.	106
Figura 4.26 – Curvas de DMA para amostras de laminados compósitos.....	107

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Valores típicos de resistência mecânica, características e aplicações de resinas termorrígidas (MAZUMDAR, 2001)	8
Tabela 2.2 – Comparativo entre os processos de fabricação em tubos compósitos.....	23
Tabela 2.3 – Tabela comparativa entre tubos fabricados por diferentes empresas em alumínio e CFRP	25
Tabela 3.1 – Propriedades física do pré-impregnado Hexply M77/39/UD150/CHS e seus constituintes (HEXCEL COMPOSITES, 2014).	51
Tabela 3.2 – Materiais e consumíveis utilizados na fabricação dos corpos-de-provas para obtenção de propriedades.....	51
Tabela 3.3 - Materiais e consumíveis utilizados na fabricação dos tubos.....	52
Tabela 3.4 – Dimensões dos corpos-de-prova para os ensaios de tração, cisalhamento e compressão	59
Tabela 3.5 – Condições de carregamento	65
Tabela 4.1 – Propriedades dos laminados	84
Tabela 4.2 –Análise da variação do sequência de empilhamento em <i>software</i> de elementos finitos	87
Tabela 4.3 – Fator de amortecimento em função ao número de ciclos em fadiga.....	100
Tabela 4.4 – Valores de calor de reação e grau de cura	106
Tabela 4.5 – Valores de volume de fibras e matriz do pré-impregnado utilizado	108
Tabela 4.6 – Volumes de fibras, matriz e vazios dos tubos.	108
Tabela 4.7 – Valores médios de medidas realizadas em tubos fabricados pelo processo de moldagem por <i>bladder</i>	109
Tabela 4.8 – Quantidade e valor dos materiais utilizadas para fabricação do tubo.....	109
Tabela 4.9 – Tarefas para o processo de laminação e tempo de cada	110
Tabela 4.10 – Equipamento e informações técnicas.....	110
Tabela 4.11 – Percentual em custo para fabricação do tubo.....	111

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

A	Área do calor de reação
A	constante arbitrária para decaimento logarítmico
AVE	Advanced Video Extensometer
B	constante arbitrária para decaimento logarítmico
BACM	<i>Bladder Assisted Composite Manufacturing</i>
BIM	<i>Bladder Inflation Moulding</i>
CAD	<i>Computer-Aided Design</i>
C _D	Custo da depreciação
CDP	Corpo de prova
C _E	Custo da energia elétrica
C _F	Custo total da matéria-prima
CFRP	Carbon Fiber-Reinforced Polymer
C _M	Custo de manutenção para uma única peça
CoFRM	Continuous Filament Random Mat
d	Diâmetro
D	Diâmetro externo
DC	Grau de cura
DMA	Dynamic Mechanical Analysis
DOF	Degrees of Freedom
DSC	Differential Scanning Calorimetry
ϵ	Deformação
E	Módulo de elasticidade
E*	Módulo complexo
E'	Módulo de armazenamento
E''	Módulo de perda
E ₁	Módulo de elasticidade longitudinal
E ₂	Módulo de elasticidade transversal
E _i	Módulo de armazenamento inicial
ϵ_1	Deformação longitudinal
E _n	Enésimo módulo de armazenamento
ϵ_t	Deformação transversal

F	Força de carregamento
f_1 e f_2	Largura da banda de frequência associada com os pontos de meia potência
FEA	Finite Element Analysis
FEM	Finite Element Method
FI	Critério de falha
FINEP	Financiadora de Estudos e Projetos
f_n	Primeira frequência natural do sistema
FRP	Fiber Reinforced Polymer
G	Módulo de cisalhamento
H	Calor de reação da amostra pós cura
H_T	Calor de reação total
IKV	Instituto de Processamento de Plásticos
IR	Infravermelho
L	Comprimento inicial da amostra
Layup	Sequencia de empilhamento do laminado
M_a	Custo total de manutenção do equipamento por ano (300 dias)
M	Massa inicial da amostra,
M_f	Massa do compósito após a digestão ácida
M_i	Massa inicial do compósito
m_i	Área do i -ésimo material
MoS	Margin of Safety
N	Número de ciclos para falha
n	Número de peças produzidas por dia
NCF	Non-Crimp Fabric
NDT	Nondestructive testing
PA12	Poliamida-12
PAN	Poliacrilonitrila
P_E	Valor do equipamento utilizado no processo
PEK	poli(éter cetona)
PEEK	poli(éter éter cetona)
PEI	poli(éter imida)
PES	polietersulfona
P_i	Custo por m^2 do i -ésimo material

P_L	Preço por hora trabalhada de um operador
prepreg	Pré-impregnados
Pylon	Tubos para próteses
r_e	Raio externo
R_E	Taxa de eletricidade
r_i	Raio interno
RTM	Resin Transfer Molding
S_{12}	Resistência ao cisalhamento no plano
SR	Fator de resistência
SRIM	Structural Reaction Injection Molding
S_V	Valor residual do equipamento após um tempo de vida L
t	Espessura
t	Tempo de processamento
T_g	Temperatura de transição vítrea
t_h	Total em minutos das tarefas de produção realizadas
UD	unidirecional
V	Volume de porosidade
VARTM	Vacuum Assisted Resin Transfer Molding
V_m	Volume de matriz
V_r	Volume de fibras
w	Largura
X_{1C}	Resistência à compressão longitudinal
X_{1T}	Resistência à tração longitudinal
X_{2C}	Resistência à tração transversal
X_{2T}	Resistência à compressão transversal
β, γ, δ	transições relativas a comportamento dinamomecânico em temperatura
γ	Deformação em cisalhamento
η	Fator de perda
ν_{12}	Coefficiente de Poisson
ξ	Fator de amortecimento do material
ρ_c	Densidade do compósito
ρ_m	Densidade da matriz
ρ_r	Densidade do reforço
σ_{max}	Tensão máxima em fadiga

σ_{min}	Tensão mínima em fadiga
σ_T	Tensão máxima de ruptura
τ	Resistência ao cisalhamento
τ_d	Período de oscilação amortecido (rad/s)
ν	Coefficiente de Poisson
\dot{y}	Amplitude (mm/s)
ω_n	Frequência natural não amortecida
ω_d	Frequência natural não amortecida

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	OBJETIVOS	3
1.2	LIMITAÇÕES	4
1.3	JUSTIFICATIVAS	4
1.4	DESENVOLVIMENTO DO TRABALHO	5
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	6
2.1	MATERIAIS COMPÓSITOS	6
2.1.1	Resina epóxi	8
2.1.2	Fibras de carbono	9
2.1.3	Pré-impregnados	11
2.2	FABRICAÇÃO EM MATERIAIS COMPÓSITOS: TUBOS	12
2.2.1	Enrolamento Filamentar	13
2.2.2	Pultrusão	15
2.2.3	Centrifugação	17
2.2.4	RTM	18
2.2.5	Moldagem por <i>bladder</i>	19
2.2.6	Comparativo dos processos	23
2.3	PROCESSOS DE FABRICAÇÃO UTILIZADOS PARA TUBOS DE PRÓTESES	23
2.4	PROJETO	26
2.4.1	Requisitos	26
2.4.2	Métodos dos elementos finitos	28
2.4.3	Análise de custos	32
2.5	ENSAIOS	34
2.5.2	Ensaio para controle de qualidade dos tubos	46
3	METODOLOGIA EXPERIMENTAL	50
3.1	MATERIAIS	50
3.2	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	52
3.2.1	Usinagem	53

3.2.2	Caracterização dos laminados	55
3.2.3	Projeto e fabricação dos tubos	65
3.2.4	Ensaio estático - tubos	76
3.2.5	Ensaio cíclico – Fadiga em tubos	78
3.2.6	Ensaio para controle de qualidade	80
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	84
4.1	ENSAIOS PARA OBTENÇÃO DE PROPRIEDADES DOS LAMINADOS	84
4.2	ANÁLISE ESTRUTURAL	84
4.3	ENSAIOS ESTÁTICOS – TUBOS	88
4.3.1	Ensaio de torção	88
4.3.2	Ensaio de compressão	89
4.4	ENSAIOS CÍCLICOS EM COMPRESSÃO – TUBOS	92
4.4.1	Curvas de histerese	92
4.4.2	Resistência residual	95
4.4.3	Ensaio para avaliação de danos.....	98
4.5	ENSAIOS PARA CONTROLE DE QUALIDADE	101
4.5.1	Caracterização por microscopia.....	101
4.5.2	DSC	105
4.5.3	DMA.....	107
4.5.4	Caracterização de volume de fibras e vazio	108
4.5.5	Caracterização por diâmetro externo, espessura e densidade linear.....	108
4.6	CUSTO TOTAL	109
5	CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	112
5.1	CONCLUSÕES	112
5.2	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	113
	APÊNDICES	114
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	123

1 INTRODUÇÃO

O tubo (do inglês pylon) é a estrutura interna ou esqueleto da prótese, que se encontra entre o soquete (parte da prótese que está em contato direto com o coto) e o pé protético (CARROLL & SABOLICH, 1999). Ele tem a função de fornecer apoio estrutural e têm sido tradicionalmente fabricado em materiais metálicos, entre eles titânio e alumínio (SHASMIN et al., 2008). Porém, recentemente têm sido desenvolvidos e fabricados tubos para próteses em compósitos poliméricos reforçados com fibras.

Os materiais compósitos são baseados no conceito de que uma combinação de diferentes materiais podem obter propriedades que os materiais constituintes não podem atingir individualmente (STRONG, 2008). Este conceito foi aplicado para criar uma variedade de materiais compósitos que têm uma ampla gama de propriedades desejáveis superiores aos materiais convencionais. Em geral, o compósito é constituído por uma fase descontínua, chamada de reforço, que tem função de suportar o carregamento mecânico recebido pelo compósito e distribuído pela fase contínua, conhecida como matriz, que, além disso, protege e distribui a fase reforço ao longo do compósito.

Os compósitos classificados como estruturais, com matrizes poliméricas, são materiais de grande interesse para aplicações em engenharia devido à baixa massa específica ($< 2 \text{ g/cm}^3$) aliada à alta resistência mecânica ($\sigma_T > 500 \text{ MPa}$) (PARDINI, 2000). Nos últimos anos, têm-se utilizados pré-impregnados (“prepreg”) para a moldagem ou laminação dos compósitos poliméricos estruturais, e sua utilização na manufatura de artefatos em compósitos estruturais está distribuída, ao nível mundial, nos seguintes ramos da indústria: aeronáutico comercial 60%, defesa e espaço 20%, recreativo 10% e indústrias em geral 10% (REZENDE & BOTELHO, 2000). O pré-impregnado consiste na combinação de uma matriz de resina polimérica com reforços de fibras (na forma de fitas unidirecionais ou tecidos) em um estágio semiacabado, podendo ser utilizado no processo da manufatura de componentes com diferentes geometrias (COSTA et al., 1999).

Os tubos compósitos podem ser manufacturados por diversos processos, e dependem de fatores como a geometria, comprimento, espessura, acabamento e dos requisitos mecânicos da peça final. Além disso, aspectos econômicos devem ser tomados em consideração, já que os custos de cada processo variam significativamente, podendo influenciar no preço final do tubo. Os principais tipos de processos para fabricação de tubo em compósitos são: enrolamento filamental, pultrusão, *braiding*, centrifugação, moldagem por *bladder* e Resin Transfer Molding (Mil HDBK 17, 2002).

O processo de moldagem por *bladder* (BIM, do inglês *Bladder Inflation Moulding*) foi utilizado no presente trabalho para fabricação dos tubos compósitos para próteses transtibiais, com a utilização de pré-impregnado unidirecional em fibras de carbono/epóxi. O processo BIM utiliza-se de um molde externo e uma câmara inflável, conhecida como *bladder*, para definir a forma final da peça. O laminado é enrolado em volta do *bladder*, e o molde é fechado (ALAGIRUSAMY & DAS, 2010). Então, a inflagem do *bladder* é realizada, resultando na compressão do laminado compósito, seguindo na cura em estufa ou prensa. Este processo trabalha com baixas pressões (menores que 10 bares), necessitando de um ferramental simples, o que permite a fabricação de peças ocas de paredes finas em compósitos (LONG, 2006). Este método pode utilizar-se de pré-impregnados ou combinar técnicas de infusão como RTM. Além disso, poucos trabalhos na literatura pesquisaram e desenvolveram tubos compósitos para próteses transtibiais, e apenas um deles utilizou-se da moldagem por *bladder*.

As análises por elementos finitos (FEA, do inglês *Finite Element Analysis*) foram realizadas de maneira otimizar a configuração de empilhamento das camadas, reduzindo esforços e custos com a fabricação de uma quantidade superior de tubos com diferentes sequências de empilhamentos e ensaios, afim de encontrar uma configuração ótima, reduzindo a quantidade de pré-impregnado na laminação e atingindo os requisitos mecânicos ao projeto. Devido às características anisotrópicas e comportamentos não lineares e/ou inelásticos, as análises de peças ou estruturas compósitas demandam a aplicação de método dos elementos finitos (FEM, do inglês *Finite Element Method*) em geral, e devido à complexidade dos cálculos, sendo realizados em softwares comerciais (LAKSHMININARAYANA, 2004).

O procedimento de modelagem computacional usando FEM basicamente consiste em modelagem da geometria, criação de malha (discretização), especificação das propriedades do material e especificação das condições de contorno inicial (LIU & QUEK, 2013). Então, de acordo com os requisitos para análise, a fabricação de

laminados de pré-impregnados foi realizada no presente trabalho, para obtenção de propriedades mecânicas do material em ensaios de tração e compressão. Após a definição das condições de contorno como diâmetro e altura do tubo, de acordo com o projeto, os carregamentos que o tubo deve suportar em esforços estáticos foram retirados da norma NBR ISO 10328, na qual determina o carregamento estático em compressão e torção mínima, além da vida em fadiga, com frequência e ciclo mínimo.

Além de cumprir os requisitos de carregamentos determinados pela norma, o trabalho propôs o acompanhamento dos danos e a influência na rigidez em função da vida em fadiga dos tubos compósitos, por meio de medidas do módulo elástico e das curvas de histerese ao longo de ciclos estabelecidos. Também, técnicas suplementares foram utilizadas durante os ensaios de fadiga, como análise de danos por ensaios de vibração e acompanhamento por câmera termográfica de infravermelho. Análises por microscopia eletrônica de varredura (MEV) foram realizadas após ensaios de compressão estáticos, antes e depois de 3×10^6 ciclos em ensaio de fadiga, com objetivo de verificar os modos de falha do material.

Por fim, realizou-se o cálculo do custo de produção dos tubos compósitos a fim de verificar a viabilidade do processo e comparar com os trabalhos na literatura. As medidas lineares foram realizadas no produto, principalmente de densidade linear, para comparação com os tubos para próteses existentes na literatura e no mercado, além de verificar a robustez do processo por meio dos volumes de fibras e vazios, microscopia ótica e da densidade linear.

1.1 Objetivos

O presente trabalho tem como objetivo fabricar tubos compósitos para próteses transtibiais pelo processo de moldagem por *bladder* utilizando material pré-impregnado unidirecional em fibras de carbono / epóxi e certificando-os de acordo com os requisitos da norma NBR ISO 10328:2002.

Objetivos específicos abrangem a otimização da sequência de empilhamento do tubo a ser manufaturado por meio de análises em *software* de elementos finitos, a predição dos danos a partir da variação do módulo elástico e da técnica de vibração na vida em fadiga, e da resistência mecânica após fadiga por meio da resistência residual. Além disso, avaliação da robustez do processo por medidas de variação de espessura,

volumes de fibras e vazios, e densidade linear. Por fim, análise dos custos recorrentes para o processamento do tubo.

1.2 Limitações

Os fatores que tornaram-se limitantes na execução deste projeto de pesquisa foram:

1. Dificuldade na concepção e fabricação do dispositivo de ensaio de maneira que fosse multifuncional para os ensaios estáticos e dinâmicos. Em virtude destas dificuldades, os ensaios de torção não puderam ser realizados até a falha do material;
2. Análises de danos acumulados em função da rigidez e por curvas de histerese tornaram-se inviáveis devido ao modo de ensaio tanto no estático quanto em fadiga, de tensão controlada, o qual levou a diferença dos resultados em relação ao esperado devido à maior deformação nos primeiros ciclos do ensaio em fadiga.
3. Em virtude da elevada rigidez e massa reduzida, ensaios de vibrações para aquisição dos fatores de amortecimento, e conseqüentemente, predição de danos em função do número de ciclos em fadiga, tornaram-se inviáveis por consistir em um sistema sub-amortecido.

1.3 Justificativas

Os compósitos poliméricos reforçados com fibras de carbono conseguem preencher os requisitos de elevada vida em fadiga, requisito primordial às próteses transtibiais, além da elevada razão entre resistência mecânica e massa, o que torna as próteses mais leves e conseqüentemente mais confortáveis aos usuários. A escolha do processamento por *bladder*, além da simplicidade dos moldes devido à baixa pressão utilizada, alia alto volume de fibras e baixo volume de vazios em função do processo e dos novos tipos pré-impregnados que têm sido inseridos no mercado, os de cura rápida.

Por fim, este trabalho faz parte do projeto de pesquisa financiado pela FINEP “Desenvolvimento de próteses ortopédicas de elevada performance para membros

inferiores fabricadas em material compósito”, em parceria com a empresa Ortopedia Rita de Cássia. O objetivo do projeto é a pesquisa, desenvolvimento e fabricação de protótipos de próteses (próteses de pés e próteses transtibiais inicialmente) para membros inferiores a partir de compósitos de fibra de carbono / epóxi satisfazendo todas as exigências de segurança, conforto, durabilidade e mobilidade ao paciente, e principalmente, a introdução de uma prótese nacional de qualidade e com preço competitivo às importadas.

1.4 Desenvolvimento do trabalho

Além do capítulo introdutório, este trabalho está estruturado em mais quatro capítulos conforme descritos a seguir:

O Capítulo 2 apresenta a revisão bibliográfica dos requisitos para a elaboração e desenvolvimento do projeto, descrevendo os tipos de carregamentos necessários aos quais os tubos compósitos devem suportar. Além disso, descreve o estado da arte dos materiais compósitos, principalmente os compósitos poliméricos reforçados com fibras, em particular, os pré-impregnados. Também, pesquisas sobre os processos utilizados para fabricação de tubos compósitos, particularmente os de paredes finas, são citados neste capítulo, com enfoque nos processos para fabricação de tubos compósitos para próteses transtibiais. Por fim, os ensaios utilizados para comprovação dos tubos foram descritos, com maior abordagem nos ensaios de fadiga e acompanhamento de danos por meio de técnicas de vibrações.

O Capítulo 3 apresenta informações dos materiais utilizados e a metodologia para o processamento de moldagem por *bladder*, assim como para obtenção de propriedades dos laminados e modelagem em *software* de elementos finitos. As metodologias para os ensaios mecânicos, térmicos e termomecânicos, caracterizações por microscopias e volumes de fibras/vazios por digestão ácida, também são descritas neste capítulo.

O Capítulo 4 apresenta os resultados obtidos nos ensaios, com análise principalmente dos resultados da vida em fadiga dos tubos, por meio de curvas de histerese e resistência residual.

No Capítulo 5 são apresentadas as conclusões gerais e as sugestões para desenvolvimento de trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Materiais compósitos

O desenvolvimento e uso dos materiais compósitos pelas indústrias vêm crescendo em ritmo acelerado devido principalmente às elevadas propriedades mecânicas, como alta razão entre resistência e massa. Os compósitos têm encontrado uso extensivo em muitas aplicações em diferentes indústrias como, aeroespacial e automotiva, marítima, energia renovável, medicina moderna e micro/nano tecnologia, incluindo outras áreas complexas na engenharia civil e mecânica (ATTAF, 2013).

Os materiais compósitos são baseados no conceito que a combinação de diferentes materiais pode alcançar propriedades que os constituintes individualmente não apresentam (STRONG, 2008). Este conceito tem sido aplicado para criar uma variedade de materiais compósitos com propriedades desejáveis superiores aos convencionais (PATHAK, 2013). A maioria dos compósitos é constituída por duas fases: a chamada de matriz, que é contínua e envolve a outra fase conhecida como fase dispersa ou reforço. Estruturalmente, a fase matriz tem a função de distribuir as fibras ao longo do compósito e transmitir os esforços aplicados às fibras. Algumas vezes, por reações químicas ou outros efeitos de processo, uma fase adicional chamada de interfase existe entre o reforço e a matriz (DANIEL et al., 1994).

As propriedades dos compósitos, como já mencionadas, são funções das propriedades das fases constituintes, suas quantidades relativas e a geometria da fase dispersa. A geometria da fase reforço significa a forma e o tamanho das partículas, assim como a distribuição e orientação das mesmas (CALLISTER, 2007). Da mesma forma, estes materiais podem ser classificados de diversas maneiras, de acordo com o tipo de matriz, do tipo de material de reforço, da orientação e distribuição do reforço, pelas propriedades mecânicas e também pela forma como são processados (BOWER, 1992).

Segundo Chung (2010), uma classificação pelo tipo de material de reforço, pode ser dada por meio da forma do mesmo. Um compósito que tem partículas como reforço

é denominado compósito particulado, enquanto aqueles que utilizam-se fibras são denominadas compósitos reforçados com fibras, ou fibroso.

Um compósito fibroso utilizando fibras contínuas é particularmente atrativo como um material estrutural devido à elevada resistência e módulo elástico das fibras, suportando a maior parte do carregamento. Eles também se tornam atrativos pela possibilidade de serem projetados escolhendo as orientações das fibras em uma configuração em formas de camadas ou laminas, numa sequência de empilhamento conhecida como laminado (CHUNG, 2010). Os laminados, enfoque do presente trabalho, referem-se a um material que possui o reforço de fibras resistentes, contínuas ou não contínuas, embebidas por uma fraca matriz, que tem a função de distribuir as fibras e transmitir as cargas aplicadas às mesmas (GAY et al., 2002).

Polímeros reforçados com fibras (FRP, do inglês *Fiber Reinforced Polymer*) são compósitos utilizados em quase todos os tipos de engenharia estrutural, com o seu uso variando de aviões à artigos esportivos. Os FRP's mais comuns são baseados em fibras, tecidos, mantas ou rovings de vidro embebidos em uma matriz de resina termorrígida epóxi ou poliéster (MASUELLI, 2013). Além disso, a resistência, durabilidade e propriedades estruturais destes compósitos têm elevado a vida em serviço de equipamentos e outras infraestruturas. Também, o rápido aumento nas aplicações e técnicas de compósitos poliméricos exige destes uma elevada performance, que por sua vez depende da versatilidade tanto do material polimérico quanto do reforço inorgânico utilizado na síntese dos compósitos (MUHAMMAD & AHMAD, 2013). O compósito de matriz polimérica reforçado com fibras de carbono contínuas (CFRP, do inglês *Carbon Fiber-Reinforced Polymer*) é um exemplo de compósito fibroso e que tem sido bastante empregado em diversas indústrias devido às propriedades já mencionadas.

Os polímeros são cadeias longas de unidades repetitivas, ligadas covalentemente, chamadas de meros. Eles podem ser classificados em termorrígidos ou termoplásticos de acordo com a influência da temperatura nas suas características (CANEVAROLO JR, 2006). Esta classificação dada aos polímeros, também é utilizada para distinguir os compósitos poliméricos.

Os termoplásticos são polímeros que não possuem reticulação entre as cadeias, sendo a interação entre elas somente por meio de ligações secundárias do tipo Van der Waals ou de hidrogênio, e que com aplicação de calor podem fundir e serem reprocessados. Além das ligações secundárias, as moléculas dos termoplásticos são unidas fisicamente por meio do enovelamento das cadeias poliméricas.

Os termorrígidos (ou termofixos) são polímeros que possuem ligações cruzadas entre as cadeias poliméricas. A formação de ligações cruzadas é chamada de reticulação, que é uma reação química não reversível para formar um produto rígido e infusível (DE PAOLI, 2009).

Segundo Ancelotti Jr. (2006), as resinas termorrígidas são fáceis de processar, principalmente porque apresentam compatibilidade com os reforços fibrosos. A seleção do tipo de resina para uma determinada aplicação depende do ambiente de operação do compósito e da responsabilidade estrutural. As resinas bismaleimida, por exemplo, são utilizadas em estruturas submetidas à alta temperatura (> 250 °C) e alta resistência. Os valores típicos de massa específica e resistência mecânica, as aplicações e características das resinas termorrígidas mais utilizadas são mostradas na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 – Valores típicos de resistência mecânica, características e aplicações de resinas termorrígidas (MAZUMDAR, 2001)

Resina	Massa Esp. (g/m³)	Resistência à Tração (MPa)	Módulo de elasticidade em Tração (GPa)	Aplicações e Características
Epóxi	1,2-1,4	60-100	3,0-4,5	Peças estruturais Apresenta diversas formulações Baixa retração volumétrica na cura
Fenólica	1,2-1,4	50-60	3,0-4,0	Formulação auto-extinguível Baixa toxidez quando em chama Alta resistência à temperatura
Bismaleimida	1,1-1,3	75-105	3,0 - 5,0	Boas propriedades mecânicas Boas propriedades elétricas Alta resistência à temperatura

2.1.1 Resina epóxi

Excelente resistência química e à corrosão, estabilidade térmica e dimensional, propriedades mecânicas e elétricas superiores, em conjunto com a facilidade de manipulação e processabilidade, fizeram as resinas epóxi altamente úteis como

revestimentos de superfície e polímeros estruturais (ATHAWALE & ALHOUSAMI, 2008). Quimicamente, define-se epóxi (ou resina epoxídica) como polímeros de alto desempenho caracterizados pela presença de pelo menos dois anéis de três membros conhecidos como epóxi, epóxido, oxirano ou etano epóxi (GONÇALVES, 2010).

As resinas epóxi como matriz em compósitos reforçados com fibras possuem muitas vantagens em comparação com outros tipos de polímeros. Segundo Peters (1998) as principais são:

- Natureza polar, que confere uma excelente adesão a uma grande variedade de fibras;
- Relativa baixa contração após cura, fazendo com que o controle dimensional seja de fácil obtenção;
- Não há produtos voláteis na reação de cura, que geram bolhas e vazios indesejáveis no compósito;
- Estrutura de ligação cruzada que confere excelente resistência à ambientes hostis, aquoso ou não aquoso.

As resinas epóxi são um grupo de polímeros com ligações cruzadas que são reativas com uma vasta quantidade de agentes de cura. As reações de cura convertem resinas de baixo peso molecular em estruturas termorrígidas tridimensionais exibindo propriedades valiosas (HARPER & BAKER, 2000). Usando diferentes matérias primas e métodos de síntese, as resinas epóxi resultam em diferentes propriedades. Então, estas resinas podem ser aplicadas a uma variedade de situações com diferentes requisitos de propriedades. É possível também melhorar as propriedades da resina epóxi escolhendo diferentes oligômeros epóxi e endurecedor ou por outro método de modificação adequado. Por isso, esta tem se tornado uma das mais populares resinas termorrígidas em aplicações industriais (WANG, 2012).

2.1.2 Fibras de carbono

As fibras de carbono, que são uma nova geração de materiais de alta resistência, são principalmente utilizadas como reforços em materiais compósitos, como plásticos reforçados com fibras de carbono, compósitos carbono-carbono e cimento reforçado com fibras de carbono. As fibras de carbono oferecem elevado módulo de elasticidade e resistência específica entre todas as fibras utilizadas como reforço. Estas não sofrem

corrosão sob tensão a temperatura ambiente como as fibras de vidro e as fibras poliméricas. É possível ter um material de alta performance com uma redução de peso de mais de 50% comparado com um aço de alta resistência, usando um CFRP (UUSITALO, 2013). Compósitos reforçados com fibra de carbono são adequados para aplicação na qual resistência, rigidez, baixa massa e características de resistência à fadiga são requisitos críticos (CHAND, 2000).

As propriedades das fibras de carbono variam amplamente dependendo da orientação estrutural do eixo da fibra. Algumas propriedades positivas das fibras de carbono incluem: baixa densidade, alto módulo elástico e resistência à tração/compressão, baixo coeficiente de expansão térmica, estabilidade térmica na ausência de oxigênio acima de 3000 °C, excelente resistência à deformação, estabilidade química (particularmente em ácidos fortes), biocompatibilidade, alta condutividade térmica e baixa resistividade elétrica (LUO, 2010).

A performance dos compósitos reforçados com fibras de carbono depende altamente do seu precursor, sendo que um bom precursor deve ter alta concentração de carbono, alto peso molecular e também alto grau de orientação molecular (YUSOF & ISMAIL, 2012).

Três materiais precursores diferentes são utilizados atualmente para produzir fibras de carbono: rayon, poliacrilonitrila (PAN), e o piche líquido e isotrópico. As fibras de carbono são feitas predominantemente da carbonização da PAN, consistindo em um emaranhado de fibrilas de grafite turboestrático com planos basais tendendo a alinhar-se ao longo do eixo da fibra. Isto forma uma estrutura interna parecida com uma casca de cebola, enquanto as fibras produzidas a partir do piche têm uma estrutura interna diferente, mais parecida com feixes ou raios. A alta morfologia anisotrópica das fibras de carbono dá origem a um módulo de elasticidade na faixa de 200-750 GPa paralelo ao eixo longitudinal da fibra, e aproximadamente 20 GPa na direção normal ao eixo longitudinal. Fibras de ultra alto módulo podem ser preparadas a partir do piche líquido de mesofase cristalina, o alto grau de orientação no precursor transfere-se para as fibras carbonizadas, resultando em cristais de grafite maiores e mais orientados (Mil HDBK 17, 2002).

2.1.3 Pré-impregnados

O pré-impregnado, conhecido também como prepreg, é um produto semi-acabado, no qual o material de reforço (fibra ou tecido) é impregnado com um sistema de resina pré-catalisado, conhecido como estágio B. Os prepregs são desenvolvidos para superar um dos aspectos mais difíceis da manufatura em materiais compósitos: a impregnação do reforço com a resina, o que torna mais difícil à medida que a viscosidade aumenta. Impregnações imperfeitas podem levar às fibras secas e aprisionamento de ar, deixando vazios no produto final, o que afeta significativamente as propriedades mecânicas (REINFORCED PLASTICS, 2003).

Embora o custo inicial de materiais pré-impregnados seja maior do que os materiais utilizados nos processos de laminação manual e spray up, prepregs podem oferecer os benefícios de menores custos e rapidez na fabricação de materiais compósitos, o que podem reduzir e até eliminar o diferencial de custo. As vantagens da utilização de pré-impregnados em relação ao custo incluem a redução do tempo de manufatura por meio da eliminação de etapas de impregnação manual, redução de retrabalho para distribuir resina (uma vez que a resina já está uniformemente distribuída), e redução em operações de limpeza associados com processos de impregnação (STEWART, 2009).

Existem pré-impregnados para cada finalidade. As resinas podem ser do tipo termorrígidas como poliéster (orto ou isoftálica), vinil ou ester cianato, epóxi, fenólicas, bismaleimida e poliimidadas, ou termoplásticas, como poli(éter-imida) (PEI), polietersulfona (PES), poli(éter-éter-cetona) (PEEK) e PEK. Enquanto os reforços podem ser de fibras de polietileno, vidro (do tipo E, S, R, etc.), de aramida (Kevlar, Twaron), carbono (pitch, PAN ou celulose) e boro, nas configurações de tape unidirecional (UD), cabos ou fitas ou como tecidos multidirecionais (biaxial, triaxial), tecidos costurados ou trançados, tecidos bidimensionais (2D) ou tridimensionais (3D) (MARSH, 2002).

A classificação dos prepregs pode ser dada pela gramatura do tecido de reforço em (g/m²) ou onças por jarda quadrada (oz/yd²), tipo de preformagem e pela fração volumétrica do sistema de resina em estágio B (estágio de pré-polimerização da formulação) no compósito. Também, podem ser classificados pela temperatura de cura (REINFORCED PLASTICS, 2003).

Usualmente, as camadas de pré-impregnado são empilhadas sobre um ferramental para formar um laminado, o qual é selado por uma membrana plástica e consolidado por um conjunto de vácuo e colocado numa autoclave. A temperatura da autoclave é então elevada, o vácuo parcial ou total é solicitado na bolsa de vácuo e o recipiente é pressurizado. O diferencial de pressão de consolidação comprime a preforma de fibras, comprimindo o laminado para a forma do ferramental e, em alguns casos, retirando o excesso de resina. A pressão aplicada também suprime a porosidade, o principal defeito de fabricação em partes com base em pré-impregnados, direcionando a resina em áreas secas e eliminando bolhas de ar aprisionadas e / ou voláteis gerados durante a cura. Ao mesmo tempo, a temperatura elevada reduz a viscosidade da resina, permitindo resina fluir e molhar o reforço antes da cura (CENTEA et al., 2015). Além da técnica de autoclave, pesquisas têm sido realizadas em prepregs com processos de cura fora da autoclave, no qual é utilizado saco de vácuo para consolidar, curando à temperatura ambiente ou em estufa, após a colocação em um ferramental (STEWART, 2009).

2.2 Fabricação em materiais compósitos: tubos

Originalmente, as técnicas de fabricação de compósitos consistiam exclusivamente em trabalho manual. No início dos anos 50, com a diversidade e o volume de aplicação destes materiais tornando-se consideráveis, a indústria iniciou uma busca por formas de automatização e desenvolvimento de sistemas de produção (MARGOLIS, 1986).

O processamento é a ciência de transformar matérias de uma forma para outra. Existem vários tipos de técnicas de processamento em materiais compósitos poliméricos disponíveis para processar os diferentes tipos de reforço e sistemas de resina. Este é um trabalho do engenheiro de manufatura que seleciona a técnica e as condições de processamentos adequados para encontrar o melhor desempenho, taxa de produção, e requisitos de custo de uma dada aplicação (MAZUMDAR, 2001). Muitas técnicas utilizadas para o processamento dos materiais compósitos poliméricos são similares às mesmas utilizadas para os polímeros sem reforço, porém, necessitando de algumas modificações como, por exemplo, maior pressão de moldagem devido a maior viscosidade (PARDINI & NETO, 2006).

Existem na literatura, muitas pesquisas no processamento de materiais compósitos para manufatura de tubos. Cada tipo de processo é especificado de acordo com os requisitos finais e pela disponibilidade de recursos. Os principais tipos de processos para fabricação de tubo em compósitos são: enrolamento filamental, pultrusão, *braiding*, centrifugação, moldagem por *bladder* e moldagem por transferência de resina (RTM - *Resin Transfer Molding*) (Mil HDBK 17, 1997). Sendo que os processos podem ser combinados entre si ou com outros processos para fabricação de tubos em materiais compósitos, por exemplo, a moldagem manual de prepregs seguido da moldagem por *bladder*, que por sua vez pode ainda ser seguida do processo de cura em autoclave.

2.2.1 Enrolamento Filamental

O enrolamento filamental é um tipo de processamento de compósitos, no qual quantidades controladas de resina e fibras são enroladas com a orientação desejada ao longo de um mandril rotativo e curada para produzir o compósito. Este processo é muito utilizado para produzir compósitos estruturais de alta qualidade desde que controle-se a deposição das fibras contínuas com reprodutível precisão (ABDEL-HADY, 2005). Esta técnica foi inicialmente utilizada para produzir vasos de pressão, tanques de água e químicos. Hoje em dia, as aplicações incluem fuselagem de avião, seções de asa, radomes, eixos de rotores de helicópteros, tubulações de alta pressão, artigos esportivos e aplicações estruturais de todos os tipos (BALYA, 2004).

A operação de enrolamento é uma técnica de fabricação básica para produzir elementos estruturais em compósitos fibrosos de matriz polimérica, que têm a forma de uma superfície de revolução. Um produto semi-fabricado (pré-forma não curada) de filamentos, fios, tapes ou tecidos impregnados é enrolado camada por camada com tensão controlada no mandril ou em camadas anteriores. Variando-se o ângulo de enrolamento ou deposição do tape, é possível controlar o ângulo de reforço das fibras no compósito em cada camada (PETERS, 1998). O ângulo de enrolamento desejado das fibras é atingido controlando-se a velocidade de deslocamento do carro transversal e a velocidade de rotação do mandril (PANDITA et al., 2013).

As fibras podem ser impregnadas com resina antes de serem enroladas, e a tensão aplicada a elas no enrolamento pode ser ajustada para controlar a compactação do compósito. O deslocamento do olhal e a rotação do mandril são sincronizados por um

equipamento por controle numérico similar àqueles usados em tornos de usinagem (HERNANDEZ-MORENO et al., 2008). O compósito é então curado e o mandril é removido posteriormente. O esquema padrão de um sistema de enrolamento filamenar é apresentado na Figura 2.1, no qual os componentes estão indicado pelas letras de A à J, sendo: (A) Fieira; (B) guia de fibras; (C) sistema de tensionamento; (D) pinos guias; (E) impregnador de tambor com lâmina raspadora; (F) banho de resina; (G) feixe de fibras impregnadas; (H) carro transversal; (I) Olhal; e (J) mandril rotativo.

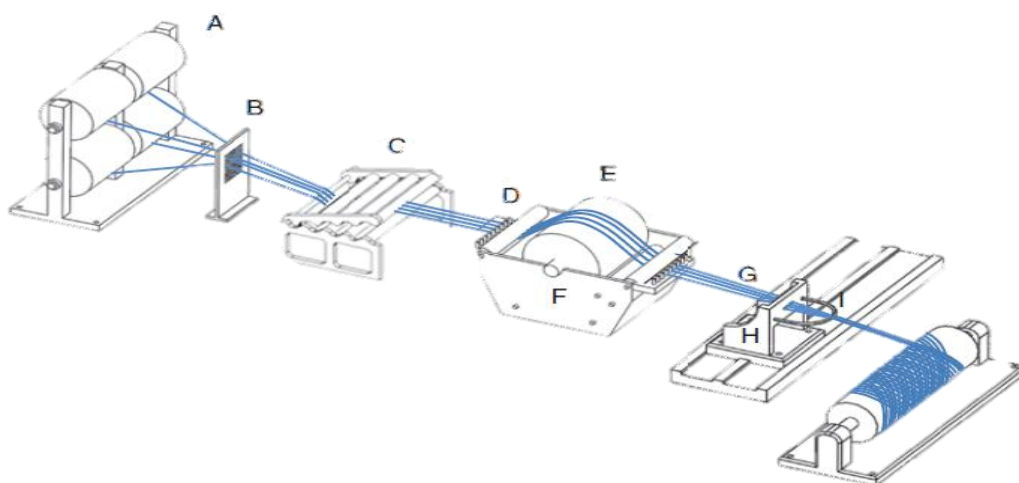


Figura 2.1 - Ilustração esquemática de um processo de enrolamento filamenar. Os principais componentes são listados a seguir: (PANDITA et al., 2013).

Kaynak et al. (2005) investigaram os parâmetros de processamento de tubos compósitos reforçados com fibras contínuas produzidos pela técnica de enrolamento filamenar. Para o trabalho, os testes de “split-disc” foram realizados para as amostras produzidas com dois sistemas de resina epóxi, cinco tipos de fibras (três de fibras de vidro e duas de carbono) e cinco ângulos diferentes. Ao determinar a resistência à tração transversal e módulo elástico dessas amostras, três parâmetros de processo foram avaliados: tipo de resina, tipo de fibra e ângulo de enrolamento. Verificou-se que a utilização de diferentes sistemas de resina epóxi não influenciavam significativamente, enquanto o uso de fibras de carbono em comparação com fibras de vidro e uso de ângulos enrolamento superiores a 60°, aumentaram o desempenho das estruturas consideravelmente para carregamento transversal.

Hernández-Moreno et al. (2008) estudaram a influência da quantidade de camadas no enrolamento filamenar sobre a resposta mecânica de cilindros compósitos fabricados

em fibras de vidro / epóxi. Eles avaliaram amostras tubulares com ângulos de enrolamento coincidentes no centro ($\pm 55^\circ$) e nas extremidades (90°), e variação de espessura entre as amostras (4,4 mm para os de parede fina e 12,6 mm para os de parede espessa). As amostras foram expostas à pressão externa na câmara de teste hiperbárica. Diferentes modelos analíticos foram avaliados para prever flambagem em pressão para cilindros de paredes finas (razão entre diâmetro e espessura, d/t , de 25), sendo que a modelagem teve resultados satisfatórios, da mesma ordem de grandeza que os resultados obtidos experimentalmente.

Mertiny & Ellyin (2002) analisaram experimentalmente a influência da tensão aplicada durante o processo de enrolamento filamentar (26,7 e 44,5 N) nas propriedades físicas e mecânicas para fabricação de tubos compósitos fibras de vidro/epóxi, sendo os tubos com a mesma programação de ângulos de enrolamento à $[\pm 60^\circ_3]_T$ e 6 camadas. As amostras foram ensaiadas com aplicação de pressão interna por meio de um fluido, de modo analisar o carregamento biaxial e criar os envelopes de falha funcional e estrutural da amostra. Os resultados evidenciaram que a resistência mecânica do material depende do grau de tensão da fibra, sendo que maiores tensões de enrolamento levaram a maior resistência contra a falha dos tubos sob condições de carregamento dominadas pelas fibras, enquanto que o carregamento dominado pela fase matriz é diminuído pela redução do tensionamento no enrolamento.

Mertiny et al. (2004) também produziram estruturas tubulares em compósito com variações no ângulo de enrolamento e compararam com uma configuração básica de enrolamento em termos de tensão de ruptura e curvas tensão-deformação. Eles concluíram que as estruturas de compósitos com multiângulos forneciam vantagens consideráveis sobre único ângulo de enrolamento.

2.2.2 Pultrusão

O processo de pultrusão consiste de um feixe contínuo de fibras impregnadas passando através de uma saída aquecida de forma final do compósito e, cura do material prultudado. Este processo é limitado a seções transversais constantes como hastes, tubos, seção I e calhas. A pultrusão trabalha bem com resinas de cura rápida e é um método de baixo custo para elevada produção de partes com seções transversais

constantes (Mil HDBK 17, 2002). A Figura 2.2 representa esquematicamente o processo de pultrusão, por impregnação das fibras em banho de resina.

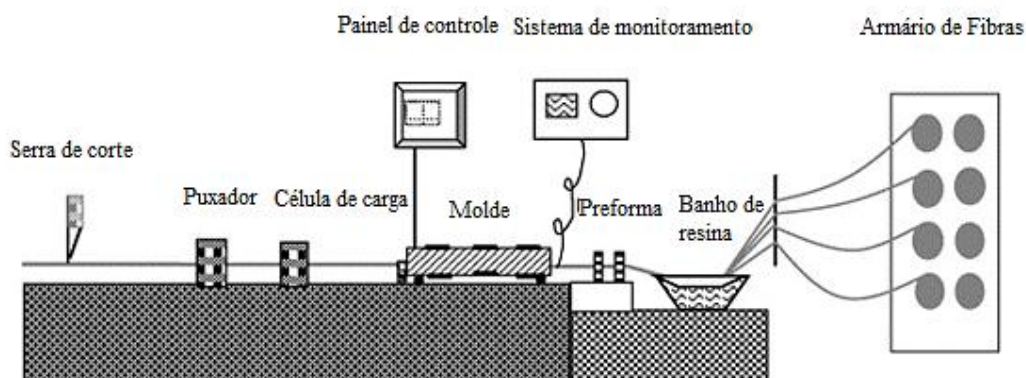


Figura 2.2 – Representação esquemática de um processo de pultrusão (CHANDRASHEKHARA et al., 2005)

Palanivelu et al. (2010) pesquisaram a deformação progressiva em tubos compósitos pultrudados em fibras de vidro / poliéster e fibras de vidro / vinil éster sujeitos à carga de impacto axial. Todas as amostras foram fabricadas com fibras na direção longitudinal à extrusão, com a camada externa e interna cobertas com manta de fibras de vidro para melhor acabamento. O efeito da geometria do tubo, recortes faciais, taxas de deformação e tipo de resina, foram analisados quanto à absorção de energia. Em todos os casos, os tubos de seção circular mostraram mais eficientes para absorver energia que os quadrados, e as amostras de fibras de vidro/ vinil éster absorveram mais energia que os fabricados em poliéster.

Han et al. (2007) investigaram por simulação numérica tubos de paredes finas (40 mm de diâmetro externo e espessura de 3,174 mm) pelo processo de pultrusão. Os tubos consistiam de compósitos pultrudados de fibras de vidro unidirecionais e epóxi, cobertos por *braiding* (carbono ou vidro)/epóxi à $\pm 45^\circ$. Resultados evidenciaram que os tubos pultrudados sem adição de camadas de *braiding*, apresentaram uma maior capacidade de absorção de energia, porém exibiam modo de falha não simétrico, enquanto os tubos híbridos (fibras de vidro e carbono) exibiram um modo de falha mais desejável, sendo candidatos mais eficientes à estruturas de absorção de energia em condições de serviço.

Hancox (1977) produziu em seu trabalho varetas e tubos em compósitos fibras de carbono/epóxi pultrudados. As propriedades de resistência ao cisalhamento foram

avaliadas nas amostras contendo falhas e vazios. O autor sugere que os efeitos das falhas nas propriedades mecânicas das amostras são dependentes da geometria da amostra, não sendo significativos para varetas. Também reportou que a resistência ao cisalhamento reduz em até 30% para valores de volume de vazios por volta de 5%.

2.2.3 Centrifugação

A moldagem por centrifugação pode ser uma alternativa ao processo de enrolamento filamental de alto desempenho em tubos de 25 à 356 mm de diâmetro, especialmente em serviços que necessitam de alta resistência à corrosão. Neste, tecidos bidirecionais ($0^{\circ}/90^{\circ}$) concedem resistência longitudinal e transversal à parede do tubo, resultando em maior resistência com a mesma espessura quando comparado aos tubos multiaxiais fabricados por enrolamento filamental. O processo consiste na injeção de resina em um molde girando centrifugamente à 150g, permeando o tecido na superfície do interior do molde. A força centrífuga empurra a resina através das camadas de tecido, criando uma superfície externa suave no tubo, e o excesso de resina cria uma camada rica em resina, resistente à corrosão e abrasão (COMPOSITES WORLD, 2014)

O processo pode utilizar tanto mantas, tecidos, como fibras picadas, com uma alta taxa de produção, bom controle da concentração de fibras e da espessura, além de uma alta compactação. A peça a ser produzida deverá ser uma superfície de revolução, com um raio mínimo de 10 mm, e poderá chegar até 60% de volume de fibras neste processo (HOLLAWAY, 1994).

Scott (2000) descreveu a moldagem por centrifugação, para fabricação de tubos para transporte d'água, pelo processo HOBAS[®], que foi desenvolvido pela empresa de mesmo nome. Enquanto o molde gira a uma velocidade relativamente baixa, as resinas, catalisadores e fibras de vidro picadas são uniformemente alimentados para dentro e ao longo dele à uma velocidade controlada por um braço de alimentação que se move para trás e para a frente ao longo do seu comprimento, Figura 2.3. Após os materiais terem sido depositados no molde, a velocidade de rotação é aumentada para intensificar as forças centrífugas para compactar o material e remover as bolhas de ar ou bolsões do laminado. A temperatura do molde é então elevada por meio da dispersão de água quente externo ao molde, para que o processo de cura aconteça mais rápido. Após a cura, o molde é resfriado com água e o tubo é retirado para receber acabamento.

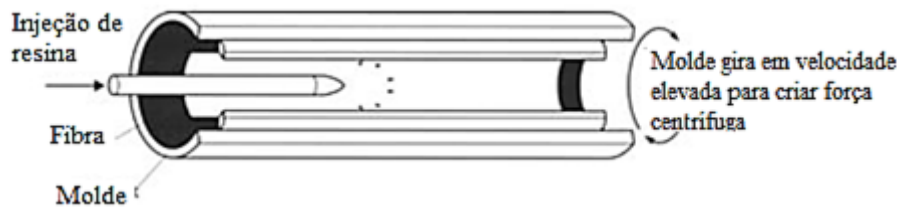


Figura 2.3. Moldagem por centrifugação, processo HOBAS (SCOTT, 2000).

2.2.4 RTM

A moldagem por transferência de resina (RTM, do inglês *Resin Transfer Molding*) (Figura 2.4) consiste de um processo em molde fechado, no qual é acoplado um molde fêmea à um molde macho, após a adição das pré-formas de fibra. Então, o sistema de resina é transferido para a cavidade do molde através de orifícios de injeção à baixa pressão (normalmente menor que 690 kPa), fazendo com que o ar seja deslocado entre orifícios para evitar vazios no compósito (MILITARY HANDBOOK, 1997). O sistema cura no molde, normalmente aquecido por controlador, e é removido quando ganha resistência suficiente para sua remoção. O ciclo de cura é dependente da espessura do compósito, tipo do sistema resina/endurecedor e a temperatura do molde. (PETERS, 1998). Processos similares baseados neste princípio incluem *Structural Reaction Injection Molding* (SRIM), *RTM Light* e diferentes versões do *Vacuum Assisted Resin Transfer Molding* (VARTM).

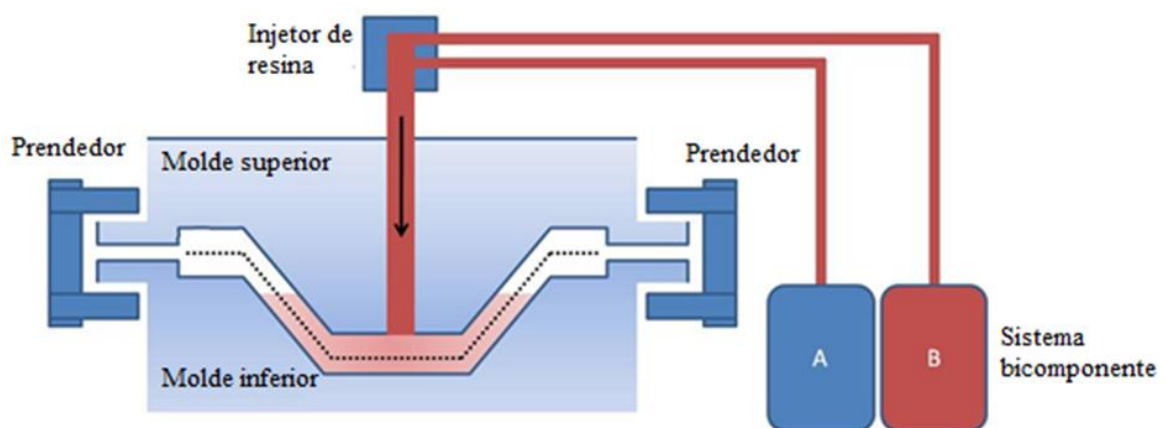


Figura 2.4 – Representação esquemática do processo RTM

Turner et al. (2005) fabricaram tubos de parede finas, de 90 mm de diâmetro externo (D) e a espessura (t) de 3,9 mm ($D / t = 23,1$) usando RTM. O objetivo do

trabalho foi quantificar o efeito de parâmetros relacionados ao processo sobre o nível de absorção específica de energia (CAMPONESCHI JR, 1987). O estudo compreendeu duas seções: a primeira estudou o efeito dos níveis de ligante no tubo (0-10% com base na massa de fibra equivalente) e a segunda parte teve objetivo de estudar o efeito de variáveis de processamento sobre o nível de vazios no compósito. Dois materiais compósitos termorrígidos foram utilizados como reforço sendo, a manta de fibras contínuas de vidro (CoFRM, do inglês *Continuous Filament Random Mat*) com 6% de agente ligante e um tecido (NCF, do inglês *Non-Crimp Fabric*), no qual atingiram frações de volume de 22 e 38% respectivamente após o processamento.

Ouagne et al. (2010) estudaram a manufatura de tubos compósitos usando a técnica RTM, pelo método numérico e experimental. Os tubos foram fabricados utilizando preformas *braiding* em carbono. Eles avaliaram variações nos parâmetros de processo como, pressão de injeção ou taxa de fluxo imposta e diferentes áreas de preformas. Estudos experimentais da permeabilidade longitudinal e transversal foram correlacionados com volume de fibras e o ângulo de cisalhamento, de modo que todos os dados tornaram-se variáveis indispensáveis para simulação da injeção. Significante variação, seja no volume de fibras ou na orientação do reforço, tende a crescer a resistência do fluido e reduzir a capacidade de preenchimento da resina.

Rheinfurth et al. (2011) produziram tubos com uma combinação de enrolamento filamentar e processo RTM. As amostras consistiam do enrolamento de 8 camadas de rovings de fibras de vidro com layup $[0^\circ/45^\circ/90^\circ/-45^\circ]_S$ e impregnadas por RTM com resina epóxi. Os tubos têm 46 mm de diâmetro, 330 mm de comprimento com aproximadamente 2,0 mm de espessura e obtiveram volume de fibras de aproximadamente 50%. O objetivo do trabalho foi avaliar a interrelação entre a força-deslocamento dos tubos após ensaio.

2.2.5 Moldagem por *bladder*

A moldagem por inflagem do *bladder* permite a produção de peças em materiais compósitos com geometrias ocas que têm elevada complexidade geométrica e rigidez intrínseca. A técnica BIM usa um molde externo e uma bexiga interna, conhecida como *bladder*, para definir a forma da peça. A baixa pressão utilizada no processo (~10 bar) permite o uso de ferramental simples, sendo um processo hábil para produzir peças em

compósitos de paredes finas com superfícies de revolução. Trabalhos têm mostrado a utilização desta técnica para fabricação de pequenos componentes como quadros de bicicletas, raquetes de tênis, braços de suspensão e vasos de pressão (LONG, 2006).

A técnica é economicamente competitiva quando comparada com outros processos para fabricação de peças ocas, que supera algumas limitações de alguns processos como enrolamento filantar, centrifugação e pultrusão (ALAGIRUSAMY & DAS, 2010). A técnica envolve a colocação da preforma em volta de um mandril polimérico, conhecido como *bladder* (BERNET et al., 1999). Após a preforma ter sido colocada, o molde é fechado, o *bladder* é inflado e pressiona o material compósito contra o molde externo, que é sequencialmente aquecido em uma autoclave ou estufa para a cura da peça como mostrado na Figura 2.5 (ANDERSON & ALTAN, 2014a). Esta técnica tem sido utilizada com processamento por infusão de resina e preregs termoplásticos ou termorrígidos com sucesso (ANDERSON & ALTAN, 2014b).

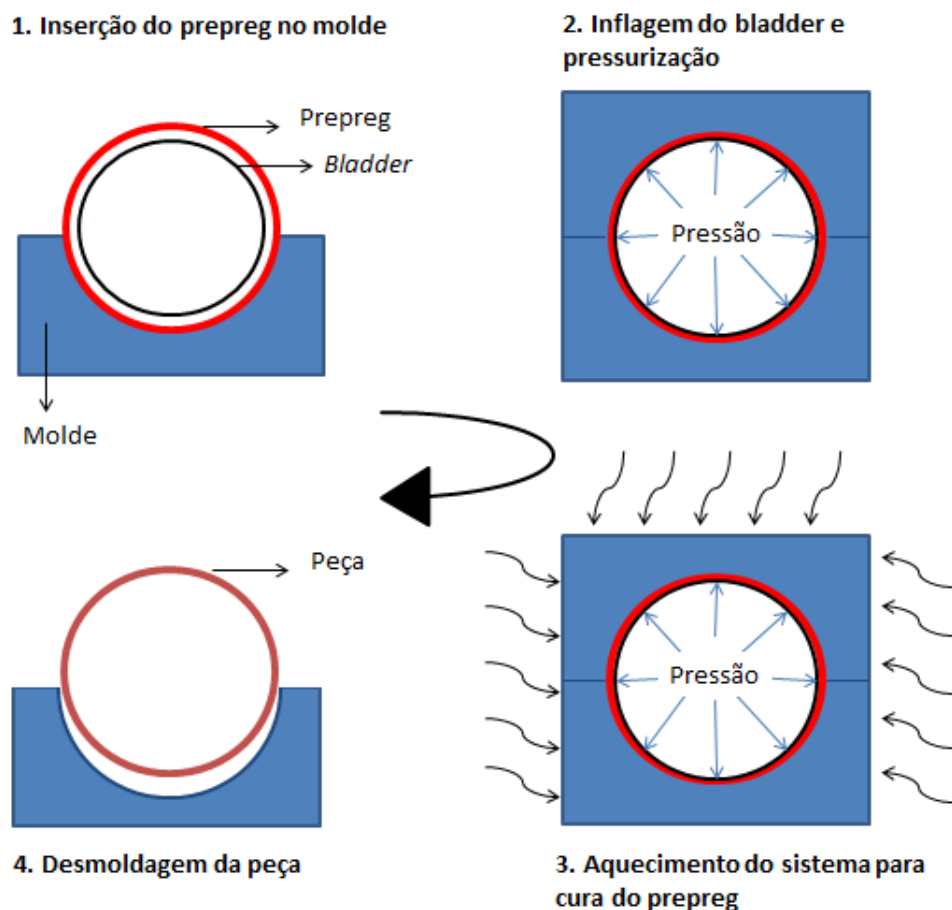


Figura 2.5 – Representação do processo de fabricação de componentes ocas em compósitos utilizando moldagem por *bladder*, adaptado de (ANDERSON & ALTAN, 2014a).

Lehmann e Michaeli (1998) descreveram em seu trabalho as diferentes técnicas com núcleos, especialmente com o uso de *bladders*. Vários testes de drapeabilidade e impregnação provaram que a pressão interna do *bladder* afeta fortemente a permeabilidade do reforço.

Diferentes materiais podem ser usados para o *bladder*, dando-se maior, igual ou menor diâmetro do que o maior diâmetro do componente a ser processado. Os materiais podem ser rígidos (poliolefinas) ou flexíveis (silicone) e um núcleo auxiliar pode ser usado para pré-fixar o reforço. É possível combinar as possíveis variações para cada projeto específico de moldagem (MURPHY, 1998). Contrário aos *bladders* de silicone relativamente espessos que têm que ser removidos da peça, *bladders* de paredes finas podem manter-se dentro da peça sem efeitos negativos nas propriedades (ROSATO, 2004).

O Instituto de Processamento de Plásticos (IKV), em Aachen na Alemanha, combinou a moldagem por *bladder* com RTM para a fabricação de componentes ocios com geometria complexa. Neste processo, as desvantagens da adesividade e baixa drapeabilidade dos pré-impregnados, são superadas com RTM. Tecidos não impregnados são colocados em torno do *bladder* e pré-formados no molde antes da injeção da resina para impregnar o reforço, Figura 2.6. Um sistema de canal de entrada tubular tem provado seu valor para a moldagem de compósitos ocios (ROSATO, 2004).

(Intencionalmente deixado em branco)

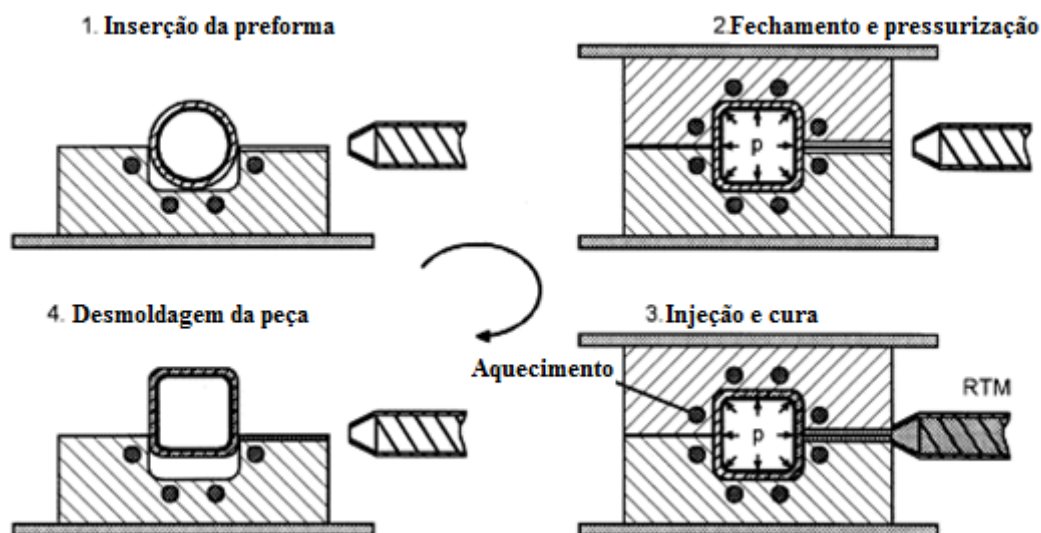


Figura 2.6 – Moldagem por *bladder* combinada com o processo de RTM para a fabricação de estruturas ocas em compósitos reforçados por fibras (LEHMANN & MICHAELI, 1998).

Bernet et al. (1999) utilizaram da técnica de moldagem por *bladder*, com fios *commingled*, de poliamida-12 (PA12) misturados com fibras de carbono em preformas *braiding*. Os fios termoplásticos de poliamida-12 dão rapidez ao processo, pois requer um curto tempo para impregnação e retirada da peça, e foram previstos por um modelo de consolidação. A precisão do modelo foi demonstrada pela comparação de medidas experimentais em tubos processados com *braiding commingled* em fibras de carbono/PA12. Resultados evidenciaram porosidades menores que 0.5% com tempos de consolidação de aproximadamente um minuto.

Anderson e Altan (2012) estudaram uma variação do processo de moldagem por *bladder*, um método de produção inovador, conhecido como *Bladder Assisted Composite Manufacturing* (BACM). Ao contrário dos processos por *bladder* convencional, BACM utiliza um *bladder* aquecido internamente para fornecer a pressão de consolidação à temperatura de cura requerida. A viabilidade do presente processo é demonstrada pela fabricação de tubos compósitos laminados, utilizando variadas pressões na cura e número de camadas.

2.2.6 Comparativo dos processos

Segundo Bader (2002), o custo mais significativo em qualquer processo manufatura é o custo de matéria-prima. Esta pode ser o material em sua forma básica, como roving e resina, ou pode ser reprocessada, de forma a adicionar valor, como prepreg ou tecidos. As formas reprocessadas são inevitavelmente mais cara em uma base custo/kg, mas podem oferecer vantagens no projeto, facilidade na manufatura e/ou redução dos custos de processamento.

Uma vez que o material tenha sido escolhido, trata-se de escolher o processo que responde mais adequadamente às exigências técnicas, com as melhores condições econômicas. A escolha do processo de moldagem resulta da resolução do trinômio: desenho (concepção), estrutura do compósito e processo (BADER, 2002). O problema é relativamente complexo, tanto pelas possibilidades oferecidas como pelas interações entre elas, a Tabela 2.2 compara os principais processos para fabricação de tubos em materiais compósitos, destacando as principais variáveis para a manufatura dos tubos das próteses, objetivo deste trabalho.

Tabela 2.2 – Comparativo entre os processos de fabricação em tubos compósitos.

Processo	Tempo de setup	Tempo de processo	Acabamento superficial	Volume de fibras	Custo de processo	Custo de Material
Enrolamento filamentar	Médio	Baixo	Baixo	0,55-0,7	Baixo	Baixo
Pultrusão	Médio	Baixo	Médio	0,3-0,65	Baixo	Médio
Centrifugação	Baixo	Alto	Alto	0,2-0,6	Baixo	Moderado
RTM	Baixo	Alto	Alto	0,5-0,65	Médio	Médio
BIM	Baixo	Baixo	Alto	0,55-,65	Baixo	Alto

2.3 Processos de fabricação utilizados para tubos de próteses

Diferentes materiais e processos de fabricação têm sido utilizados e desenvolvidos a fim de alcançar os requisitos mecânicos, e muitas das vezes aumentar o conforto, durabilidade e reduzir os custos. Os tipos de tubos para próteses (do inglês, *pylon*) mais utilizados são os fabricados com materiais metálicos, especialmente o alumínio, aço inoxidável e titânio. Porém, alguns autores têm pesquisado em materiais alternativos,

como termoplásticos (LEE & ZHANG, 2006; ROTHSCHILD et al., 1990; VALENTI, 1990) e bambu (SHASMIN et al., 2008). Atualmente, com a crescente pesquisa e desenvolvimento de materiais compósitos estruturais, devido principalmente às propriedades mecânicas como elevada razão rigidez/massa e longa vida em fadiga, tubos compósitos para próteses têm sido fabricados em polímeros reforçados com fibras longas, especialmente de carbono.

Taylor (2000) desenvolveu e testou tubos para prótese em fibras de carbono/epóxi pelo processo de enrolamento filamentar com o equipamento desenvolvido pelo autor. Após o enrolamento, um saco de vácuo era utilizado para fechar o molde e compactar o tubo. O padrão de enrolamento também foi variado, entre transversais e helicoidais, porém não conseguiu atingir as propriedades dos tubos comerciais aos quais estava comparando.

Lebrão (2007) em seu trabalho de dissertação desenvolveu a fabricação de um tubo de material compósito híbrido, com fibra de vidro e fibra de carbono, para utilização como prolongador de prótese de membro inferior com o objetivo de otimizar custo e reduzir a massa. Utilizou-se modelagem por elementos finitos para otimizar o componente em função dos esforços biomecânicos a que a prótese é submetida. Nesta modelagem, estudaram-se várias disposições, quantidade e material das camadas de forma a atender às solicitações e minimizar os custos. Foram avaliados os tubos fabricados por dois tipos de processos: VARTM e enrolamento filamentar. Os resultados obtidos para os tubos por VARTM foram: 58 GPa para o módulo elástico na direção longitudinal, custo de 183 R\$/m e uma densidade linear de 0,500 kg/m. Para os tubos fabricados por enrolamento filamentar os resultados foram: 76 GPa para o módulo elástico na direção longitudinal, custo de 358 R\$/m e uma densidade linear de 0,450 kg/m. Além disso, o autor reportou tubos compósitos no mercado, com aproximadamente 60% de fibras de carbono em volume em um compósito fibras de carbono/epóxi, com um valor de 700 R\$/m.

Wise et al. (1996) reportaram o sistema tubular da prótese da marca *Endolite* produzido pela técnica de laminação manual por fibras de carbono pré-impregnadas, com tecido do tipo satin e resina epóxi. Camadas de prepreg foram enroladas em uma preforma e posicionada em um molde fêmea e a consolidação é atingida por pressão de um mandril inflável (*bladder*) durante o ciclo de cura. O ciclo de cura é de aproximadamente 20 minutos. Resultados como resistência à compressão de 5 kN e 2

milhões de ciclos em fadiga com uma força axial de 1,35 kN foram obtidos para esta peça.

Existem poucas referências na bibliográfica a respeito da pesquisa e desenvolvimento de tubos poliméricos reforçados com fibras de carbono para próteses transtibiais. Também no mercado, o produto é manufaturado e desenvolvido por poucas empresas, e tem o resumo dos principais produtos e fabricantes de tubos em CFRP listadas na Tabela 2.3. Além disso, na tabela são listados 3 modelos de tubos em alumínio de diferentes fabricantes. O objetivo é evidenciar a densidade linear dos produtos, comparando entre os diferentes fabricantes e, entre os materiais utilizados.

Tabela 2.3 – Tabela comparativa entre tubos fabricados por diferentes empresas em alumínio e CFRP

Material	Modelo	Fabricante	Densidade linear (kg/m)	Carga máxima em uso (kg)
Alumínio	SPA200-P	Trulife	0,509	136
Alumínio	721000080	Centri	0,503	125
Alumínio	A-100	Ti-med	0,787	136
CFRP	A-200HD	Ti-med	0,497	159
CFRP	CF Pylon	Roadrunnerfoot	0,380	110
CFRP	721000070	Centri	0,467	125
CFRP	SSL250-P	Trulife	0,293	136
CFRP	MHD-30CT	WillowWood	0,593	160
CFRP	1209C	ST&G	0,548	170
CFRP	330108	Endolite	0,720	150
CFRP	A-717010	Össur	0,736	166

*Todos os tubos possuem diâmetro externo de 30 mm.

O processo de fabricação por moldagem com *bladder* é utilizado no presente trabalho devido à escolha do material pré-impregnado, o que torna este tipo de processo mais habilitado ao material. Também, por utilizar de baixas pressões, necessita de ferramentais simples com baixo custo de processamento e é apto a produzir estruturas compósitas ocas de paredes finas, como o caso do tubo, com elevadas taxas de volumes de fibras e baixo volume de vazios, resultando em peças com elevadas resistências mecânicas e bom acabamento superficial. Este projeto de pesquisa difere de Wise et al. (2013), por projetar tubos que resistam 3×10^6 ciclos e que tenham, para o mesmo tipo de processo, maior resistência à compressão.

2.4 Projeto

O tubo de uma prótese é o próximo componente abaixo do joelho e conecta o soquete ao tornozelo e pé da prótese, preenchendo o espaço destinado aos ossos da perna, tíbia e fíbula. O tubo da prótese transtibial é o meio pelo qual a força peso é transferida a partir do soquete para o pé (CARROLL & SABOLICH, 1999).

Para que seja executado o projeto de fabricação de um tubo para prótese transtibial, torna-se necessário a aquisição dos requisitos mecânicos nos quais a peça deve suportar, seguindo por exemplo, a norma NBR ISO 10328:2002. Após conhecida as condições de carregamento da prótese, especificamente o tubo, torna-se necessário escolher o material a ser utilizado, assim como o processamento que melhor otimiza o processo em termos de tempo, custo e propriedades. Com essas variáveis em mãos, ensaios para aquisição das propriedades do material compósito é feita e finalmente é realizada análise por meio de *software* de elementos finitos.

2.4.1 Requisitos

Os requisitos para projeto e fabricação do tubo para prótese transtibial basearam-se principalmente nas cargas as quais a prótese deve suportar, de acordo com a norma NBR ISO 10328:2002. Pela norma, uma estrutura pode ser ensaiada completa, se o projeto compreender a unidade de tornozelo e na conexão do encaixe, assim como nas partes entre ambas. Ela pode conter partes acima da conexão do encaixe, incluindo-a, assim como partes abaixo da unidade de tornozelo, incluindo o pé. Porém, pode se ensaiar estruturas separadamente, se o projeto compreender apenas a fabricação do mesmo, como é o caso do presente trabalho.

Quanto aos ensaios da estrutura, estes são divididos em:

- **ensaio estático:** baseia-se na pior carga possível durante uma atividade;
- **ensaio cíclico (fadiga):** baseia-se nas atividades de marcha normal, onde ocorrem cargas regulares durante cada passo;

No ensaio estático em compressão, são obrigatório dois tipos de ensaios, o de comprovação e o de falha. O ensaio de comprovação tem o objetivo de validar a estrutura da prótese, no caso o tubo, sob uma carga limite que está relacionada com a categoria que a prótese foi projetada (A60, A80 ou A100) e tem relação com o peso do

usuário. No ensaio estático por falha pode-se utilizar um corpo-de-prova que tenha resistido ao ensaio estático de comprovação, sem ter apresentado falhas. Este é realizado para determinar o desempenho das estruturas que recebem a descarga, simulando condições extremas que podem ocorrer ocasionalmente durante o uso do componente. Além do ensaio estático de compressão (comprovação e falha), o ensaio de torção torna-se necessário, pois pode ocorrer em uso pela rotação da perna com o giro do antepé para dentro.

O ensaio cíclico consiste em cargas repetitivas sobre o corpo-de-prova, que simulam condições típicas durante a marcha do usuário, seguidas de um ensaio estático final para as quais tanto os procedimentos quanto os requisitos de ensaio estático de comprovação se aplicam. Este é finalizado quando:

- a) **O corpo-de-prova falha;**
- b) **Atinge o número de ciclos necessários, sem apresentar danos.**

O carregamento do ensaio cíclico é determinado de acordo com a Figura 2.7 no qual $F_{máx}$ é o carregamento máximo em compressão, e F_{min} a força mínima em compressão, em um carregamento senoidal.

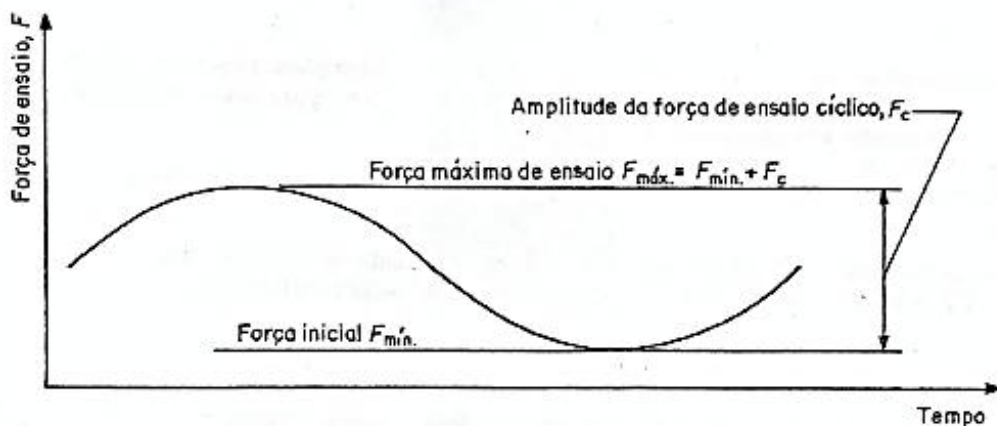


Figura 2.7 – Parâmetros de carga cíclica para o ensaio de fadiga (NBR ISO 10328)

2.4.2 Métodos dos elementos finitos

O conceito básico no método dos elementos finitos (FEM) é encontrar uma solução para um problema complicado para um que seja mais simples. Desde que o problema atual seja trocado por um mais simples para encontrar a solução, estar-se-á hábil em encontrar apenas uma solução aproximada e não mais uma exata. A existência de ferramentas matemáticas não são suficientes para encontrar uma solução exata (e às vezes, mesmo uma solução aproximada) de muitos dos problemas práticos. Em muitas das vezes, no FEM poderá ser possível melhorar ou refinar a solução aproximada, consumindo mais esforço computacional (RAO, 2011). O processo de subdivisão de todos os sistemas em componentes individuais ou elementos, no qual o comportamento é facilmente entendido e então reconstruindo o sistema original a partir destes componentes para estudar o comportamento é um caminho natural em que o engenheiro, cientista e até mesmo o economista procede (ZIENKIEWICZ et al., 2013).

Como já mencionado, o método dos elementos finitos pode ser entendido como o método para encontrar uma solução aproximada por meio de um meio simplificado. Tratamentos numéricos reduzem o modelo simplificado para uma forma que seja solucionável por um número finito de operações numéricas. Isto significa que a solução aproximada tem que ser caracterizada por um número finito de parâmetros N , chamados graus de liberdade. Este tipo de redução do problema representado por um número finitos de parâmetros é conhecido como discretização (SZABO & BABUŠKA, 1991).

2.4.2.1 Modelagem Computacional usando FEM

O comportamento de um fenômeno em um sistema depende da geometria ou domínio do sistema, propriedade do material ou meio, o contorno inicial e das condições de carregamento. Em prática, a maior parte dos problemas são resolvidos usando métodos numéricos. Entre eles, os métodos de discretização do domínio defendidos pelo MEF são os mais populares devidos sua praticidade e versatilidade (LIU E QUEK, 2013).

Segundo Liu e Quek (2013), o procedimento de modelagem computacional usando MEF basicamente consiste em quatro passos:

- Modelagem da geometria;
- Criação de malha (discretização);

- Especificação das propriedades do material;
- Especificação do contorno, inicial e das condições de carga.

A partir dos procedimentos citados anteriormente e descritos a seguir, é realizada a análise estrutural. Primeiramente, a escolha do tipo de análise desejada (ex. estática, de modos normais/autovalores e flambagem) é selecionada de acordo com a necessidade do tipo de resposta a ser obtida. Nesta etapa, o tipo de solver do sistema de equações modeladas pelo *software* pode ser escolhido dependendo da disponibilidade no *software* adotado. Por fim, os resultados gerados após a solução do sistema de equações compreendem um vasto volume de dados digitais e têm que ser visualizados em uma maneira fácil de analisar e apresentá-los. A visualização é realizada com auxílio do chamado pós-processador, o qual normalmente acompanha o pacote do *software*.

a) Modelagem da geometria

O primeiro requisito necessário ao modelamento é a geometria. O modelo geométrico é obtido especificando todos os nós, suas posições e a conectividade dos elementos. A informação da conectividade permite o programa montar a matriz de rigidez e o vetor de força equivalente para obter as equações de equilíbrio global. Existem duas maneiras de se gerar um modelo. O primeiro é criar uma malha manualmente. A segunda é utilizar um modelo sólido e então criar uma malha para o sólido a fim de obter as distribuições dos nós e elementos (BARBERO, 2013b).

b) Criação da malha

A geração manual da malha era o único método antes da modelagem sólida tornar-se amplamente difundida entre os *softwares* comerciais. Este ainda continua sendo a única opção em alguns *softwares* antigos e customizados, embora nestes casos é sempre possível utilizar a modelagem sólida para gerar a malha. Com a criação manual da malha, o usuário cria nós e então conecta os nós criando os elementos (BARBERO, 2013a).

Para grandes problemas envolvendo geometrias complexas, a idealização de elementos finitos baseado em procedimentos manuais exige um esforço considerável e tempo por parte do analista. Alguns programas foram desenvolvidos para a geração

automática de malha para a idealização eficiente dos domínios complexos com mínima interface com o analista (RAO, 2011).

A forma de discretizar uma estrutura ou quantos elementos a ser utilizados depende do problema a ser analisado. Em geral, a região esperada a sofrer grandes gradientes de deslocamento e/ou tensões é discretizada com muitos elementos (malha fina), no contrário a região é modelada usando poucos elementos (malha grosseira) (HOA & FENG, 1998).

c) Especificação das propriedades do material e seção

As peças ou geometrias devem ser associadas aos materiais. Dependendo da análise, as propriedades do material podem ser linear (análise elástica linear) ou não-linear (ex. análise mecânica de dano), isotrópico ou ortotrópico, constante ou dependente da temperatura. A adição das propriedades corretas dos materiais é um dos aspectos mais importantes de uma análise de sucesso em materiais compósitos. Outras propriedades mecânicas, como coeficientes de resistência, densidade e expansão térmicas são opcionais e suas definições dependem dos objetivos da análise (BARBERO, 2013b).

Todos os elementos necessitam das propriedades do material, mas elementos estruturais necessitam de parâmetros adicionais que variam com o tipo de elemento. Estes parâmetros resultam da integração analítica das equações tridimensionais de governo ao formular o elemento. Por exemplo, elementos de viga requerem a área de seção transversal e o momento de inércia para serem definidos, assim como elementos de casca laminados requerem a sequência de empilhamento do laminado. Elementos contínuos não necessitam de parâmetros adicionais, apenas as propriedades dos materiais, porque a geometria é totalmente descrita pela malha (BARBERO, 2013a).

d) Especificação do contorno, inicial e das condições de carga

Em análise estrutural, as cargas são definidas pelas forças, pressões, forças de inércia (como a gravidade), e deslocamentos especificados, todos aplicados ao modelo. As cargas podem ser aplicadas sobre os nós por meio de forças concentradas e momentos, ou serem distribuídas ao longo dos elementos como: cargas na superfície, carregamento no corpo, cargas de inércia, ou outras cargas acopladas (por exemplo, deformações térmicas) (BARBERO, 2013b).

As condições de contorno são conhecidas com os valores dos graus de liberdade (DOF, do inglês *Degrees of Freedom*) no contorno. Na análise estrutural, os DOF são os deslocamentos e rotações. Em geral, um nó pode ter mais do que um grau de liberdade. Por exemplo, se o modelo de elementos finitos utiliza elementos de viga no espaço bidimensional, existem três graus de liberdade: o deslocamento horizontal, o deslocamento vertical, e a rotação em torno de um eixo perpendicular ao plano (BARBERO, 2013b).

2.4.2.2 Análise de estruturas por MEF em compósitos

A concepção dos compósitos laminados associa as propriedades físicas e mecânicas dos materiais com as formas geométricas da estrutura. Antes da otimização da estrutura que se destina a obter encontrando-se a correspondência perfeita entre o desempenho mecânico e peso, uma exploração inicial da capacidade de carga estrutural, que é representada pela falha de estrutural e o comportamento ao dano, é necessária para a concepção confiável e econômica dos materiais compósitos laminados (LIU & ZHENG, 2010).

A análise estrutural em materiais compósitos requer conhecimento da elasticidade anisotrópica, da teoria estrutural apropriada que é considerada para a cinemática desejada, do critério de falha para determinar se a estrutura falhou e um método numérico para resolver o problema de valor de contorno associado com a estrutura. Se o componente é um meio anisotrópico heterogêneo, deve-se ter uma teoria estrutural para modelar a rigidez corretamente, prever o campo de tensões e, determinar a inicialização e mecanismos de crescimento de diferentes falhas (OCHOA et al., 1992). A análise estrutural de materiais compósitos por meio de material isotrópico pode levar a resultados e conclusões incorretas.

Os critérios de falha para materiais compósitos são muitos e variados. Na verdade, a profusão de tais teorias tem sido uma característica dos compósitos na literatura. De maneira simplificada eles se assemelham àqueles utilizados para compósitos isotrópicos (HINTON et al., 2004).

No passado compósitos fibrosos foram muito analisados baseando-se em métodos da micromecânica, mas muitas vezes estes eram utilizados apenas para determinar propriedades micromecânicas e não para previsões de resistência. As previsões de resistência sob condições de carregamento multiaxial não é prática e então os estudo dos

fenômenos de critério de falha continuam sendo utilizados na indústria ao invés de modelos micromecânicos. Os critérios de falha bidimensionais mais comuns são: critério da máxima tensão, critério da máxima deformação e critério da interação quadrática, como critérios de falha Tsai-Hill e Tsai-Wu (WAAS et al., 2013).

As análises por FEM deram-se pelo critéria de falha Tsai-Wu e uma breve explicação é obtida. De acordo com Tsai e Wu (1971), este é um critério de força operacionalmente simples para materiais anisotrópicos, desenvolvido a partir de uma função escalar de dois tensores de força. Diferentemente das aproximações quadráticas existentes de superfícies de falha, a presente teoria satisfaz os requisitos invariantes da transformação de coordenadas, trata termos de interação como componentes independentes, leva em conta a diferença de resistência devido a tensões positivas e negativas, e pode ser especializado para ser utilizado em diferentes simetrias de materiais, espaço multi-dimensional, e tensões multi-axial. Os dados de cisalhamento uniaxiais e puros fora do eixo medido são revelados estar em boa concordância com os valores previstos com base na teoria atual.

2.4.3 Análise de custos

As componentes de custo consideradas na análise do presente projeto foram: custo de matéria-prima, o custo do trabalho, ferramental e equipamentos (custos de compra, custos de manutenção e depreciação) e custo de energia (VERREY et al., 2006).

2.4.3.1 Custo dos materiais

O custo significativo de materiais em qualquer processo de fabricação é o custo da matéria-prima. Em muitos casos, a escolha do tipo da matéria-prima será determinada pelos processos de fabricação disponíveis e podem, por sua vez, influenciar as possibilidades de projeto (BADER, 2002). Quando os tecidos são cortados, os resíduos de materiais são inevitáveis e assim, os resíduos do pré-impregnado deve ser incluídos no cálculo de custo do material (TONG, 2012). O cálculo do custo de material pode ser dado pela Equação 2.1, como somatório dos custos de cada material.

$$C_F = \sum_{i=1}^n A_i.P_i \quad (2.1)$$

No qual C_F é o custo total da matéria-prima, m_i é a área do i -ésimo material e P_i é o custo por m^2 do i -ésimo material.

2.4.3.2 Custo de processamento

Segundo Tong (2012), o custo de processamento para um material pré-impregnado processado manualmente, depende principalmente do tempo de corte e laminação. Estes por sua vez, dependem do tamanho e número de camadas, da espessura do material e a forma do molde em que se está laminando. Então, o tempo para realizar cada operação é estimado em minutos trabalhados pelo operador. O custo total do trabalho, pode ser obtido pela equação 2.2, onde além do tempo corte e laminação pode somar-se o tempo para preparação do molde e acabamento.

$$C_L = \frac{t_h P_L}{60} \quad (2.2)$$

No qual t_h é o total em minutos das tarefas de produção realizadas e P_L é o preço por hora trabalhada de um operador.

2.4.3.3 Custo de equipamentos e ferramental

Os custos de equipamentos e ferramentais incluem o custo da energia, o custo de depreciação e de manutenção. O custo de energia é o custo da energia eléctrica que é utilizada durante o processo de fabricação. O método linear é utilizado para calcular o custo de depreciação para as máquinas que são usadas para o processo de fabricação. Para este estudo, o custo de depreciação para cada amostra é o custo de depreciação diária dos equipamentos. O terceiro item é custo de manutenção. O custo de manutenção é utilizado para cada amostra, levando em consideração que seja produzida uma amostra por dia (TONG, 2012). O custo total de equipamentos e ferramentais é a soma destes três termos citados, conforme Equação 2.3.

$$C_{TE} = C_D + C_E + C_M \quad (2.3)$$

$$C_D = \frac{P_E - S_V}{L \cdot 300 \cdot n} \quad (2.4)$$

$$C_E = R_E \cdot t \quad (2.5)$$

$$C_M = \frac{M_a}{300 \cdot n} \quad (2.6)$$

C_D é o custo da depreciação, C_E , custo da energia e, C_M , o custo de manutenção para uma única peça. P_E é o valor do equipamento utilizado no processo, S_V o valor residual do equipamento após um tempo de vida L e n , o número de peças produzidas por dia. Para o custo da energia elétrica C_E , a taxa de eletricidade R_E , que está relacionada com o produto do valor cobrado pela operadora de energia (R\$/kWh) e a energia gasta pelo equipamento (kWh), e t o tempo de processamento. Por fim, para o cálculo do custo de manutenção C_M , M_a é o custo total de manutenção do equipamento por ano (300 dias) e n a quantidade diária de peças produzidas.

2.4.3.4 Custo total

O custo total do tubo compósito, é o somatório dos custos recorrentes de materiais, processamento, equipamentos e ferramental, conforme equações 2.1, 2.2 e 2.3.

2.5 Ensaios

Os ensaios mecânicos, primeiramente tornam-se necessários para obtenção das propriedades mecânicas do compósito laminado a ser utilizado na fabricação e utilização dos dados em *software* de análise por FEM. Por fim, os ensaios mecânicos são essenciais após a fabricação da peça em material compósito para validação e certificação do projeto.

2.5.1.1 Compressão

A resposta à compressão de materiais compósitos reforçados com fibras tem sido objeto de investigação desde o desenvolvimento destes materiais. Muitos fatores influenciam a resposta à compressão dos materiais compósitos e considerados em

conjunto ou separadamente eles podem desencadear uma série de modos de falha. Esses fatores ocorrem no nível estrutural (geometria), o nível macroestrutural (nível da lâmina) e nível microestrutural (nível fibra e matriz). No nível microestrutural, a presença de heterogeneidade e defeitos locais, que são difíceis de caracterizar e modelar, influenciam os mecanismos de falha que dominarão a resposta de um compósito em compressão mais do que em qualquer outro estado de tensão. Portanto, a fabricação desempenha um papel significativo na determinação da resposta à compressão de materiais compósitos, e terá um papel ainda mais importante quanto mais a espessura do compósito aumentar (CAMPONESCHI & DEPT, 1987).

Propriedades dos constituintes, orientação do laminado, geometria da amostra, método de introdução de carga, ondulação das fibras, espaços vazios e concentrações de tensão têm mostrado desempenhar importante na determinação do modo de falha predominante em compressão (CAMPONESCHI & DEPT, 1987).

As propriedades mecânicas de amostras sujeitas à teste frequentemente falham em níveis de tensão mais baixo do que a tensão de ruptura em compressão, porque o modo predominante de falha não é a compressão. Modos de falha muitas vezes encontradas em testes de compressão incluem delaminação e flambagem (REISS et al., 1983).

2.5.1.2 Torção

O ensaio de torção de tubos circulares de paredes finas é um método de aplicação direta da tensão de cisalhamento à compósitos poliméricos reforçados por fibras e a partir do ponto de vista da mecânica aplicada é o método mais desejável para a caracterização de cisalhamento. Neste teste, um estado aproximado de tensão cisalhante pura é induzida em tubos de paredes finas circunferencialmente enrolados por fibras sujeitos ao torque puro em relação ao eixo longitudinal da amostra. A tensão de cisalhamento é distribuída uniformemente em torno da circunferência e ao longo do comprimento da amostra. Uma vez que a espessura da parede é pequena em comparação com o raio médio do tubo, o gradiente de cisalhamento através da espessura é negligenciável (HODGKINSON, 2000).

De acordo com Foley et., 1989 a torção de tubos de paredes finas foi proposta por diversos autores como um método de obtenção de propriedades de cisalhamento no plano de compósitos reforçados por fibras, embora trabalhos analíticos e experimentais

anteriores foram tratados primeiramente com tubos unidirecionais ou laminadas. O teste de torção também tem utilizado para determinar propriedades de cisalhamento intralaminares e interlaminares bem como diferentes modos de falha em layups complexos (KURTZ, 1990; HINKLEY & O'BRIEN, 1992).

2.5.1.3 Fadiga

Existe uma extensa lista de razões porque a fadiga é tão crucial para peças em compósitos estruturais ou estruturas (VASSILOPOULOS & KELLER, 2011):

- Os compósitos são usados para componentes estruturais críticos e hoje em dia eles participam como um candidato à substituição aos tradicionais materiais utilizados como aços, alumínio ou concreto, em estruturas que devem suportar significantes cargas em fadiga durante operação, tais como aviões, pás do rotor de turbina eólicas, barcos de lazer, pontes, etc;
- Materiais compósitos unidirecionais são geralmente frágeis e comportam-se de forma linear sob carga. Uma vez que sua falha é repentina, sem qualquer aviso prévio, uma compreensão de seu comportamento e previsão de sua vida em fadiga são de grande importância;
- Uma compreensão do comportamento em fadiga do material compósito também é valioso para a melhoria das práticas de desenvolvimento de produtos. A capacidade para simular o comportamento de fadiga do material, do componente estrutural e / ou estrutura reduz o custo e permite o desenvolvimento de uma ampla gama de produtos, sem a necessidade de aumentar o número de protótipos físicos;
- A durabilidade de estruturas em materiais compósitos também é um fator importante. O perigo de se avaliar a durabilidade baseada em cálculos de resistência estática é de que o impacto da durabilidade em cargas cíclicas é susceptível de ser desconsiderada. A introdução de metodologias de previsão da vida em fadiga em procedimentos de simulação permite a avaliação do desempenho da durabilidade no início do processo de desenvolvimento do produto e o estabelecimento de recomendações claras para guiar as principais escolhas de projeto.

Abordagens clássicas para estudo da fadiga envolvem a caracterização da vida total em fadiga até a falha em termos do intervalo de tensão cíclica (abordagem da curva S-N, equivale a designação stress-number of cycles) ou o intervalo de deformação (plástica ou total). Nestes métodos, o número de ciclos necessários de tensão ou deformação para induzir a fadiga em amostras inicialmente sem trincas é estimado sob amplitudes controladas de tensões cíclicas ou deformações. A vida em fadiga resultante consiste no número de ciclos de fadiga para iniciar uma trinca dominante (o qual pode ser tão elevada quanto cerca de 90% do total da vida em fadiga) e para propagar esta falha dominante até uma falha catastrófica ocorrer (SURESH, 1998).

As curvas SN são obtidas por meio de ensaio de fadiga com amplitude de tensão constante até que ocorra a ruptura ou colapso do material ou estrutura ensaiado. A amplitude de tensão corresponde a metade da diferença entre as tensões máxima e mínima. Outro parâmetro importante para o estabelecimento de curvas SN é a razão de tensão (R), que corresponde à razão entre a tensão mínima e a tensão máxima. Além disso, as curvas SN podem sofrer alterações em função da frequência de ensaio adotada, portanto, a frequência de ensaio deve ser compatível com o tipo de material ou estrutura a ser testada (ANCELOTTI JR., 2011).

As curvas SN podem ser representadas por equações lineares ou não lineares devidamente ajustadas aos resultados experimentais. As equações mais utilizadas referem-se ao modelo log-log (Equação 2.7) e ao modelo log-linear (Equação 2.8):

$$\sigma_{max} = A \cdot N^B \quad (2.7)$$

$$\sigma_{max} = C + D \cdot \log N \quad (2.8)$$

no qual os termos A , B na Equação 2.7, C e D na Equação 2.8 são constantes determinadas experimentalmente, N é o número de ciclos para falha e σ_{max} é a tensão máxima de fadiga. As equações também podem ser normalizadas em relação à tensão estática média, bastando dividir a tensão máxima de fadiga pela tensão estática média. Embora os ensaios para obtenção das curvas SN envolvam amplitude de tensão constante, nas situações práticas os carregamentos ou tensões irregulares são mais comuns (ANCELOTTI JR., 2011).

Em um teste com tensão controlada, a amostra é ciclada entre tensões máximas e mínimas de maneira que uma amplitude de tensão constante é mantida. Em um teste de deformação controlada, a amostra é ciclada entre deformação máxima e mínima de maneira que a amplitude de deformação constante seja mantida. Uma característica única dos materiais compósitos reforçados com fibras é que estes exibem um gradual enfraquecimento ou perda da resistência devido a aparição de longos danos microscópicos antes de qualquer dano visível aparecer Fig 2.8. Como resultado, a deformação na amostra aumenta em um ensaio de tensão controlada, mas a tensão cai em um ensaio de deformação controlada. Danos microscópicos também causam perdas na resistência residual do material (MALLICK, 2007).

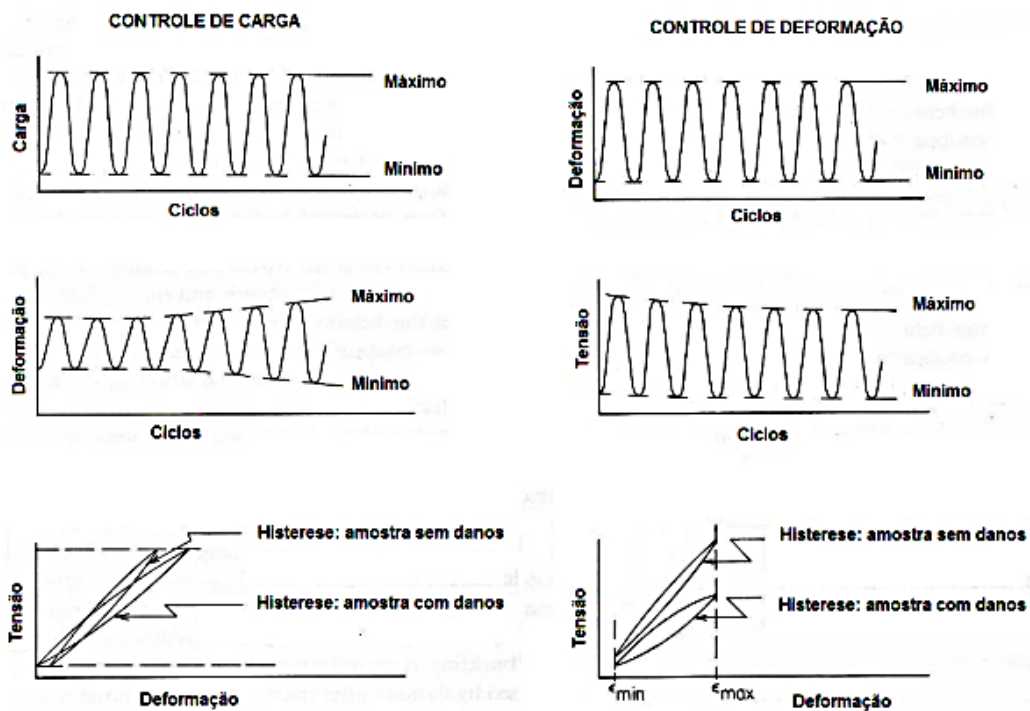


Figura 2.8 – Diferenças entre os ensaios de fadiga com controle de tensão e com controle de deformação (Ancelotti Jr, 2011).

Mallick & Zhou (2004) testaram compósitos de poliamida 6.6 reforçados com fibras de vidro curtas em fadiga por tensão controlada, em um ciclo de tensão-tensão, no qual a tensão média foi variada, variando-se a razão entre a tensão máxima e tensão mínima. O comportamento de fluência foi observado durante os testes. A aplicação do ensaio de fadiga por tensão controlada também foi feito por Reis et al. (2009) em

laminados compósitos fibras de carbono/epóxi por VARTM, avaliando-se a variação da razão de tensões e amplitudes à uma frequência de 10 Hz, na perda de resistência após fadiga. Mortazavian & Fatemi (2015) estudaram o efeito da anisotropia e temperatura na deformação cíclica e comportamento em fadiga de compósitos poliméricos reforçados com fibras curtas. Boas correlações entre resistência à fadiga e resistência à tração foram obtidas a partir de testes de fadiga em tensão controlada, e um modelo estimado da vida em fadiga foi apresentado correlacionando diferentes temperaturas, orientações das fibras e razão de tensão.

Koimtzoglou et al. (2001) realizaram ensaios de fadiga por deformação controlada em compósitos poliméricos reforçados por fibras de carbono. Ciclos de deformação controladas de 0 à 5% de deformação aplicada foram realizados à um máximo de 10^6 ciclos. Agarwal (1981) estudou comportamento dos compósitos em ensaios de fadiga por flexão realizados em compósitos fibras de vidro/epóxi unidirecionais (10° fora do eixo) em amplitudes de deformações constantes. Foi observado que a carga cíclica em amplitudes de deformações entre 0,53 e 0,9%, provocam uma redução gradual da rigidez, como é o caso com amostras longitudinais, mas ao contrário de amostras transversais e à 45° .

Li et al. (2003) avaliaram as diferenças entre os ensaios de fadiga com tensão controlada e deformação controlada utilizando compósitos fibras de vidro/epóxi. O ensaio de fadiga com deformação controlada apresentou dispersões menores daqueles dados obtidos por tensão controlada. Segundo autores o ensaio por deformação favorece a acomodação das trincas na amostra durante o ensaio de fadiga.

Uma das principais diferenças entre os compósitos e os materiais metálicos existe nos seus respectivos comportamentos à fadiga. Os metais costumam falhar por inicialização e crescimento de trinca, de maneira que tem sido previsível através da análise mecânica da fratura, já os compósitos apresentam vários modos de falhas, incluindo a delaminação, fissuras na matriz, falha da fibra, crescimento de vazio, fratura da matriz, e falha do compósito. Uma estrutura pode apresentar qualquer um ou todos esses modos de falhas, o que é difícil de prever, a priori, qual o modo que irá dominar e causar falha no compósito (SALKIND, 1972).

O grau de dano em um material compósito com matriz polimérica pode ser obtido medindo-se a diminuição de danos relevantes, geralmente a resistência residual ou rigidez residual (SENDECKYJ, 1990). Uma teoria baseada na degradação da resistência residual assume que os danos se acumulam no compósito e a falha ocorre quando a

resistência residual diminui para o nível de tensão máxima aplicada para o cíclico, Figura 2.9 (VASSILOPOULOS & KELLER, 2011). De um modo geral, como o dano inicia e cresce durante a cargas cíclicas em materiais compósitos, as propriedades do material tais como módulo de elasticidade, resistência e resistência residual podem variar e, em muitos casos, elas podem ser significativamente reduzidas por causa do acúmulo progressivo de trincas (KASANO et al., 2004)

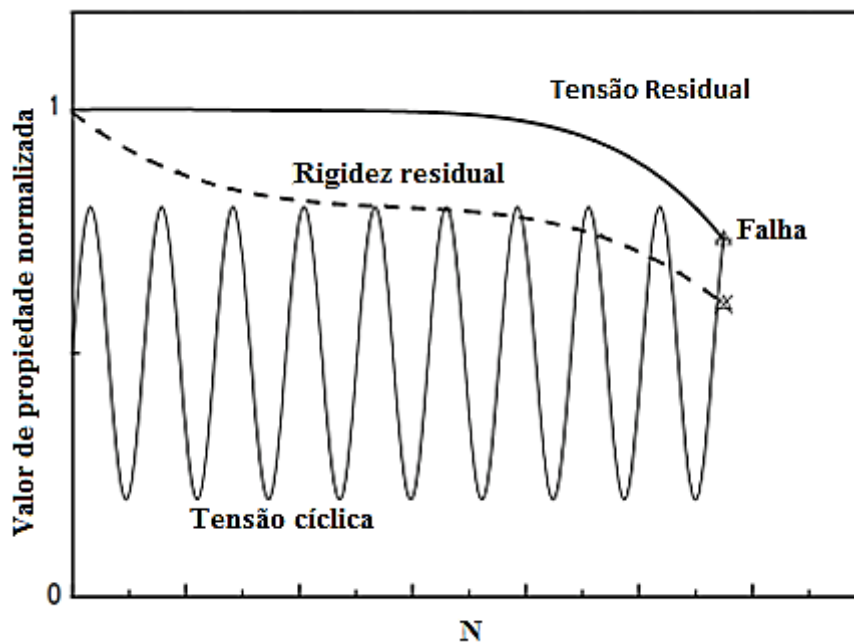


Figura 2.9 – Degradação da resistência e rigidez do compósitos durante uma amplitude de carregamento constante (Vassilopoulos e Keller, 2011).

A ocorrência e acúmulo destes mecanismos de danos dependem fortemente de determinados parâmetros de carregamento, como por exemplo, a amplitude da tensão, tensões multiaxiais, a razão da tensão e a frequência. O principal comportamento da fadiga (degradação da rigidez) bem como o desenvolvimento de danos pode ser dividido em três fases. O início e progressão de trincas transversais com pontas afiadas e uma diminuição acentuada na rigidez (fase I), o desenvolvimento de delaminações locais causadas por fissuras transversais e uma queda quase linear da rigidez (fase II) e a convergência das delaminações resultando em falha final (fase III). Os três estágio de danos foram demonstrados na Figura 2.10 , a partir da resistência residual normalizada em função do números de ciclos normalizados, variando as tensões aplicadas em teste

de fadiga. Estes mecanismos de danos e comportamentos de fadiga são utilizados para modelos de fadiga (SCHM et al., 2012).

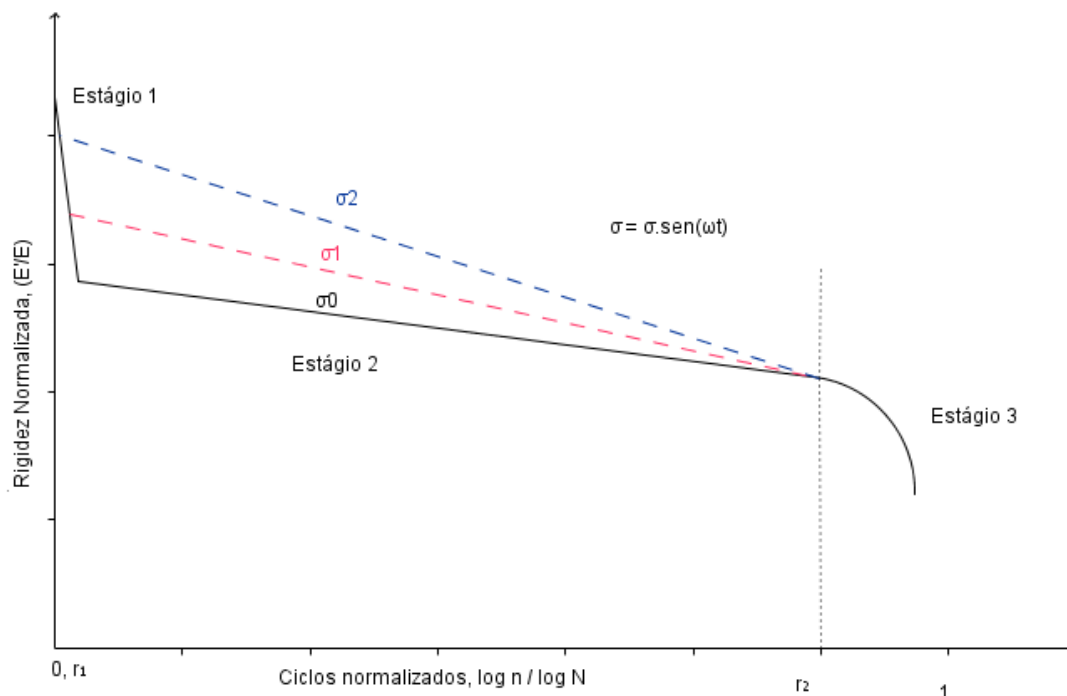


Figura 2.10 - Degradação da rigidez normalizada (desenvolvimento dos danos) de um laminado compósito sob fadiga, como função de um ciclo de vida normalizado para diferentes níveis de tensão aplicadas (OSTI DE MORAES et al., 2015).

O efeito da frequência no ensaio à fadiga tem sido estudado por diversos autores: Adam & Horst, (2014); Osti de Moraes et al., (2015); Rotem, (1993); Sanders et al., (1999). Frequências numa faixa de 1 à 20 Hz , e até mais altas, têm sido utilizadas para gerar dados experimentais na literatura. De maneira a comparar os resultados consistentemente, a tarefa preliminar consiste em avaliar a influência da frequência nas respostas dos materiais. Este estudo também ajuda na investigação do comportamento dos compósitos em altos ciclos de fadiga, no qual o aumento da frequência é inevitável se o curto tempo de ensaio precisa ser obtido (HARRIS, 2003).

Existem duas razões principais para atentar-se a frequência utilizada em ensaios de fadiga para compósitos (HARRIS, 2003):

- A energia dissipada por histerese aquece a amostra, tanto quanto a frequência aumenta;

- Para uma determinada amplitude de tensão, o aumento da frequência resulta em um aumento da taxa de deformação.
-

2.5.1.4 Ensaios para controle de danos em fadiga

Os ensaios de termografia por IR e vibração mecânica têm com objetivo acompanhar e/ou verificar danos na estrutura do tubo, após ou durante o ensaio.

a) Vibração

Em ordem para encontrar defeitos em peças de materiais compósitos, técnicas não destrutivas (NDT, do inglês *Nondestructive testing*) como ultrassom, raios-X, termografias e emissão acústica são normalmente empregadas. Como técnica alternativa, métodos de análise por vibração podem ser aplicados, os quais fornecem parâmetros de forma, frequência de ressonância e amortecimento que caracterizam o estado de um componente. Estes parâmetros modais modificam quando danos são inicializados e propagados, mas em contraste com técnicas NDT, a caracterização de danos é fornecida em um senso global ou integrada, negligenciando detalhes, como tipo e localização dos danos (EBERLE & HAENSEL, 1998). O conceito de usar o ensaio de vibrações como técnica de identificação de danos em compósitos laminados não é novo. Evidências experimentais têm mostrado que a presença de delaminações muda a resistência assim como a resposta vibrações de estruturas em compósitos (ZOU et al., 2000).

O procedimento experimental para encontrar os parâmetros é feito por meio da excitação de uma amostra por força controlada (senoidal ou pulsada) para medir as vibrações resultantes (ressonância ou curva de decaimento) e avaliar os dados gravados em função do tempo (EBERLE, 1990). As respostas são adquiridas por alguma forma de transdutor que monitora a resposta estrutural à forças de excitação artificialmente induzidas ou forças do próprio ambiente de serviço. Baixos níveis de energia são suficientes para produzir respostas mensuráveis desde que a energia de resposta seja dinamicamente amplificada (SALAWU, 1997). Em ensaios de vibração a frequência e amortecimento são os parâmetros mais sensíveis, os resultados da análise de vibração podem ser combinados em espectros de amortecimento, mostrando valores de amortecimento versus frequências dos modos de vibração excitados, resultando então

em uma clara apresentação do comportamento de vibração (EBERLE & HAENSEL, 1998).

Segundo de Souza et al., o decremento logarítmico (que é o resultado de um impulso simples desencadeado no sistema de vibração livre) é obtido pela relação entre duas amplitudes sucessivas do sinal. O termo decremento logarítmico refere-se à taxa de redução logarítmica relacionada com a redução de movimento após o pulso, sendo a energia transferida para outras partes do sistema ou absorvida pelo elemento. Então o decremento logarítmico a partir de uma curva de ressonância pode ser dado como a equação 2.9:

$$\Delta = \frac{\pi \cdot (f_2 - f_1)}{f_n} \quad (2.9)$$

no qual f_n é a primeira frequência natural do sistema (Hz), f_1 e f_2 correspondem a largura da banda de frequência associada com os pontos de meia potência (Hz). O fator de amortecimento do material (ξ) é dado pela Equação 2.10.

$$\xi = \frac{f_2 - f_1}{2 \cdot f_n} \quad (2.10)$$

Quando $\Delta \ll 1$, $\xi = \frac{\Delta}{2\pi}$ e conseqüentemente têm-se a equação 2.11 para o fator de perda (η).

$$\eta \approx 2\xi \quad (2.11)$$

A partir da equação 2.11 chega-se a equação 2.12:

$$E'' = E' \eta \quad (2.12)$$

Então, pode-se quantificar os danos internos (D) de uma estrutura pela Equação 2.13:

$$D = 1 - \frac{E_n}{E_i} \quad (2.13)$$

no qual E_n é o n ésimo módulo de armazenamento (ou elasticidade) e E_i o módulo de armazenamento inicial.

Abo-Elkhier et al. (2014) estudaram a resposta de testes modais em amostras de compósitos de matriz poliéster reforçados com fibras de vidro, e relacionaram a variação da sequência de empilhamento como principal fator de alteração da vida em fadiga. O trabalho correlacionou parâmetros modais como: fator de amortecimento, frequência natural e fator de forma. O ensaio de fadiga foi realizado por flexão plana, e o mesmo foi parado em diferentes ciclos para avaliação por teste de vibração para determinar mudanças nos parâmetros modais. Os autores evidenciaram que o fator de amortecimento (ζ) é mais notável que a frequência natural nos ensaios de fadiga. Kiral et al. (2012) também estudaram a resposta de vibração em compósitos, comparando com amostras submetidas à ensaios de impacto. Os resultados mostraram que o fator de amortecimento é mais sensível a falha do que a frequência natural, assim como a severidade e localização do dano influenciam no fator de amortecimento. (AIDI et al., 2015) demonstraram que frequências naturais elevadas do sistema podem ser úteis para detecção antecipada do dano e para estimar o nível do dano em materiais compósitos, baseado na investigação de compósitos de matriz epóxi reforçada com fibras de carbono sujeitos à fadiga.

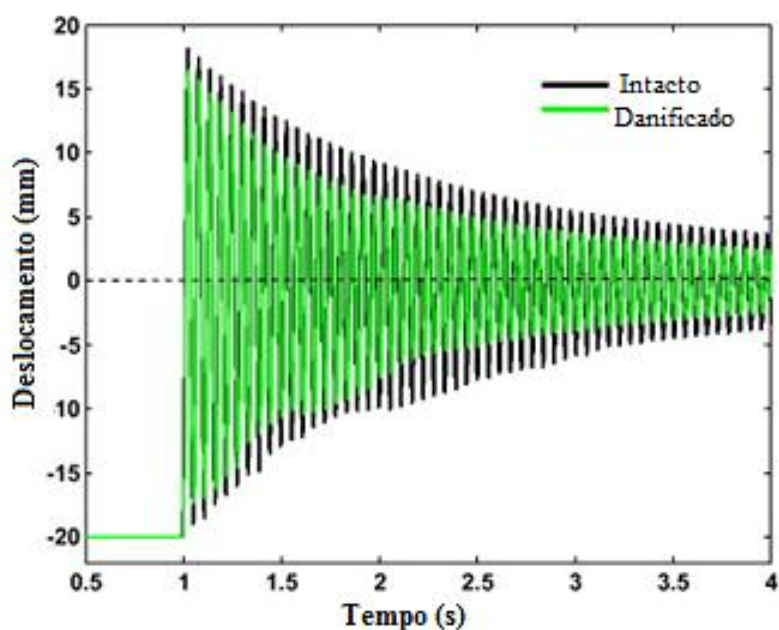


Figura 2.11 – Análise do fator de amortecimento entre um compósito sem dano e outro com dano em impacto (KIRAL et al., 2012)

b) Ensaio termográfico de infravermelho

A fim de detectar danos de estruturas em compósitos e monitorizar sua localização e evolução durante o carregamento, técnicas experimentais adequadas são necessárias. Entre as técnicas não destrutivas disponíveis, a termografia infravermelha (IR) é adotada. A termografia IR é uma metodologia experimental não destrutiva e sem contato, baseada no conceito de temperatura da superfície varrida, durante a aplicação de uma carga mecânica ou térmica em um componente estrutural (VERGANI et al., 2014). Tamém, é possível prever se uma mudança para frequências mais altas, para redução do número de ciclos, poderia falhar o material antes do esperado por superaquecimento.

Garnier et al. (2010) avaliaram uma estrutura em material compósito já danificada por impacto de baixa energia, por meio da técnica termográfica em ensaio de fadiga sob carregamento tensão-compressão. O estudo consistia em acompanhar a acumulação de danos e a evolução dos mesmos por um sistema termográfico de Infravermelho. Após análises dos vídeos de infravermelho, foram capazes de mensurar o tamanho do dano do impacto e as direções de crescimento do dano, além de outras considerações.

Montesano et al. (2013) utilizaram a termografia para investigar o comportamento de compósitos em *braiding* de fibras de carbono em placas sob fadiga de alto ciclo. O método proporcionou um valor limite em fadiga em excelente acordo com o método experimental convencional. Os mecanismos de dano responsáveis pelo aumento da dissipação de calor e falha foram identificados, fornecendo suporte para a determinação de um limite em fadiga para este material. Além disso, a relação entre o calor dissipado, a dissipação de energia intrínseca e o número de ciclos até a falha foram claramente estabelecidos.

Colombo e Vergani (2014) estudaram o efeito da delaminação por fadiga em compósitos reforçados por fibras de vidro. Testes experimentais foram realizados para verificar a diminuição da vida em fadiga em amostras delaminadas (foi colocada propositalmente uma camada de Teflon no meio da amostra) em comparação com os compósitos não danificados. Três abordagens, com base em observações térmicas de testes estáticos e dinâmicos com aumento das amplitudes de tensão, revelaram uma relação entre a resposta térmica do material e o limite de fadiga. A partir desta avaliação, os autores consideram a indicação da termografia como uma ferramenta para

monitorar o início de danos e sua evolução durante os testes, e para estimar a resistência à fadiga.

2.5.2 Ensaios para controle de qualidade dos tubos

Os ensaios térmicos e termo-mecânicos tornam-se necessários no presente trabalho, para análise do comportamento da matriz polimérica e do compósito, de maneira a obter parâmetros essenciais à garantia do processo, como grau de cura e transição vítrea do material curado.

2.5.2.1 DSC

A técnica de calorimetria exploratória diferencial (DSC, do inglês *Differential scanning calorimetry*) é uma técnica que mede a diferença do fluxo de calor entre uma amostra a ser analisada e uma amostra de referência, em função direta do tempo ou temperatura sob aquecimento, resfriamento ou condições isotérmicas (HATAKEYAMA & QUINN, 1994). A técnica DSC é uma das mais versáteis técnicas térmicas disponíveis para análise. Ela pode ser usada para compósitos e precursores dos compósitos (ex. polímeros) para estudar processos termodinâmicos (de transição vítrea, capacidade de calor específico) e eventos cinéticos, como a cura e relaxação entálpica associada ao envelhecimento físico ou estresse (Barton, 1985).

Um ensaio importante para materiais compósitos poliméricos é a avaliação da energia de cura do sistema de resina, tanto para modelar uma curva de cura do sistema, como para avaliação do grau de cura de um compósito. A Figura 2.12 mostra o resultado típico de um ensaio de DSC pelo aquecimento do sistema de resina termorrígida à taxa constante.

(Intencionalmente deixado em branco)

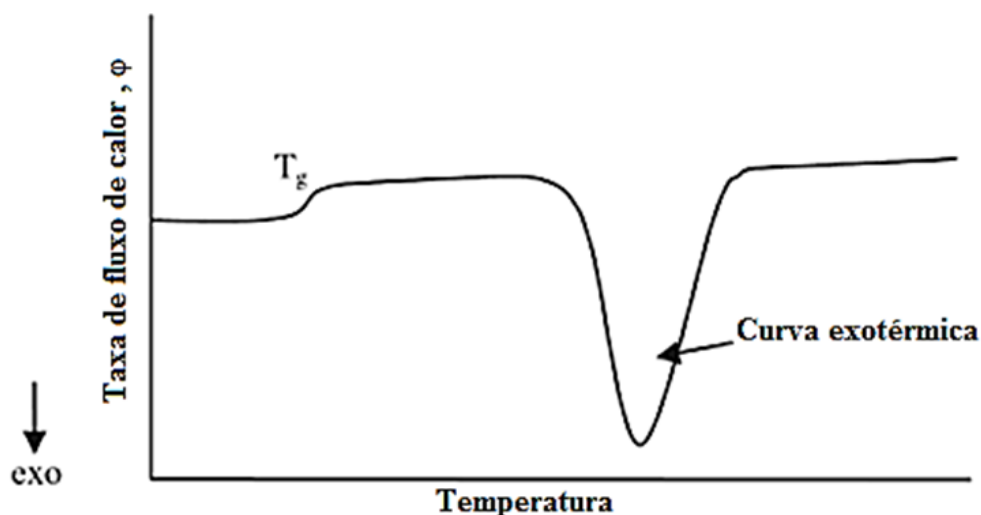


Figura 2.12 – Resultado de DSC para uma resina não curada (KESSLER, 2004)

A cura é observada como um largo pico exotérmico. O começo da cura (temperatura de onset) é dada pela temperatura na qual o fluxo de calor desvia da resposta linear, e a temperatura do pico exotérmico resulta na máxima taxa de cura da resina. Na finalização da cura ou reticulação do polímero, o fluxo de calor no DSC retorna para uma resposta quase-linear. A área abaixo do pico exotérmico pode ser integrado para dar o calor de cura da reação, ($\Delta H_{cura} = J/g$) (KESSLER, 2004).

2.5.2.2 DMA

A análise dinâmico-mecânica (DMA, do inglês *Dynamic Mechanical Analysis*) consiste, de modo geral, em se aplicar uma tensão ou deformação mecânica oscilatória, normalmente senoidal, de baixa amplitude a um sólido ou líquido viscoso, medindo-se a deformação sofrida por este ou a tensão resultante, respectivamente, sob variação de frequência ou de temperatura (DAWKINS, 1986). A partir desta, calcula-se propriedades como a tendência ao escoamento (chamado de viscosidade) pela diferença de fase e a rigidez (módulo de elasticidade) pela recuperação da amostra. Essas propriedades são muitas vezes descrita como a capacidade de perder energia na forma de calor (amortecimento) e a capacidade de recuperação da deformação (elasticidade) de uma curva tensão-deformação na região linear inicial (MENARD, 2008).

Na análise por DMA, um módulo complexo (E^*) é composto por um módulo real ou de elasticidade (E'), e um módulo imaginário ou de perda (E''), calculados a partir da resposta do material à onda senoidal. Estes módulos diferentes permitem uma melhor caracterização do material, permitindo examinar a capacidade do material ao retorno ou

armazenamento de energia (E'), a sua capacidade de perder a energia (E''), e a razão entre estes efeitos ($\tan\delta$), que é chamado de amortecimento (MENARD, 2008).

Para um ensaio em polímeros ou compósitos poliméricos, em geral, E' decresce com o aumento da temperatura. O pico máximo da E'' (ou $\tan\delta$) em relação à temperatura indica a dissipação de energia e então revela a ocorrência de transições, que são associadas com o processo de relaxação de algumas estruturas. Tipicamente, existem 4 transições que podem ser analisadas no DMA: transição vítrea, e as transições β , γ , δ que estão ligadas com a relaxação submolecular das cadeias e são evidentes no resfriamento do polímero (CHENG, 2002).

Em baixas temperaturas, todos os polímeros amorfos e semicristalinos são duros e rígidos. Este é o estado vítreo. Com o aquecimento, a certa faixa de temperatura, os polímeros tornam-se mais macios, determinando a chamada faixa de transição vítrea ou T_g (SPERLING, 2005). Este é um parâmetro de importância nos materiais compósitos poliméricos, pois determina a faixa de temperatura de trabalho do material (abaixo da T_g) sem que o mesmo perca propriedades estruturais.

2.5.2.3 Microscopia

A microscopia ótica e a microscopia eletrônica de varredura (MEV) são técnicas usualmente empregadas para avaliar a estrutura dos materiais compósitos. A dureza dos compósitos geralmente impede o corte das amostras, então o polimento é usado para prover seções finas para microscopia por transmissão ou seções espessas para microscopia por reflexão de luz. Técnicas de análise de microscopia quantitativa podem ser utilizadas para determinar a distribuição da quantidade de fibras em um compósito ou a quantidade de fibras salientes em uma superfície fraturada. Estes são parâmetros importantes que estão relacionados com as propriedades mecânicas, como a distribuição de fibras, já que existe uma quantidade crítica de fibras necessárias como reforço do compósito. Além da distribuição das fibras, é possível analisar a orientação das mesmas e a morfologia da fratura dos compósitos (SAWYER & GRUBB, 1996).

2.5.2.4 Volume de fibras e vazio

Além das propriedades dos constituintes, a integridade da interface fibra/matriz, a fração do volume de fibras, e a concentração de vazios induzidos pelo processamento refletem no desempenho de um compósito. Os vazios são pequenos defeitos que

degradam as propriedades de resistência e fratura de um material compósito, assim como a fração de volume de fibras influencia na resistência e rigidez. A propriedade física da densidade deve ser determinada para a fibra, resina e compósito antes da determinação da concentração de vazios e fração de volume de fibras (MALLICK, 1997).

As densidades (massa por volume) dos materiais compósitos e seus constituintes são normalmente medidos usando um dos três métodos: método de Arquimedes, o método afunda-flutua (*sink-float*), ou método por gradiente de densidade. Após, a fração de volume de fibras é determinada seja pelo método de queima (*burn-off*), que é normalmente utilizado para compósitos com fibras de vidro, ou por digestão química da matriz, principalmente compósitos com fibras de aramida e carbono (MALLICK, 1997).

(Intencionalmente deixado em branco)

3 METODOLOGIA EXPERIMENTAL

O presente capítulo apresenta a descrição dos materiais, equipamentos, e os procedimentos experimentais para fabricação dos tubos e posterior caracterização das propriedades mecânicas e térmicas dos mesmos. Como descrito na Figura 3.1, o primeiro passo para chegar ao produto final é a caracterização dos laminados, com o mesmo material que será utilizado na manufatura dos tubos, com objetivo de obter as propriedades mecânicas e adicioná-las ao *software* de elementos finitos em propriedades dos materiais. Uma vez que os dados iniciais do tubo, como altura e diâmetro externo já estejam definidos no projeto, variou-se a sequência de laminação do tubo, até encontrar uma sequência otimizada em *software* por meio da análise estrutural. Escolhida a sequência de empilhamento, fabricou-se um tubo e verificou-se sua resistência em ensaio estático, de maneira a certificar que o tubo suportava o carregamento mais crítico. Enfim, com a sequência de empilhamento definida em *software* e qualificada no ensaio estático, continuou-se com a fabricação de mais tubos com o mesmo empilhamento, e realizou os ensaios mecânicos (estáticos e cíclicos), e de análise de danos, como vibrações, de histerese, resistencial residual, câmara termográfica e MEV, além dos de controle da qualidade como térmicos, físicos, microscopia ótica e medições lineares para total certificação do tubo. Além disso, a análise de custo da fabricação do tubo para prótese transtibial foi desenvolvida neste trabalho.

3.1 Materiais

Pode-se descrever os materiais utilizados, dividindo-os em três principais passos até a fabricação do tubo: confecção dos dispositivos metálicos, fabricação das amostras para obtenção das propriedades e fabricação dos tubos. Primeiramente nos materiais para confecção dos dispositivos metálicos tem-se a liga de alumínio 6061 para o molde no qual foram processados os tubos em compósito. Além disso, para os ensaios mecânicos, foi utilizada uma liga de aço carbono SAE 1020 para fabricação dos dispositivos de ensaios dos tubos, assim como para a fabricação do bastão de enrolamento do pré-impregnado.

O material utilizado para obtenção das propriedades e processamento dos tubos foi um pré-impregnado de cura rápida da empresa Hexcel Composites, de designação Hexply™ M77. A Tabela 3.1 descreve as principais características da fibra de carbono e do sistema de resina utilizados na fabricação do pré-impregnado, de acordo com dados técnicos do fabricante (HEXCEL COMPOSITES, 2014).

Tabela 3.1 – Propriedades física do pré-impregnado Hexply M77/39/UD150/CHS e seus constituintes (HEXCEL COMPOSITES, 2014).

	Propriedades	Valores
Propriedades do sist. de resina	T_g^1 (°C)	135
	Densidade (g/cm ³)	1,1-1,2
Propriedade das fibras	Densidade (g/cm ³)	1,78
	Gramatura do tecido (g/m ²)	150
Propriedades dos pré-impregnados	Direção do tecido 0°/90° (g/m ²)	150/0
	Massa do pré-impregnado (g/m ²)	242 ± 12
	Concentração de resina (%)	39 ± 1

¹ Cura à 130 °C por 15 minutos (Análise por DSC 25-250°C, 10 °C/min).

² Propriedades mecânicas baseadas em cura à 130 °C por 10 min, e pressão de 5 bar.

Os materiais utilizados para a fabricação dos laminados nos quais serão retirados os corpos-de-provas para propriedades, são descritos na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Materiais e consumíveis utilizados na fabricação dos corpos-de-provas para obtenção de propriedades

Material	Modelo	Fabricante / Distribuidor
Tecido pré-impregnado	Hexply M77/39/UD150/CHS	Hexcel Composites
Filme para vácuo	Flexnyl MLA SF	MAP
Tecido desmoldante	MAP-Ply MT	MAP
Fita selante	Tape 9880-13 ^a	MAP
Desmoldante	Chemlease-44	Redelease
Ferramental em chapa de aço	N/A ¹	N/A ¹

¹ N/A – Não se aplica

Na moldagem dos tubos compósitos por *bladder* utilizou os materiais descritos na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 - Materiais e consumíveis utilizados na fabricação dos tubos

Material	Modelo	Fabricante / Distribuidor
Tecido pré-impregnado	Hexply M77/39/UD600/CHS	Hexcel Composites
Tecido desmoldante	MAP-Ply MT	MAP
Desmoldante	Chemlease-44	Redelease
Fita adesiva	Crepe, 10 mm de largura	
<i>Bladder</i> em silicone	Ø 20 mm, espessura 2 mm	-
Válvula para pneus sem câmara	TR-418	-
Abraçadeira de rosca sem fim	Ø 13 mm	-

Para o embutimento das amostras por microscopia ótica utilizou o sistema de resina epóxi Araldite® LY 5052 e endurecedor Aradur® 5052 CH. E por fim, para técnica de digestão ácida utilizou ácido nítrico com 70% em solução.

3.2 Procedimento experimental

O presente trabalho seguiu os processos descritos no fluxograma da Figura 3.1, até que fosse atingido o objetivo final de cumprir dos requisitos do projeto com sequência de empilhamento otimizada.

(Intencionalmente deixado em branco)

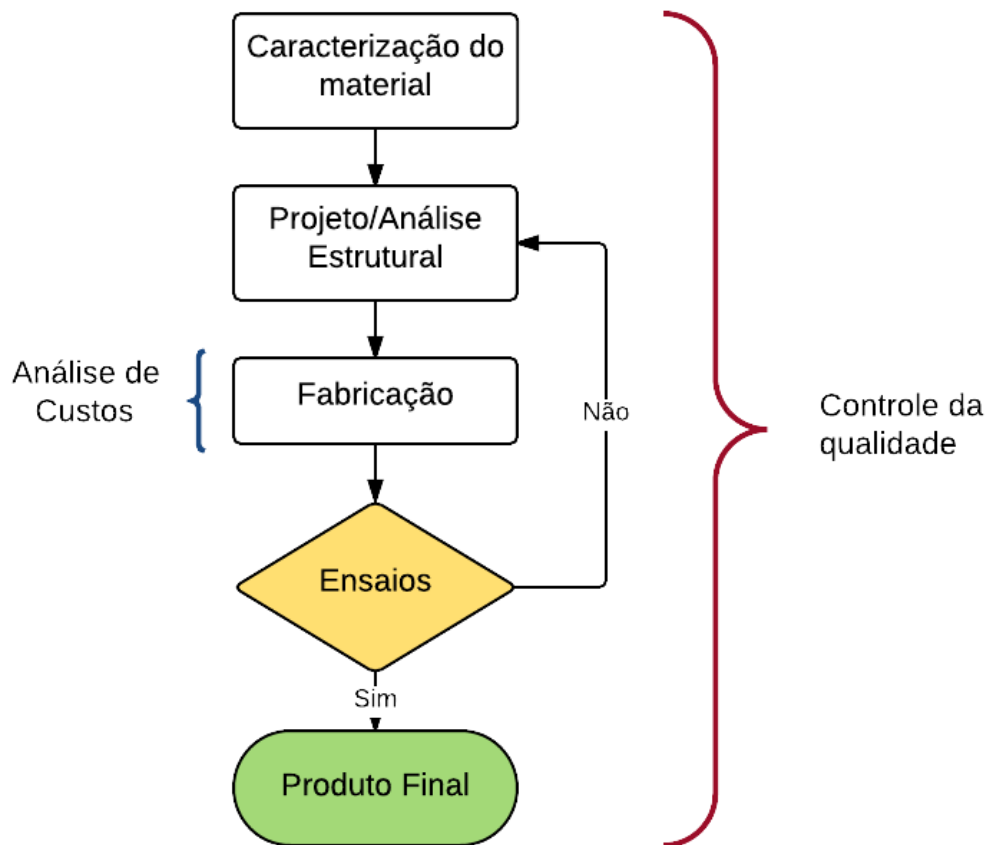


Figura 3.1 – Fluxograma das atividades realizadas no trabalho até o produto final (tubo) otimizado

3.2.1 Usinagem

Antes da usinagem dos dispositivos, foi necessário projetá-los com auxílio de *software SolidWorks®*, que é uma ferramenta de modelagem sólida auxiliada por computador (CAD, do inglês *Computer-Aided Design*). Para o projeto do dispositivo de ensaios mecânicos (compressão, torção e fadiga), o fator crucial para criar o dispositivo, foi projetá-lo de maneira que nos ensaios, principalmente de torção, o tubo compósito não girasse livremente, transferindo assim toda a carga da máquina de ensaio para o tubo. Desta maneira, o projeto foi concebido de acordo com o APÊNDICE A, na qual a parte que vai internamente ao tubo (APÊNDICE B), tende a expandi-lo enquanto a flange (APÊNDICE C) comprime-o externamente com auxílio da rosca.

O molde foi projetado para ser utilizado por vários processos, entre eles moldagem por centrifugação, RTM light e *bladder*. Desta maneira, foi necessário criar três canais com roscas para infusão e aplicação do vácuo no processo RTM, conforme demonstrado na Figura 3.4. Além disso, foram projetadas as partes laterais para que após a montagem e expansão do *bladder*, este não expandisse para as superfícies laterais correndo o risco de dano ao mesmo podendo até estourar e também como forma de proteção ao operador caso o *bladder* venha a falhar.

Então, a usinagem do molde e do dispositivo de ensaio foi realizada pelo setor de usinagem e soldagem do Instituto de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Itajubá. Também foi realizado a usinagem do bastão de aço de 550 mm de comprimento e diâmetro de 28 mm, com acabamento superficial polido para facilitar a retirada do laminado não-curado. Porém, no caso do molde, apenas o desbaste foi realizado no setor, com o acabamento sendo realizado no Núcleo de Tecnologia em Compósitos - Universidade Federal de Itajubá, por meio de uma mesa de usinagem do tipo Router controlada numericamente, marca *Excitech*[®], modelo SHG1212 (Figura 3.2).



Figura 3.2 – Imagem ilustrativa da mesa de usinagem do tipo Router marca *Excitech*[®], modelo SHG1212.

O molde desbastado pelo setor de usinagem (Figura 3.3) foi então finalizado na *Router* conforme Figura 3.4, para que o acabamento superficial do molde ficasse superior e resultasse em um melhor acabamento do tubo compósito.

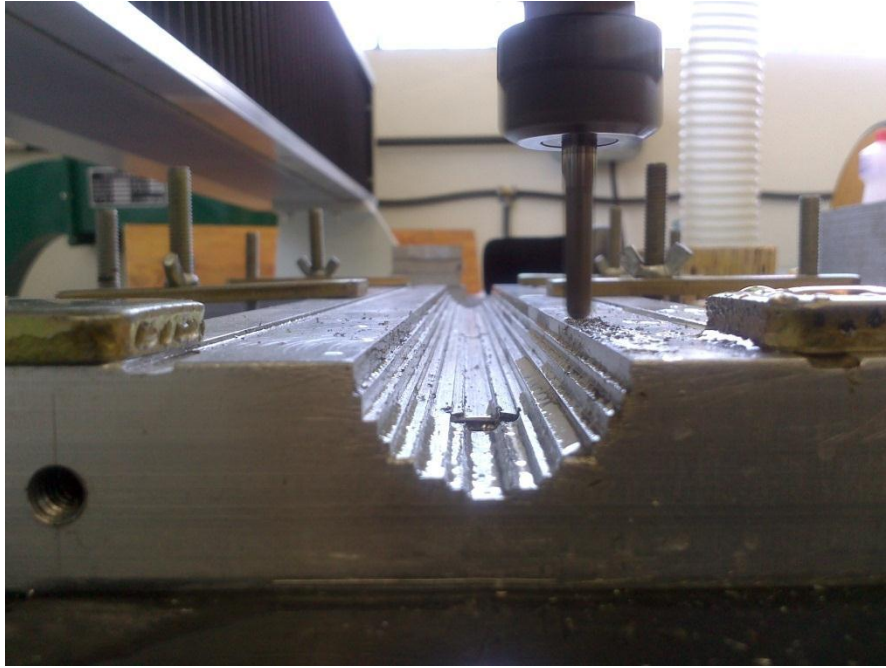


Figura 3.3 – Acabamento do molde desbastado.



Figura 3.4 – Molde acabado com as laterais de fechamento.

3.2.2 Caracterização dos laminados

Antes da laminação, o ferramental de aço foi limpo com auxílio de acetona e então uma camada de desmoldante, Chemlease-44 do fornecedor Redelease, foi aplicada

e seca com auxílio de um soprador térmico. Uma camada de tecido desmoldante foi então adicionada de maneira que cobrisse a parte a ser colocada os laminados.

O material foi retirado do freezer, onde estava armazenado à -18°C , e deixado em uma sala com temperatura controlada de aproximadamente 20°C para descongelamento por 4 horas antes da abertura da embalagem, para que o pré-impregnado não ficasse sujeito à umidade, o que poderia gerar defeitos no laminado após o processamento.

Então, o corte do material pré-impregnado foi realizado por meio de uma máquina de cortar tecidos com disco de 4" oitavado. Foram laminadas três placas com sequência de empilhamento $[0]_{12}$, duas para os corpos-de-prova para compressão e uma para tração à 90° , uma placa com sequência de empilhamento $[0]_8$ para os ensaios de tração à 0° e uma placa com sequência de empilhamento $[(0/90)_3]_8$. As camadas de pré-impregnados foram laminadas em cima do ferramental e com auxílio de um bastão de poliamida foram consolidadas. A área útil do ferramental teve então seu perímetro circundado por fita selante, adicionando uma conexão do tipo T de maneira que ficasse em cima da fita selante com uma das pontas externamente e as outras duas interna a área circundada. Enfim, uma outra camada de tecido desmoldante foi adicionado, cobrindo todos os 5 laminados. Dispostos os reforços e as demais malhas procedeu-se com o fechamento da bolsa de vácuo, para tal retirando a proteção da fita selante e colando cuidadosamente sobre esta fita, de modo a cobrir toda a área útil para a infusão, o filme para vácuo.

O objetivo de realizar a fabricação dos laminados com auxílio de uma bolsa de vácuo foi tornar o processo o mais representativo possível ao processo de moldagem por *bladder*, uma vez que não é possível obter corpos-de-prova planos pelo processamento em *bladder* com o molde tubular. Admite-se aqui, certo conservadorismo em relação às propriedades mecânicas obtidas neste processo em relação o uso de *bladder*. Então, com pressões de consolidação próximas, resultando em propriedades mecânicas semelhantes, a bolsa de vácuo foi utilizada para consolidação dos laminados. Uma vez selada a bolsa de vácuo, a bomba de vácuo foi ligada a fim de verificar o fechamento hermético da bolsa. Uma representação esquemática do processo é mostrada na Figura 3.5.

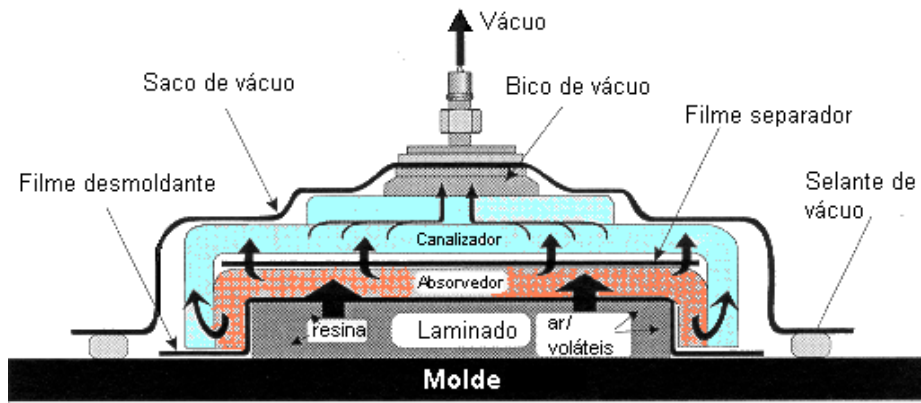


Figura 3.5 - Representação esquemática da montagem da bolsa de vácuo (ANCELOTTI JR., 2011).

Então os laminados foram consolidados com o auxílio da bomba, com pressão de vácuo de aproximadamente 25 pol/Hg na qual foi mantida durante a cura em estufa da marca Marconi, modelo MA035/1600/EPO, com controle de temperatura da estufa com termopar do tipo PT100 e leitura digital, com rampa de 5 °C/min até 80 °C, temperatura de patamar no qual os laminados foram deixados por duas horas, conforme Figura 3.6. Em seguida, o vácuo foi retirado e o laminados foram curados por mais 1 hora à 120 °C.



Figura 3.6 – Laminado sendo processado com bolsa de vácuo dentro da estufa.

Por fim, retirou-se a bolsa e todos os materiais utilizados para fabricação das placas, e foram laminados pré-impregnados sob as placas já curadas, exceto para as de cisalhamento no plano, como função de suporte (*tabs*) a fim de reduzir os efeitos de concentração de tensões nas regiões de fixação aos corpos-de-prova, sendo duas camadas de cada lado da placa. Utilizou-se a prensa hidráulica com aquecimento modelo SL12, da marca Solab Científica, para cura dos tabs, no qual foi curado sob pressão de 1 ton/m² à 120 °C por 1 hora (Figura 3.7). Os tabs foram laminados à uma distância de 10 mm a partir do centro dos corpos-de-prova para compressão, e 138 mm para os corpos-de-prova de tração.



Figura 3.7 – Máquina de compressão em processo de cura dos tabs.

Em sequência, os corpo-de-prova para ensaio de tração, compressão e cisalhamento no plano para obtenção de propriedades foram cortados na router (Figura 3.8) de acordo com as dimensões especificadas na norma ASTM D3039:2014 para os ensaios de tração à 0° e 90°, para os ensaios de compressão de acordo com a norma ASTM D3410:2008 , à 0° e 90° e para o ensaio de cisalhamento no plano como especificado na norma ASTM D3039:2014, para um compósito simétrico e balanceado. O comprimento dos corpos-de-provas dos ensaios de compressão foi alterado para

adaptar-se à máquina de ensaio universal. A Tabela 3.4 descreve as dimensões dos corpos-de-provas utilizados para os corpos de prova nas Figuras 3.9 até 3.13.

Tabela 3.4 – Dimensões dos corpos-de-prova para os ensaios de tração, cisalhamento e compressão

Tipo de ensaio	Orientação	Largura (mm)	Espessura (mm)	Comprimento total (mm)	Comprimento do tab (mm)
Tração	0°	15	1,4	250	56
	90°	25	2,0	175	--
Cisalhamento no plano	±45	25	2,0	250	--
Compressão	0°	25	2,0	124	57
	90°	25	2,0	124	57



Figura 3.8 – Placa para ensaio de tração à 0° sendo cortada em corpos-de-prova nas dimensões especificadas.

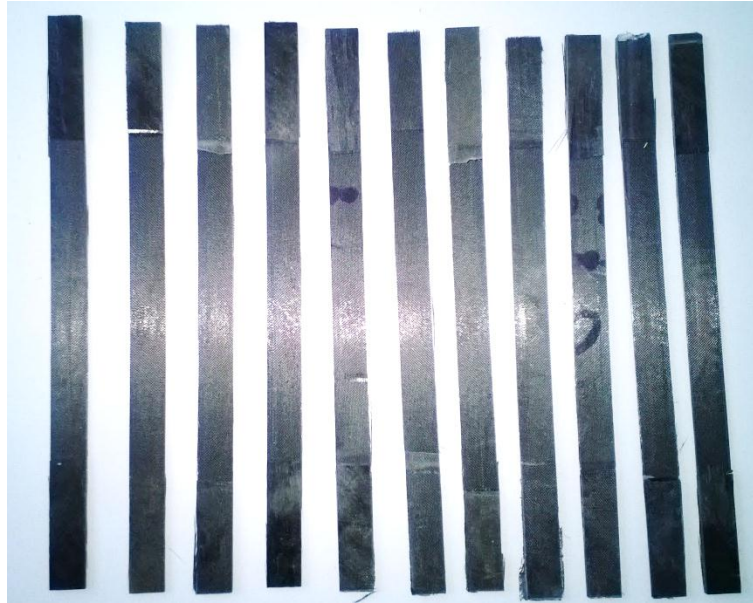


Figura 3.9 – Corpos-de-prova para ensaios de tração à 0°.

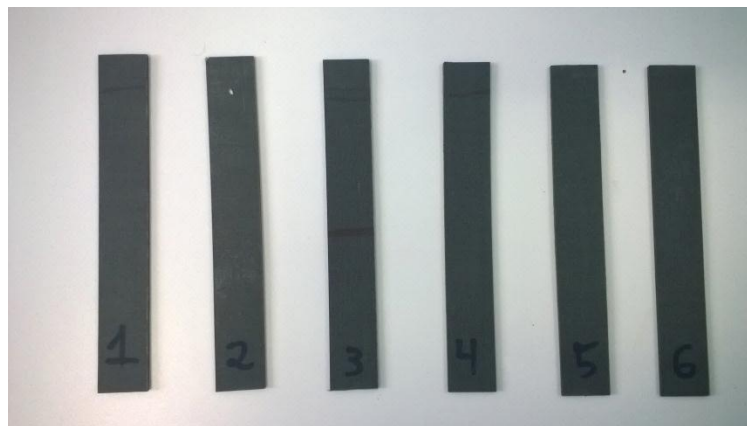


Figura 3.10 - Corpos-de-prova para ensaios de tração à 90°.



Figura 3.11 - Corpos-de-prova para ensaios de compressão à 0°.

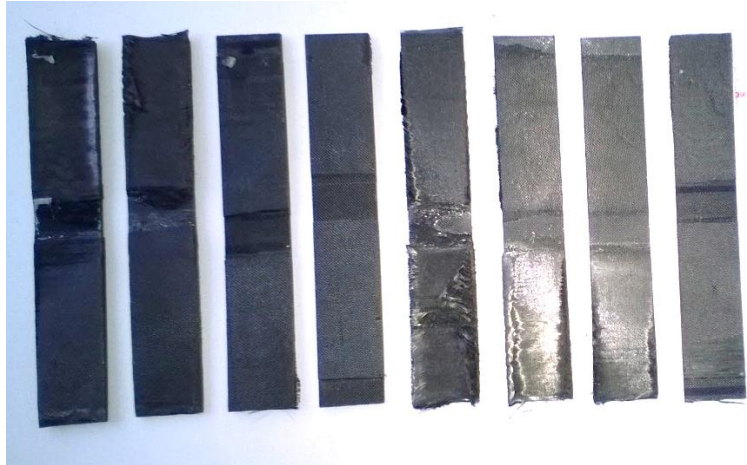


Figura 3.12 - Corpos-de-prova para ensaios de compressão à 90°.

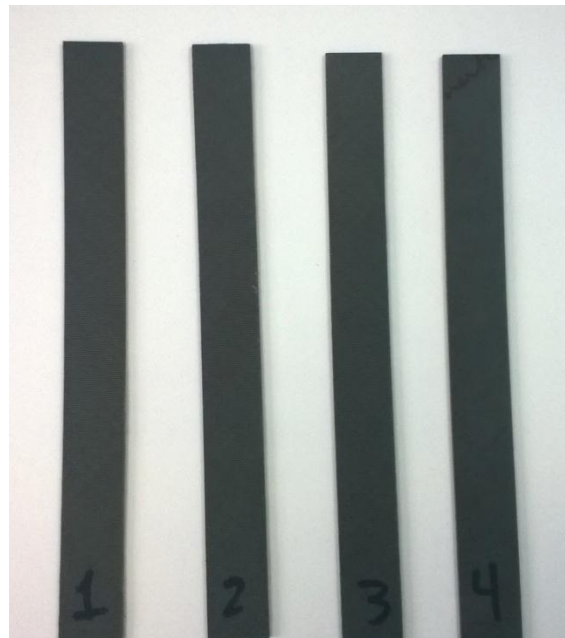


Figura 3.13 - Corpos-de-prova para ensaios de cisalhamento no plano $\pm 45^\circ$.

3.2.2.1 Ensaios de tração

Os ensaios de resistência à tração estático, foram utilizados para determinação de propriedades de módulo de elasticidade longitudinal, para os corpos-de-provas à 0° e transversal para os corpos-de-prova à 90°, além dos limites de resistência à tração e coeficiente de poisson. Os ensaios foram realizados conforme o procedimentos descritos na norma ASTM D3039:2014. As amostras utilizadas foram preparadas de acordo com o capítulo 3.2.2 do presente trabalho. A velocidade de ensaio adotada para o ensaio de tração foi de 2 mm/min conforme especifica a norma ASTM D3039:2014.

A obtenção da deformação e, em consequência, do módulo de elasticidade, foi feita com auxílio de um vídeo extensômetro avançado (AVE, do inglês *Advanced Video Extensometer*) da marca *Instron*, na qual utiliza-se de uma câmera digital de alta resolução com processamento de imagem em tempo real fazendo medições de deformação axial e transversal precisas, não necessitando de um extensômetro de contato para medições. Antes do ensaio, é necessário a marcação da amostra com tinta branca, na direção da deformação de interesse, para que o AVE faça as medidas de deformação. Neste caso foram feitas duas marcas pontuais na seção longitudinal a 80 mm de distância uma da outra. Os ensaios foram realizados em máquina de ensaio universal servo-hidráulica, modelo 8801, marca Instron, na qual foram ensaiados estaticamente até a falha.

A resistência à tração e o módulo de elasticidade são calculados de acordo com as equações:

$$\sigma = \frac{F}{w.t} \quad (3.1)$$

$$E = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon} \quad (3.2)$$

no qual: σ é a resistência à tração (MPa), F é a força aplicada em (N), w e t são a largura e a espessura em (mm) conforme apresentado na Tabela 3.4. E é o módulo de elasticidade na longitudinal (GPa) e ε é a deformação, que é razão da variação do comprimento final menos inicial pelo comprimento inicial ($\Delta L/L$) dada em (mm/mm).

O coeficiente de Poisson é calculado como a razão da deformação transversal (ε_t) de largura inicial w , pela deformação longitudinal (ε_l) de comprimento inicial L , conforme Equação 3.3.

$$\nu = -\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_z} \quad (3.3)$$

3.2.2.2 Ensaios de compressão

Os ensaios de resistência à compressão estática, assim como nos ensaios de tração, foram utilizados para obtenção de propriedades de módulo de elasticidade longitudinal, para os corpos-de-provas à 0° e transversal para os corpos-de-prova à 90°,

além dos limites de resistência à compressão. Os ensaios foram realizados conforme o procedimento descrito na norma ASTM D3410:2008. As amostras utilizadas foram preparadas de acordo com o capítulo 3.2.2 do presente trabalho. A velocidade de ensaio adotada para os ensaios de tração foi de 2 mm/min conforme especifica a norma ASTM D3039:2014.

Também, para a obtenção da deformação e, em consequência, do módulo de elasticidade, foi utilizado o vídeo extensômetro. Os ensaios foram realizados em máquina de ensaio universal servo-hidráulica, modelo 8801, marca Instron[®], na qual foram ensaiados estaticamente até a falha. A preparação da amostra e a montagem do ensaio são mostradas nas Figura 3.14 e 3.15 respectivamente.



Figura 3.14 - Preparação do corpo-de-prova para compressão com as marcas de tinta branca longitudinais para análise por vídeo extensômetro.

(Intencionalmente deixado em branco)

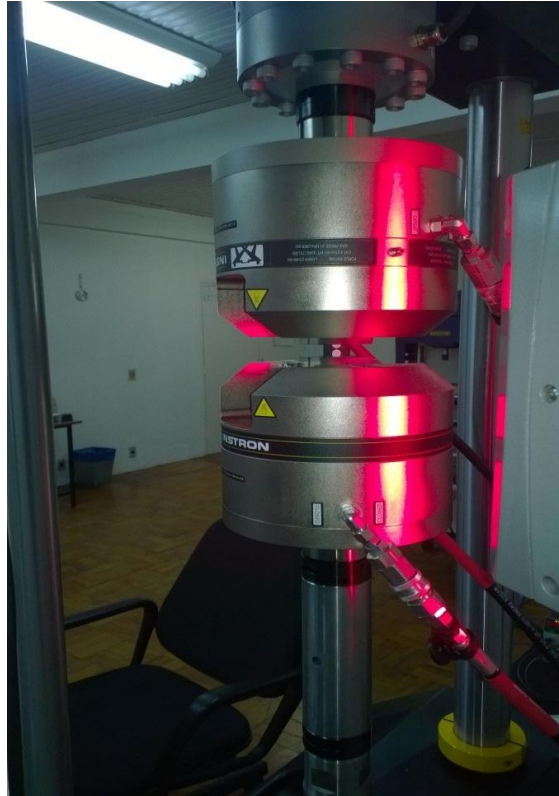


Figura 3.15 – Montagem do corpo-de-prova à 90° para ensaio de compressão.

A resistência à compressão e o módulo de elasticidade longitudinal foram encontrados de acordo com as equações 3.1 e 3.2 respectivamente.

3.2.2.3 Ensaio de cisalhamento no plano

Os ensaios de resistência ao cisalhamento no plano estático foram utilizados para obtenção de propriedades de módulo elástico na longitudinal e o limite de resistência ao cisalhamento interlaminar. Os ensaios foram realizados conforme o procedimentos descritos na norma ASTM D3518:2013 e as amostras utilizadas foram cortadas à 45° na router. A velocidade de ensaio adotada para o ensaio de cisalhamento foi de 2 mm/min.

A obtenção das deformações e, conseqüentemente, o módulo de elasticidade no cisalhamento (G), foi possível com o vídeo extensômetro. Os ensaios foram realizados em máquina de ensaio universal servo-hidráulica, modelo 8801, marca Instron®, na qual foram ensaiados estaticamente até a falha. As marcas com caneta branca foram feitas nas seções longitudinais e transversais do corpo-de-prova, de maneira a obter as deformações nas duas direções, longitudinal (ϵ_l) e transversal (ϵ_t), permitindo durante a aplicação de um carregamento de grandeza inferior ao limite do regime elástico, obter

dados para o cálculo do módulo de elasticidade. Conforme especificado na norma ASTM D3518:2013, a tensão máxima de cisalhamento é obtida quando a deformação em cisalhamento atinge 5% (ou 50.000 $\mu\epsilon$).

A resistência ao cisalhamento no plano e o módulo de cisalhamento foram calculados de acordo com as equações (3.4), (3.5) e (3.6).

$$\tau = \frac{F}{2.w.t} \quad (3.4)$$

$$G = \frac{\Delta\tau}{\Delta\gamma} \quad (3.5)$$

$$\gamma = \epsilon_l + \epsilon_t \quad (3.6)$$

Sendo que τ é a resistência ao cisalhamento (MPa), F , a força aplicada em (N), w e t são largura e espessura em (mm), conforme mostra a Tabela 3.4, G é o módulo de cisalhamento (GPa) e γ é a deformação em cisalhamento (mm/mm), que é a soma das deformações longitudinais ϵ_l com as transversais ϵ_t .

3.2.3 Projeto e fabricação dos tubos

3.2.3.1 Requisitos

O projeto para o tubo baseou-se nas piores condições de carregamento, sendo descrito como nível A100 na norma NBR ISO 10328:2002. Os valores que levaram as condições de contorno do projeto são descritos na Tabela 3.5.

Tabela 3.5 – Condições de carregamento

	Estático			Cíclico			
	Compressão		Torção	Compressão			
Condição de ensaio	Comprovação (N)	Falha (N)	Falha (N.m)	F_{\min} (N)	F_{\max} (N)	Duração (ciclos)	Frequência (Hz)
	2240	4480	7,1	50	1330	3×10^6	3

Além disso, o projeto contou com os requisitos dimensionais de 300 mm de comprimento e 30 mm de diâmetro externo do tubo, de maneira a encaixar-se nos soquetes comerciais.

3.2.3.2 Modelagem dos tubos

A modelagem dos tubos foi realizada pelo *software FEMAP* com o solver *NX Nastran*. A primeira etapa consiste da criação da geometria, por modelagem de uma superfície cilíndrica (casca) de 30 mm de diâmetro por 300 mm de comprimento (Figura 3.16).

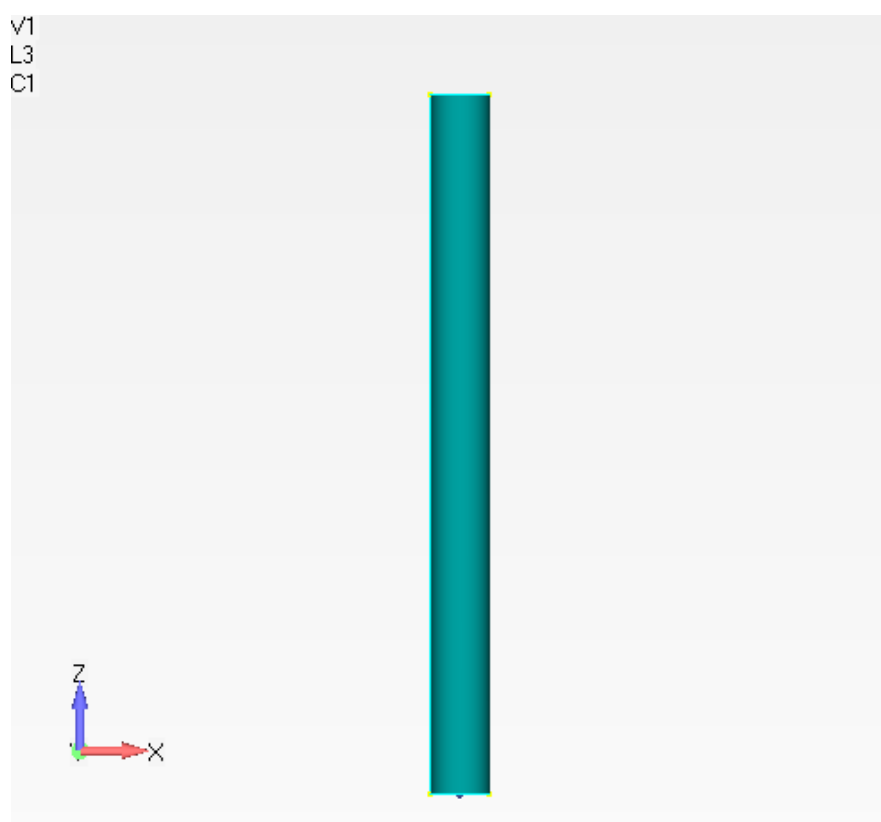


Figura 3.16 – Modelagem da geometria do tubo pelo tipo casca.

As propriedades do material pré-impregnado foram criadas a partir dos valores extraídos dos ensaios de tração e compressão e adicionadas à modelagem. Como o critério de falha escolhido foi o Tsai-Wu, e o material é ortotrópico, os módulos elástico na tração longitudinal (E_1) e transversal (E_2), e módulo de cisalhamento (G_{12}), o coeficiente de Poisson (ν_{12}) e as resistências à tração longitudinal (X_{1T}) e transversal (X_{2T}), compressão longitudinal (X_{1C}), e transversal (X_{2C}), assim como ao cisalhamento (S_{12}) tornaram-se necessários.

Posteriormente, para a definição da propriedade de elemento, o mesmo foi definido como sendo do tipo laminado, e foi atribuída uma sequência de empilhamento ao mesmo. Para o presente trabalho, otimizou-se a sequência de empilhamento do laminado a partir da análise de 19 tipos de sequência de empilhamento.

A criação da malha para geometria, utilizou-se do elemento CQUAD4, resultando para esta modelagem um total de 1098 nós e 1080 elementos. O elemento bidimensional CQUAD4 é um elemento quadrilátero plano isoparamétrico de 4-nós, que suporta deformação plana (plano sólido) e, cargas de flexão e cisalhantes. Comporta-se bem com malhas irregulares, porém obtém-se bons resultados com ângulos entre faces de no máximo 45°. Este é o elemento mais utilizado do NX Nastran para placas, cascas e membranas (IBERISA, 2015).

Também foi criado na superfície circular do tubo um elemento rígido, para que posteriormente fosse aplicada a carga de torção, sem que houvesse a deformação desta face, selecionando os nós da circunferência como dependentes à um nó central (independente) e restringindo-os à translação em x, y e z.

O carregamento teve a aplicação central de um torque de 7 N.m conforme Figura 3.17 e também de um carregamento de compressão de 4480 N, ambos de acordo com a tabela de condições de carregamento 2.3. O carregamento em compressão foi distribuído entre os nós da superfície (54 nós) do cilindro de maneira que foi dividida a carga total de 4480 N pela quantidade de nós selecionados (Figura 3.18).

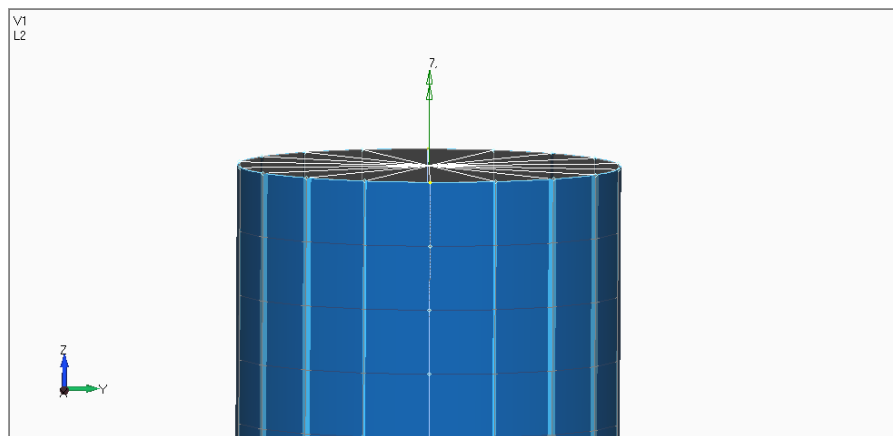


Figura 3.17 – Aplicação do torque pelo nó central.

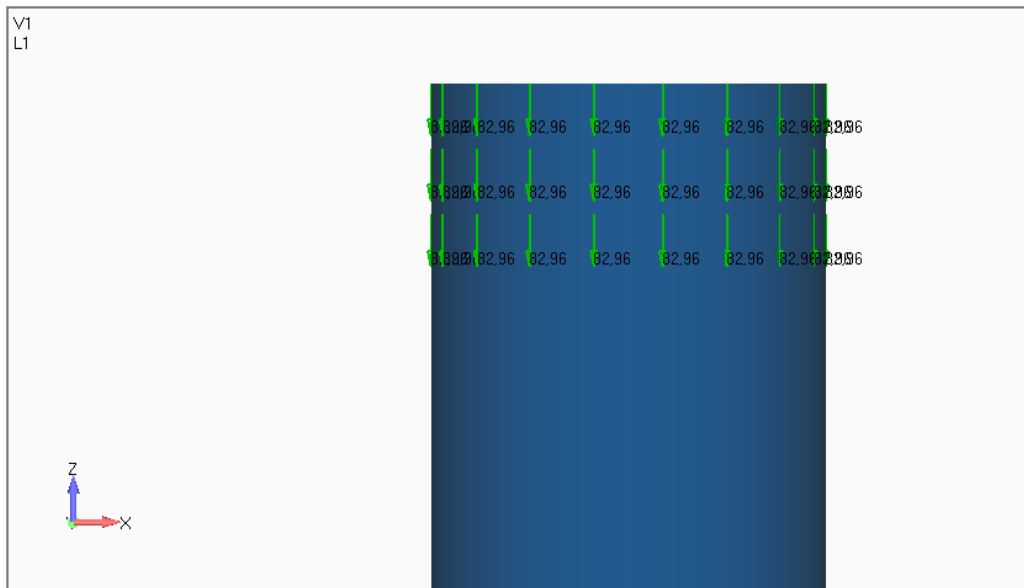


Figura 3.18 – Aplicação da carga de compressão distribuída entre os nós.

Por fim, antes das análises, procedeu-se com o engaste da outra extremidade do tubo, no qual foi restringido a translação nos eixos, x, y e z, selecionando os nós da circunferência inferior do tubo, conforme mostra a Figura 3.19.

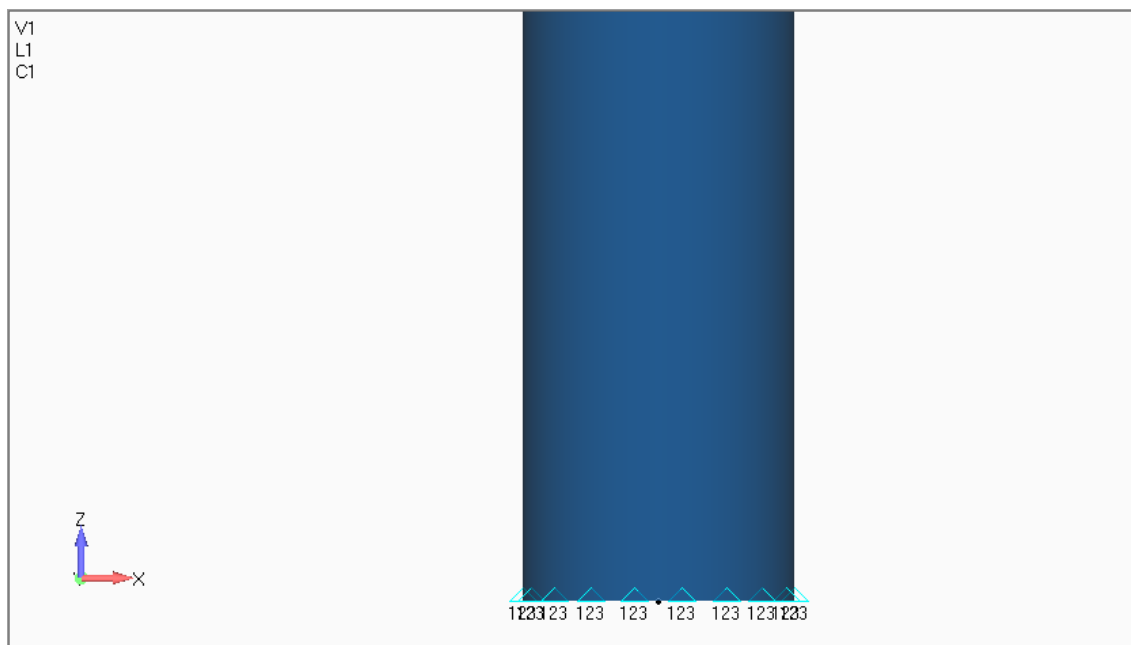


Figura 3.19 – Detalhe do engastamento dos nós na circunferência inferior do tubo.

Então, as análises foram feitas estaticamente, com as cargas de torção, compressão e combinadas, utilizando o critério de falha de Tsai-Wu, e flambagem, pela

análise do autovalor gerado. Para os cálculos de margem de segurança (MoS, do inglês *Margin of Safety*) utilizando o critério de Tsai-Wu, utilizou-se das equações 3.7 e 3.8:

$$MoS = SR - 1 \quad (3.7)$$

$$SR = \frac{1}{FI} \quad (3.8)$$

No qual SR é o fator de resistência e é inversamente proporcional ao Índice máximo de Falha (FI) para o critério de Tsai-Wu.

Por fim, uma análise modal do tubo, com a sequência de empilhamento escolhida para a fabricação dos tubos neste trabalho, foi realizada livre de engaste para conferência com o encontrado experimentalmente em ensaio de vibração livre, tomando-se 8 modos de vibração da estrutura modelada.

3.2.3.3 Processamento dos tubos

A bobina de pré-impregnado foi retirada do freezer (-18 °C) e mantida em uma sala com temperatura (20 °C) durante 4 horas. Após aberta a embalagem, o tecido foi cortado de acordo com a sequência de empilhamento otimizada em *FEMAP*, com auxílio de uma máquina de corte de tecidos (Fig 3.20 e 3.21).

(Intencionalmente deixado em branco)



Figura 3.20 – Corte do tecido pré-impregnado de acordo com sequência de empilhamento otimizada.

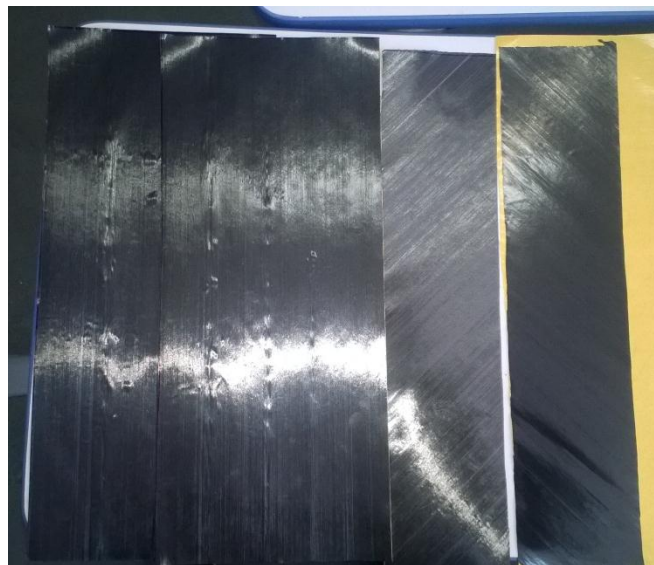


Figura 3.21 – Tecidos cortados nas dimensões e orientações requeridas.

As entradas do molde que foram desenvolvidas para serem utilizadas por outros processos como RTM tiveram que ser tampadas para o processo de moldagem por *bladder*. Preencheu-se as entradas com giz e então uma fina camada de resina foi

utilizada para o acabamento, de maneira, que a superfície interna ficasse lisa e não intervisse no acabamento final. Ao final, foram limpas com acetona e aplicadas uma camada de desmoldante líquido em ambas as partes do molde (Figura 3.22), o qual foi espalhado com auxílio de estopa, de maneira a facilitar a retirada do tubo ao final do processo.

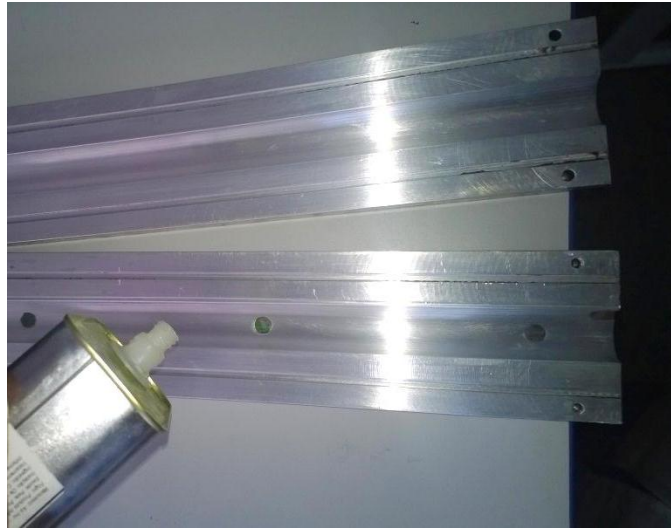


Figura 3.22 – Aplicação de desmoldante líquido.

Em seguida, uma camada de tecido desmoldante foi aplicado no bastão metálico, afim de receber as camadas de laminados. Tomaram-se os cuidados para que o tecido ficasse o mais ajustado possível à superfície do bastão, e não gerar rugas às camadas de pré-impregnados, unindo-os por fita adesiva.



Figura 3.23 – Tecido desmoldante aplicado ao bastão de laminação.

As camadas de pré-impregnados foram então laminadas no bastão com tecido desmoldante, sempre compactando o tecido, com o filme de proteção, contra o ferramental auxiliado por um bastão de poliamida. Após cada volta do tecido, o filme de proteção era retirado, de maneira a permitir o enrolamento da próxima camada. O início da próxima camada de ângulo diferente, era realizado com um “overlap” de 8 mm em cima da camada já laminada, evitando assim descontinuidades que poderiam criar pontos de tensão no compósito. A Figura 3.24 mostra o final da laminação e retirada do filme de proteção do tecido pré-impregnado.



Figura 3.24 – Retirada do filme de proteção na última camada de pré-impregnado.

Após a laminação sob o ferramental, o mesmo é transferido para uma das partes do molde, onde o bastão metálico é retirado cuidadosamente. Então, a outra extremidade do molde sela o conjunto com auxílio de 4 parafusos perpendiculares. O *bladder* de silicone com aproximadamente 460 mm de comprimento é fechado em suas extremidades com válvulas para pneus e seladas por abraçadeiras metálicas (Figura 3.25). Então, uma das extremidades do *bladder* é passada internamente ao pré-impregnado laminado, que se encontra interior ao molde. As faces laterais do molde são então fixadas com certa folga no aperto, de maneira a impedir que o *bladder* se expanda longitudinalmente e também proteja o operador.



Figura 3.25 – Introdução do *bladder*, com válvulas, no interior do molde.

Enfim, é colocado um fio termopar do tipo J até o meio do molde, de maneira que fique entre o *bladder* e o tecido desmoldante do laminado. A leitura das temperaturas do termopar é realizada pelo FieldLogger, modelo 8812120000, da marca *Novus*, tornando o ciclo de cura realizado por meio do termopar interno à peça, e não da estufa. Em seguida, o *bladder* é expandido com ar comprimido por meio de um dispositivo que se encaixa à válvula, em uma pressão de 45 psi. Então, são esperados alguns minutos para verificação de vazamento, e caso constatado a não ocorrência, a peça é curada à 120 °C por 20 minutos, com uma taxa de aquecimento controlada pela estufa de 5 °C/min. A Figura 3.26 mostra o sistema montado, com o *bladder* já expandido, pronto para o ciclo de cura descrito na Figura 3.27.

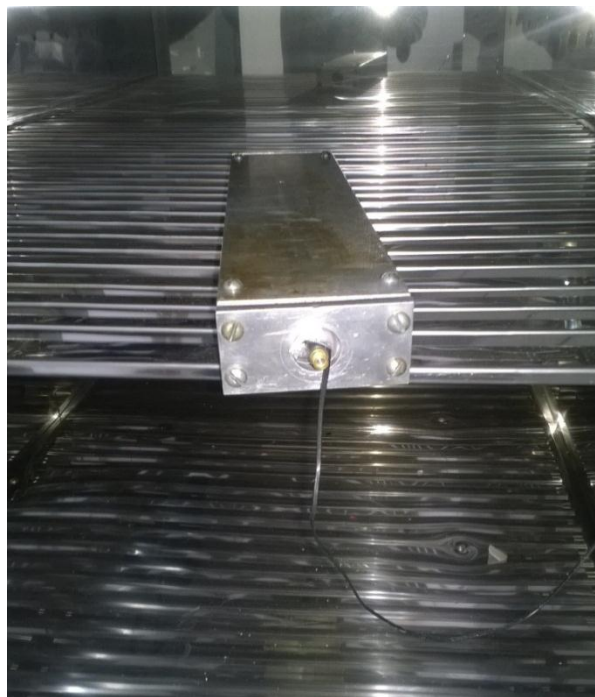


Figura 3.26 – Sistema completo e pronto para início do processo de cura em estufa.

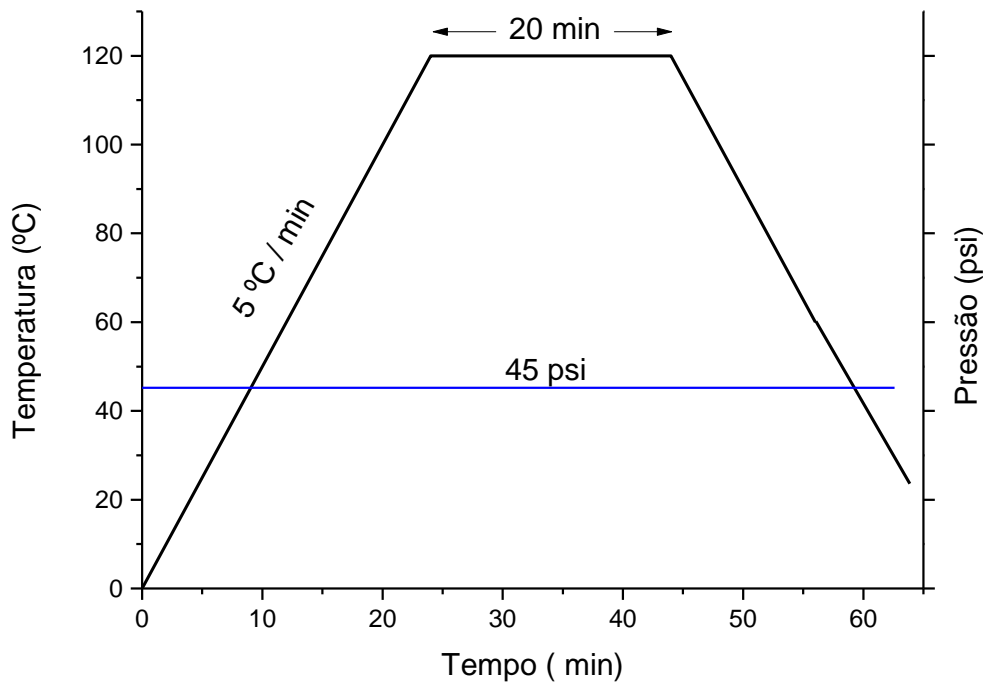


Figura 3.27 – Ciclo de cura para a fabricação do tubo e a pressão de expansão do *bladder*

Ao término do ciclo de cura, o molde é resfriado dentro da estufa com as portas semiabertas, até atingir uma temperatura próxima de 60 °C. Então, o *bladder* é esvaziado e todos os parafusos são sacados para retirada de uma das faces do molde (Figura 3.28).



Figura 3.28 – Abertura do molde após cura do composto.

O tecido desmoldante que ficou internamente ao tubo compósito é retirado com auxílio de um fio, e algumas rebarbas que foram criadas pela interface das superfícies do molde são retiradas facilmente com uma lâmina. Os tubos foram cortados de acordo com os ensaios de compressão e torção estático, e compressão em fadiga, e mensurados quanto ao diâmetro externo e espessura para qualificação do processo. Além disso, foram medidas as massas de 6 tubos dos ensaios de compressão estático e fadiga de 300 mm de comprimento, para cálculo de densidade linear. Um tubo compósito preparado para ensaio de compressão é exibido na Figura 3.29.



Figura 3.29 – Amostra de tubo após acabamento e corte.

Foram fabricados 5 tubos até atingir o procedimento de fabricação descrito anteriormente, e então realizada a fabricação de 10 tubos, numerados de 6 à 15, sendo que o tubo de número 12 foi descartado, pois durante o processo de cura ocorreu vazamento do *bladder* e então não houve compactação.

3.2.4 Ensaios estáticos - tubos

3.2.4.1 Ensaios de torção

Os ensaios de resistência a torção nos tubos compósitos foram realizados em temperatura ambiente, utilizando-se para tal o equipamento de ensaio de fadiga axial-torsional *Instron*[®], modelo 8874, configurado para uma velocidade de ensaio de 2 mm/min até a ruptura do material. Os corpos-de-provas tiveram que ser cortados com comprimento de 100 mm devido às restrições de comprimento de abertura entre garras do equipamento. Utilizou-se dos dispositivos de ensaio projetados para o presente trabalho, que com auxílio de uma resina de cura rápida, foram prendidos ao tubo compósito para maior aderência e transferência de carga. Foram ensaiadas 3 amostras, de três lotes diferentes. A Figura 3.30 mostra o tubo montado no dispositivo de ensaio pronto para o ensaio de torção.



Figura 3.30 – Montagem de amostra do tubo para ensaio de torção

3.2.4.2 Ensaio de compressão

Os ensaios de compressão foram divididos em comprovação e falha. Ambos os ensaios foram realizados com corpos-de-prova de comprimento de 300 mm, sendo que após o ensaio de comprovação, se as amostras não falhassem, estas poderiam ser

reutilizadas para o ensaio até a falha do material conforme a norma NBR ISO 10328:2002. Os ensaios utilizaram-se também do dispositivo projetado, para melhor fixação e alinhamento do tubo, porém sem fixação por resina.

Os ensaios foram realizados em máquina de ensaio universal servo-hidráulica *Instron*[®], modelo 8801, com auxílio de vídeo extensômetro avançado, onde as amostras tiveram que ser marcadas com tinta branca, para obtenção das deformações (Figura 3.31). A velocidade de ensaio adotada para todos os ensaios foi de 2 mm/min. Para o ensaio de comprovação o ensaio foi interrompido quando o carregamento atingiu 2240 N, conforme requisitado na norma NBR ISO 10328:2002. Após, as amostras foram caracterizadas em ensaio de vibração, e novamente foram ensaiadas, porém desta vez até a falha.

A resistência à compressão e o módulo de elasticidade são calculados de acordo com as Equações 3.9 e 3.10 respectivamente:

$$\sigma = \frac{F}{\pi \cdot (r_e^2 - r_i^2)} \quad (3.9)$$

$$E = -\frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon} \quad (3.10)$$

no qual: σ é a resistência à compressão (MPa), F é a força aplicada em (N), r_e e r_i são os raios externo e interno respectivamente em (mm). E é o módulo de elasticidade longitudinal (GPa) e ε é a deformação, que é razão da variação do comprimento final menos inicial pelo comprimento inicial ($\Delta L/L$) dada em (mm/mm).

(Intencionalmente deixado em branco)



Figura 3.31 – Preparação da amostra para ensaio de compressão estático.

3.2.5 Ensaio cíclicos – Fadiga em tubos

Os ensaios foram realizados para atender os mínimos requisitos que o tubo deve suportar em esforço cíclico de compressão de acordo com a norma NBR ISO 10328:2002. O carregamento máximo de 1330 N seguido do mínimo de 50 N, ambos em compressão, foram alternados constantemente durante todo o ensaio de fadiga. A frequência mínima exigida pela norma era de 3 Hz, porém para que o ensaio do mínimo de 3×10^6 ciclos necessários para qualificação, fosse realizado em menor tempo, utilizou-se a frequência de ensaio para 12 Hz. Os ensaios foram interrompidos após 5×10^5 , 1×10^6 , 2×10^6 e 3×10^6 de ciclos, para análises de vibração e medidas de módulo de elasticidade em compressão, além das medidas antes dos ensaios.

Para o cálculo dos módulos de elasticidade utilizou-se extensômetro dinâmico *Instron*[®], modelo 2620-601, para medidas de deformação até um carregamento de 4000 N, após constatar dificuldades em análise dos módulos a partir do AVE (o qual resultou em grande dispersão).

Realizou-se os ensaios com 3 tubos de lotes diferentes, e ao final de 3×10^6 de ciclos os mesmos foram ensaiados em compressão estática até a falha. A máquina de ensaio universal servo-hidráulica *Instron*[®], modelo 8801 foi utilizada para os ensaios citados.

3.2.5.1 Ensaios para controle de danos em fadiga

a) Ensaio de vibração livre

Os ensaios de vibração, tiveram a finalidade de medir a frequência natural (ω_d) e o fator de amortecimento (ξ) do material durante a vida em fadiga, como técnica de predição de falhas. Também foram analisados antes e depois do carregamento de comprovação em compressão. Para os ensaios em fadiga, foram medidos antes do início do ensaio cíclico e após, em 5×10^5 , 1×10^6 , 2×10^6 e 3×10^6 de ciclos.

As amostras foram ensaiadas de acordo com a norma ASTM E1876:2009. Foram suspensas por fios de nylon, de maneira a ensaiá-los sem engaste, obedecendo as posições dos fios, que são de 67,2 mm em relação às extremidades da amostra. As amostras foram excitadas por uma chave hexagonal do tipo Allen na parte central das mesmas e tiveram as respostas mensuradas por um vibrômetro à laser *Ometron*[®], modelo VQ-500-D. As respostas então eram adquiridas por um módulo da marca *HBM*[®] modelo Spider 8, e analisadas no *software CatmanAP 2.2*, em triplicata para todas as amostras. Os dados de frequência são gerados pelo próprio *software*, e foram restringidos a uma faixa de até 600 Hz, adquirindo assim apenas a primeira frequência natural. A Figura 3.32 mostra a montagem de uma amostra para excitação e captação pelo vibrômetro.



Figura 3.32 – Montagem do ensaio de vibração sem engaste.

Os resultados dos ensaios foram analisados utilizando o aplicativo computacional *OriginPro 9.0*, principalmente para amplitude de vibração (mm/s) em função do tempo, no qual o decremento logarítmico foi determinado a partir dos ajustes dos dados experimentais de resposta de acordo Equação 3.11, sendo a frequência natural não amortecida (ω_n) é aproximadamente igual a frequência natural amortecida (ω_d) para sistemas com fator de amortecimento muito pequeno ($\xi < 0, 1$).

$$\dot{y}(t) = -\xi\omega_d \left[\frac{A \cos(\omega_d t) + B \sin(\omega_d t)}{e^{\xi\omega_d t}} \right] - \left[\frac{A \omega_d \sin(\omega_d t) - B \omega_d \cos(\omega_d t)}{e^{\xi\omega_d t}} \right] \quad (3.11)$$

Na qual A e B são constantes arbitrárias, \dot{y} é a amplitude (mm/s) do sistema em um dado tempo, ω_n é frequência natural não-amortecida de oscilação (rad/s), ξ é o fator de amortecimento e t é o tempo (s).

b) Análise de termografia por Infravermelho

A termografia foi utilizada para acompanhamento das amostras em ensaio de fadiga, já que houve a necessidade de elevar a frequência dos ensaios, o que pode levar ao aquecimento e conseqüentemente a falha do material. Uma câmera térmica *FLIR*®, modelo E30, fez aquisição da temperatura das amostras durante os ensaios de fadiga e nos quais foram analisados em *software* da câmera.

3.2.6 Ensaios para controle de qualidade

3.2.6.1 Caracterização por DSC

As análises de DSC foram feitas para o material pré-impregnado antes e depois da cura do tubo. Primeiramente, as amostras foram pesadas em balança analítica da marca *Shimadzu*®, modelo AUW220D, descontando-se a massa da panelinha de alumínio. As massas das amostra deveriam estar entre 1 à 2 mg , de acordo com a nomra ASTM E2160:2012, e eram colocadas em panelinhas do tipo hermeticamente fechadas. Seguiu-se o procedimento pela norma, com taxa de aquecimento à 10°C/min e fluxo de 50 mL/min em Ar sintético, até 300 °C, em um equipamento da *TA Instruments*®, modelo Q20.

O grau de cura do material foi analisado pela comparação das áreas dos picos exotérmicos entre o pré-impregnado curado com o não curado. O cálculo do calor de reação normalizado (H) é realizado pela equação 3.12 e o grau de cura pela equação 3.13.

$$H = A/M \quad (3.12)$$

$$DC = \frac{(H_T - H)}{H_T} \cdot 100\% \quad (3.13)$$

Na qual A é o calor de reação (ou área sob o pico exotérmico), M é massa inicial da amostra, DC (%) é o grau de cura, H_T é o calor de reação total (ciclo de cura) e H o calor de reação da amostra pós cura.

3.2.6.2 Caracterização por DMA

As análises de DMA foram feitas em 3 amostras, retiradas das placas que foram processadas para propriedades mecânicas do material pré-impregnado, de acordo com a norma ASTM D7028:2007 para obtenção da temperatura de transição vítrea. Os corpos-de-prova com dimensões $52,4 \pm 0,2 \times 10,65 \pm 0,04 \times 1,70 \pm 0,05$ mm, foram ensaiados no dispositivo flexão de três pontos, no qual foram engastados em todos os pontos, em análise oscilatória com 1 Hz de frequência e 0,05% de amplitude de deformação. A amostra foi aquecida à $5^\circ\text{C}/\text{min}$ da temperatura de 25°C até 180°C . As análises foram realizadas no equipamento de DMA da marca *EXSTAR*, modelo SII 6000.

3.2.6.3 Caracterização por microscopia

Os compósitos obtidos no presente trabalho foram analisados por meio de microscopia óptica, estereoscopia e microscopia eletrônica de varredura (MEV).

Obteve-se imagens da seção transversal de amostra retiradas de diferentes tubos, de maneira a analisar a morfologia interna do compósito, como informações sobre a compactação entre as camadas de fibras de carbono e a homogeneidade do compósito, avaliando a distribuição das fibras e os vazios na matriz.

Antes da microscopia, as 3 amostras foram cortadas em seção transversal ao tubo, e partidas ao meio de maneira que fossem alocadas no molde de silicone para embutimento à frio com o sistema de resina epóxi. Então procedeu-se com o lixamento da amostra em lixa d'água 320, 400 e 600, e por último o polimento com sílica coloidal 0,04 μm . Então, procedeu-se com a microscopia no microscópio óptico *ZEISS -Jenavert* acoplado a câmera *Infinity 1*.

As análises de falha utilizaram do estereomicroscópio (*Feldmann Wild Leitz SMZ 7,5*), com aumento de 8 vezes, com auxílio de uma câmera acoplada, para obtenção de imagens do tubos após ensaios de ruptura nos locais da fratura. Após localização das fraturas, foram retiradas amostras das regiões fraturadas dos tubos sem e após ter passado por ensaios cíclico de compressão, e analisada por microscopia eletrônica de varredura no microscópio *ZEISS* modelo *EVO[®] MA15*. Os objetivos do ensaio foram identificar e analisar os tipos de falhas ocorridas no material após ensaios.

3.2.6.4 Caracterização de volume de fibras e vazio

Foram cortadas transversalmente duas amostras de tamanhos similares de dois tubos distintos. Então, colocou as amostras em estufa por 20 minutos à 100 °C para retirada de umidade e pesadas em uma balança analítica da marca *Shimadzu[®]*, modelo *AUW220D*. Após, foram feitas medidas da densidade pelo método de Arquimedes com o uso da mesma balança para pesagem da massa seca, que possui o dispositivo para este tipo de ensaio, introduzindo a amostra em água. Antes da medição da densidade pela balança, foi necessário medir a temperatura da água e a sua densidade para entrar com os parâmetros na mesma. O ensaio seguiu os procedimento descritos na norma *ASTM D792:2008*, com a temperatura da água à 23 °C.

As duas amostras do tubo, assim como uma pequena amostra de pré-impregnado foram colocadas em refluxo separadamente em banho de ácido nítrico (aproximadamente 30 mL), à 80 °C por 4 horas, seguindo-se o procedimento A da norma *ASTM D3171:2011*. Então, as amostras foram colocadas em filtros de papel, sob um funil cerâmico para eliminação do ácido, com aplicação de 5 psi de vácuo. O vácuo foi aplicado após cada lavagem das fibras com água destilada (total de três lavadas) e finalizada a lavagem com acetona. Por fim, as amostras foram secas em estufa por 40 minutos à 100 °C e pesadas. Os cálculos de volume de fibras (V_r), matriz (V_m) e

porosidade (V_v) procederam-se pela mesma norma, com as equações 3.14, 3.15 e 3.16 respectivamente.

$$V_r = \frac{M_f \cdot \rho_c \cdot 100}{M_i \cdot \rho_r} \quad (3.14)$$

$$V_m = \frac{(M_i - M_f) \cdot \rho_c}{M_i \cdot \rho_m} \quad (3.15)$$

$$V_v = 100 - (V_r + V_m) \quad (3.16)$$

Na qual, ρ_c é a massa específica do compósito (g/mL), ρ_r é a densidade do reforço (g/mL), ρ_m é a densidade da matriz (g/mL), M_f é a massa após a digestão ácida (g) e M_i é a massa do compósito (g).

3.2.6.5 Caracterização por diâmetro externo, espessura e densidade linear

A fim de controlar e qualificar o processamento, as medidas de diâmetro externo, espessura e densidade linear, foram realizadas em 6 amostras de tubos de 300 mm de comprimento. As medidas de espessura e diâmetro externo foram realizadas no Laboratório de Metrologia da Universidade Federal de Itajubá, sob temperatura controlada, por meio de um paquímetro digital 150 mm *Digimess*[®]. Foram tomadas 6 medidas, sendo 3 em cada extremidade, para espessura, e 9 medidas ao longo do comprimento do tubo, para o diâmetro externo. Para as medidas de massa do tubo compósito, as análises foram feitas em balança semi-analítica *Shimadzu*[®], modelo BL-320H.

(Intencionalmente deixado em branco)

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Ensaios para obtenção de propriedades dos laminados

Os resultados dos ensaios para obtenção de propriedades dos laminados pré-impregnados foram analisados e obtidos a partir do *software OriginPro 9.0*. Os valores de módulo de elasticidade longitudinal e transversal (E_1 e E_2), módulo de elasticidade em cisalhamento (G_{12}), resistência à tração longitudinal e transversal (X_{1T} e X_{2T}), resistência à compressão longitudinal e transversal (X_{1C} e X_{2C}), resistência ao cisalhamento no plano (S_{12}), e coeficiente de Poisson (ν_{12}), são apresentados na Tab. 4.1. As curvas dos ensaios resumidos na Tab. 4.1 são apresentadas nos Apêndices de D à H, assim como as imagens dos corpos-de-prova após a falha.

Tabela 4.1 – Propriedades dos laminados

CDP	E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	G_{12} (GPa)	X_{1T} (MPa)	X_{2T} (MPa)	X_{1C} (MPa)	X_{2C} (MPa)	S_{12} (MPa)	ν_{12}
1	115,09	2,41	7,71	1364,72	4,16	513,96	101,89	199,47	0,22
2	100,24	4,12	7,41	1340,34	7,85	505,54	94,23	202,36	0,34
3	104,02	3,14	7,56	1379,06	8,94	559,27	106,12	203,56	0,21
4	92,07	3,98	7,57	1255,74	2,49	641,68	97,14	197,06	0,35
5	94,54	--	--	1340,34	--	582,79	95,55	--	0,33
6	102,07	--	--	1415,87	--	557,55	109,55	--	0,27
7	104,99	--	--	1448,37	--	645,12	109,55	--	0,35
Média	101,86	3,41	7,56	1363,49	5,86	572,27	102,00	200,61	0,30
Desvio	6,53	0,69	0,11	53,47	2,63	48,05	5,66	2,53	0,05

4.2 Análise Estrutural

As Figuras 4.1, 4.2 e 4.3 mostram a análise por critério de falha (FI) para a configuração de sequência de empilhamento escolhida, que é referente a configuração 19 da Tab. 4.2. As margens de segurança (MoS) em função dos tipos de carregamento

(compressão e torção) foram calculadas de acordo com a Equação 3.7, e para análise de flambagem, comportamento que deve ser analisado para que seja eliminado do tubo em operação, o autovalor calculado pelo *software* corresponde ao fator multiplicador da carga de compressão atuante (4480 N) necessária para o tubo falhar em flambagem.

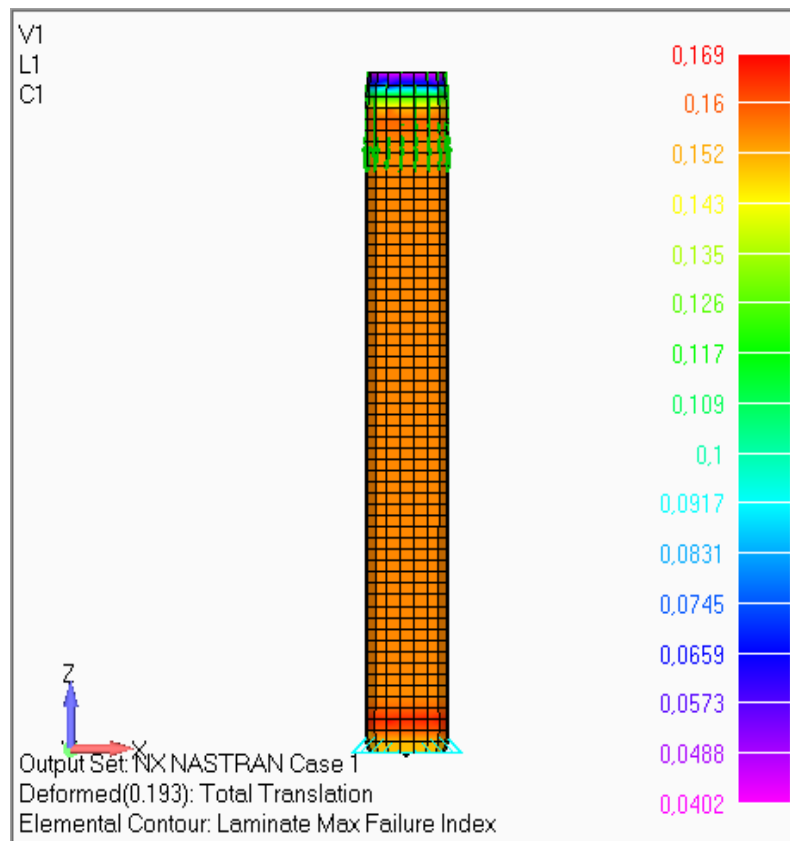


Figura 4.1 – Modelagem do tubo com sequência de empilhamento 19 sob carregamento em compressão e o critério de falha.

(Intencionalmente deixado em branco)

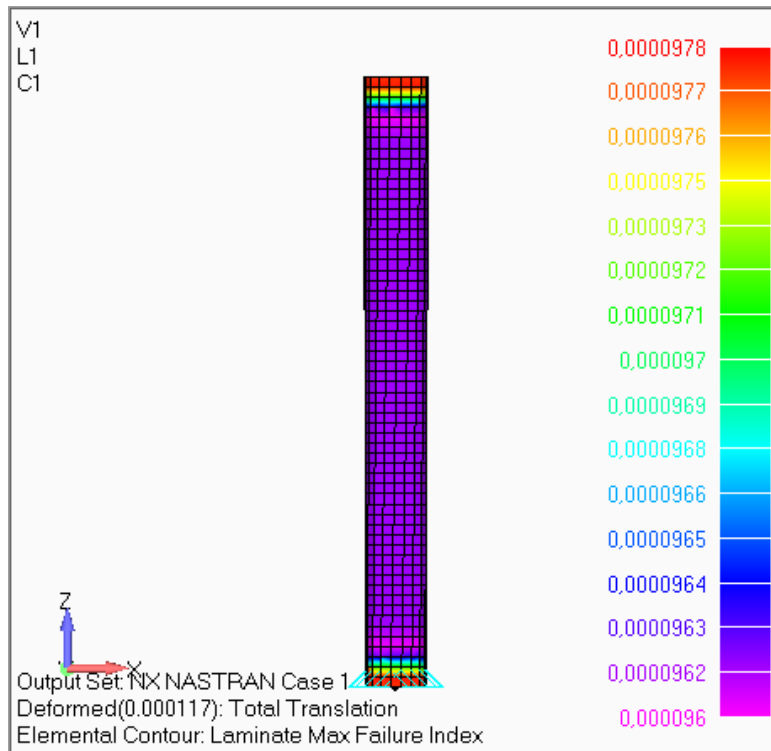


Figura 4.2 - Modelagem do tubo com sequência de empilhamento 19 sob carregamento em torção e o critério de falha.

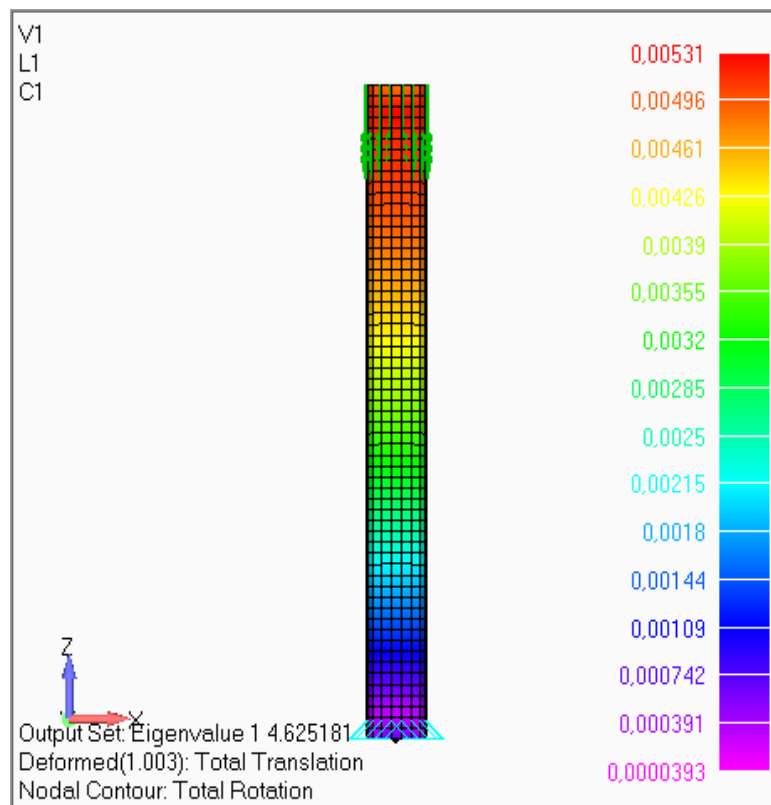


Figura 4.3 – Análise de flambagem por carregamento em compressão.

Tabela 4.2 –Análise da variação do sequência de empilhamento em *software* de elementos finitos

sequência de empilhamento	nº camadas	Configuração	Autovalor Flambagem	MoS Estático	MoS Torção
1	10	[-45 ₅ /45 ₅]	2,21	2,26	9344
2	10	[0 ₃ /45/-45] _s	7,22	8,17	18690
3	10	[-45 ₄ /0 ₂ /45 ₄]	4,08	3,52	9089
4	8	[-45 ₄ /45 ₄]	1,97	1,54	9432
5	8	[0/45 ₃ /-45 ₃ /0]	3,59	3,13	16805
6	8	[-45 ₃ /0 ₂ /45 ₃]	3,59	3,24	7632
7	8	[0 ₂ /-45 ₂ /45 ₂ /0 ₂]	5,17	5,29	15722
8	8	[0 ₃ /-45/45/0 ₃]	6,65	8,09	12179
9	8	[45/0 ₆ /-45]	6,65	7,26	8694
10	8	[90 ₂ /-45 ₂ /45 ₂ /90 ₂]	1,45	-0,11	11791
11	8	[90/-45 ₃ /45 ₃ /90]	1,85	0,10	10682
12	7	[-45 ₃ /0/45 ₃]	2,54	1,86	7406
13	7	[45/0 ₅ /-45]	5,63	6,14	7811
14	7	[0/0/-45/45/0/90]	3,70	0,783	10131
15	6	[90/0/0] _s	4,12	1,59	641024
16	6	[45/-45/90] _s	1,32	-0,16	14618
17	6	[90 ₂ /-45/45/90 ₂]	0,82	-0,45	9344
18	6	[45/0 ₄ /-45]	4,62	4,99	6801
19	6	[0 ₂ /45/-45/0 ₂]	4,63	4,92	10223

Optou-se pela escolha sequência de empilhamento 19 da Tabela 4.2, levando-se em consideração o número mínimo de camadas com as margens de segurança dos carregamentos. Após a fabricação do primeiro protótipo ensaiou-se em compressão para análise de segurança, no qual obteve êxito e suportou um carregamento de aproximadamente 12000 N. O valor do autovalor em flambagem de 4,63 é suficiente, já que seria necessária uma carga 4,63 vezes maior a que está sendo aplicada para falhar o material, e enquanto à torção é insignificante para a falha do material em todos os sequência de empilhamentos analisados. A escolha da configuração de número 19 em relação à 18, apesar de ambas apresentarem margens e autovalores equivalentes, deu-se pela preocupação do acabamento que poderia ser influenciado se a montagem da

camada à 45° da superfície ficasse mal posicionada, o que não é tão influenciado para camadas à 0°.

A análise modal do tubo com configuração de sequência de empilhamento de número 19 da Tabela 4.2, foram adquiridos em 8 modos de vibração, sendo que os 6 primeiros modos de vibração são relativos as movimentações de rotação e translação da peça nos eixos X, Y e Z, não consistindo na análise de frequência natural do material. Os modos de vibração 7 e 8 obtidos na análise, foram considerados como a vibração da estrutura com deformação na direção transversal do tubo no modo de compressão e resultaram ambos em uma frequência natural de 40,03 Hz como evidenciado na Figura 4.4.

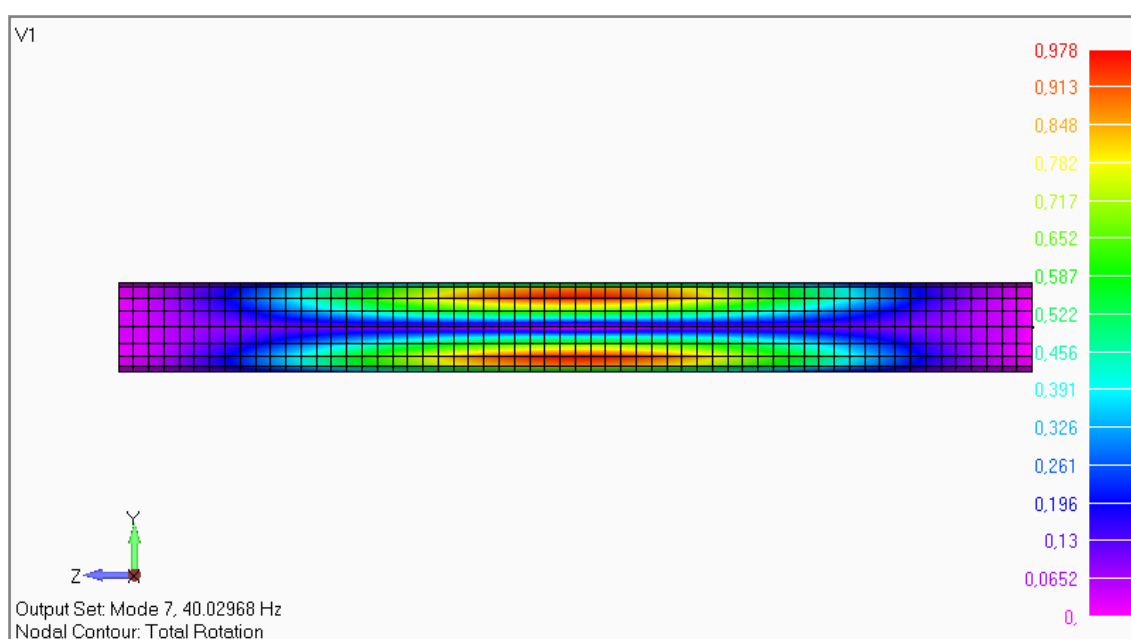


Figura 4.4 – Modelagem da análise modal para aquisição da frequência natural

4.3 Ensaios estáticos – Tubos

O presente capítulo trata dos resultados em ensaios estáticos de torção e compressão para os tubos fabricados neste trabalho.

4.3.1 Ensaios de torção

Os ensaios de torção foram realizados em 3 amostras de tubos diferentes, nomeados como tubo 4,5 e 6 respectivamente. Ao contrário do que evidenciado nos

gráficos da Figura 4.5, as amostras não falharam. O fato foi que devido às dificuldades de fixação das mesmas nos dispositivos de ensaio, resultando na rotação apenas do dispositivo sem transferência de carga ao corpo-de-prova, foi necessário o engaste do dispositivo de ensaio com a amostra por meio de resina termorrígida. Então, as falhas que estão evidenciadas na figura são da resina utilizada para fixação.

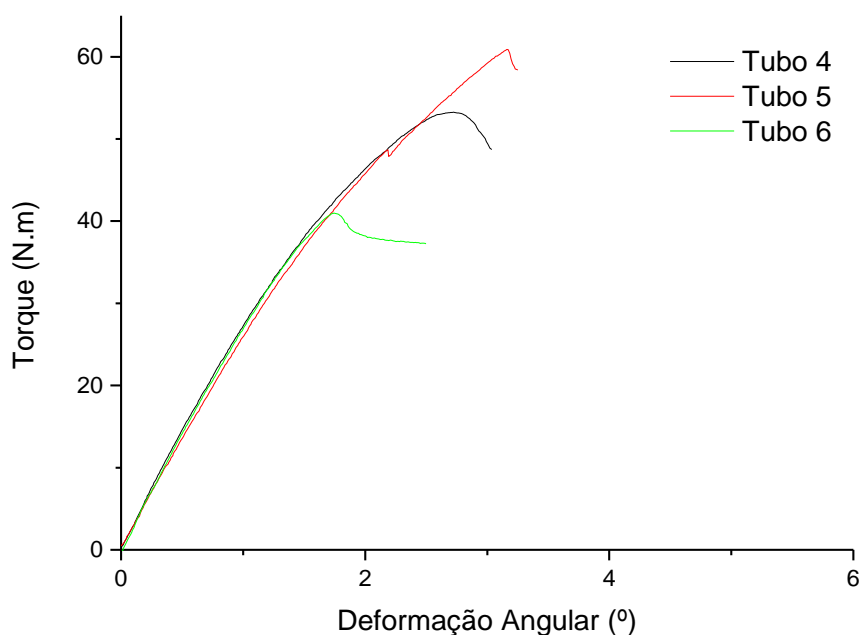


Figura 4.5 – Gráfico das amostras ensaiadas estaticamente em torção.

4.3.2 Ensaio de compressão

A Figura 4.6 mostra o comportamento dos tubos compósitos numerados como 9,11 e 13 em carregamento estático para o ensaio de comprovação até 2240 N. As diferenças em relação as curvas é explicada pela acomodação dos tubos nos dispositivos de ensaios, já que a carga de 100 N aplicada antes do início do ensaio não foi suficiente para adaptação do mesmo ao dispositivo. Apesar do imprevisto, todos os tubos atingiram o objetivo de acordo com a norma NBR ISO 10328, que é suportar a carga de 2240 N sem falhar.

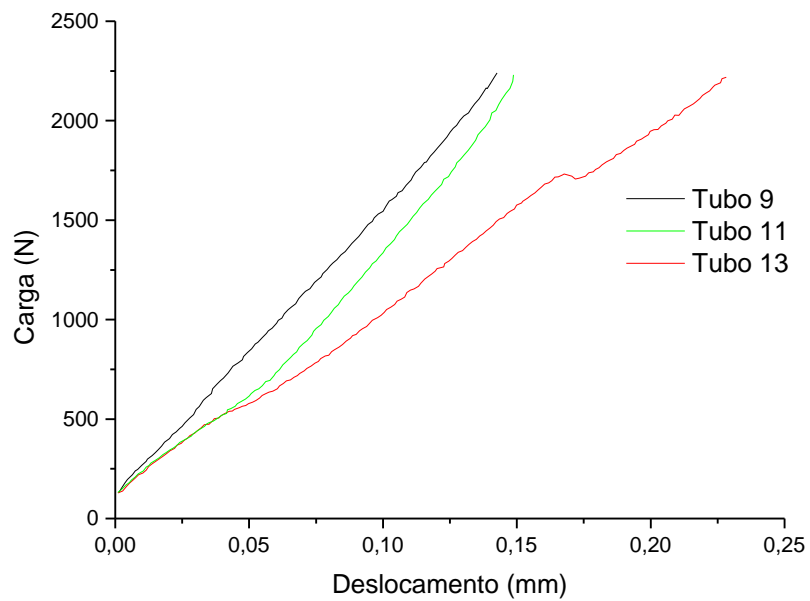


Figura 4.6 – Curva Tensão versus Deslocamento para o ensaio de comprovação.

Os mesmos corpos-de-prova que foram utilizados para os ensaios de comprovação, foram utilizados para o ensaio de compressão estático até a falha, uma vez que não apresentaram falha nos ensaios anteriores. A Figura 4.7, mostrou algumas variações nas cargas de falha dos tubos, porém todos ultrapassaram os requisitos de 4480 N da norma, tendo uma carga mínima de 21819 N para a curva do tubo 9 e uma carga máxima de 26461 N para o tubo 11.

(Intencionalmente deixado em branco)

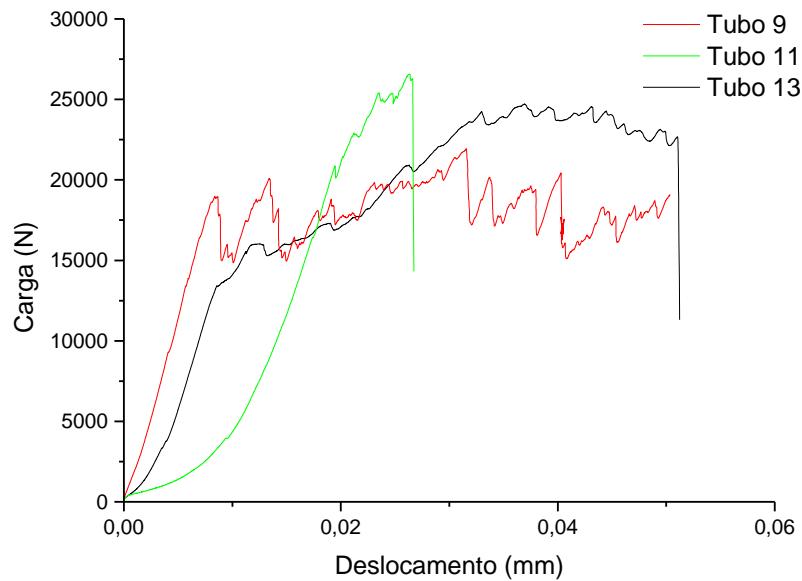


Figura 4.7 - Curva Tensão versus Deslocamento para o ensaio de falha em compressão.

A discrepância das cargas de falha deve-se novamente a problemas de dispositivo. A Figura 4.8 evidencia o tipo de falha do tubo 9 na extremidade, possivelmente causada pelo mal posicionamento do tubo vindo a falhar por problemas de fixação ao dispositivo. A Figura 4.9 mostra uma análise puramente do compósito, já que ocorreu fora das extremidades dos dispositivos, e são confirmados pela maior resistência do mesmo na curva para o tubo 11, da figura 4.7. Por fim, a Figura 4.10 destaca a falha do tubo 13 na extremidade, o que possivelmente seja um problema de interface entre o dispositivo de ensaio e o tubo. Apesar disso, a margem de segurança (MoS), baseada na tensão de ruptura do material, está próxima ao analisado pelo *software FEMAP*, com 4,92 de MoS em *software* e $5,33 \pm 0,53$ para os tubos ensaiados.



Figura 4.8 – Análise de falha do tubo 9



Figura 4.9 - Análise de falha do tubo 11.



Figura 4.10 – Análise de falha do tubo 13.

4.4 Ensaios cíclicos em compressão – Tubos

O capítulo apresenta os resultados dos ensaios cíclicos de compressão, assim como o acompanhamento com a técnica de termografia por câmara infravermelho e análise de vibrações.

4.4.1 Curvas de histerese

A partir dos ensaios de fadiga, as curvas de histerese, referente à deformação do material em função da aplicação da tensão em fadiga foi aquisitada para o tubo de número 8. Este ensaio avalia a rigidez do material em função do número de ciclos completados sob carregamento, permitindo mensurar os danos induzidos ao material como resultado do processo de fadiga. A Figura 4.11 mostra o resultado de histerese

relativo ao tubo 8, considerando as deformações à 3×10^5 , 5×10^5 , 1×10^6 , 2×10^6 e 3×10^6 ciclos.

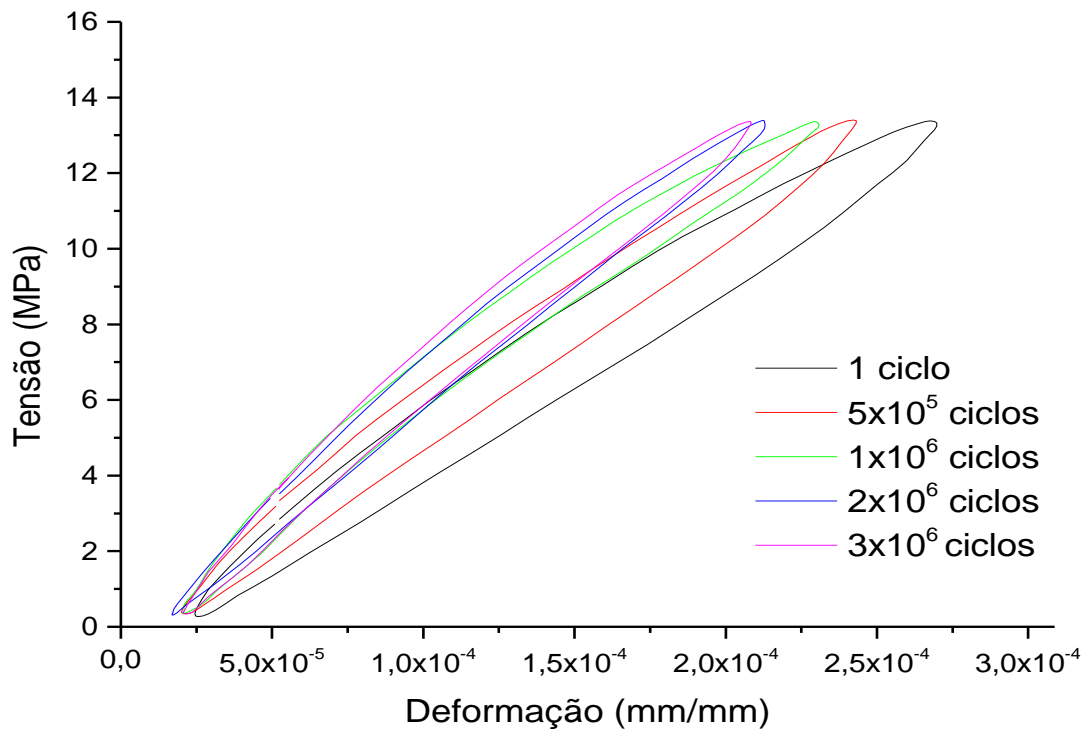


Figura 4.11 – Curvas de histerese para o tubo 8

A partir da Figura 4.11, calculou-se as áreas das curvas de histerese em função do número de ciclos e verificou-se que as áreas dos ciclos de histerese diminuíram com o aumento do número de ciclos em fadiga, assim como a deformação. Segundo Talreja e Singh (2012) a presença de porosidade no compósito pode promover uma deformação plástica da matriz na região da mesma, promovendo assim uma maior deformação nos primeiros ciclos, que reduz a deformação ao longo da vida em fadiga pelo modo de ensaio por tensão controlada. Após a deformação da porosidade, a matriz começa a deformar-se menos que inicialmente e falhas começam a ocorrer na seção transversal do tubo, o que pode “mascarar” os resultados de aumento de danos por meio da medida de rigidez, que é realizada a partir do cálculo pela equação 3.10, sendo o módulo de elasticidade (ou rigidez do material) inversamente proporcional à deformação.

Segundo Han (1983) quando os compósitos estão sujeitos à cargas de compressão, as fibras contínuas agem como longas colunas e microflambagem das fibras podem ocorrer, este fato é procedido pelo escoamento da matriz, descolamentos das fibras e microtrincas, principalmente no eixo transversal. A microflambagem pode ser explicada

de acordo com a teoria de vigas de Euler, na qual uma pequena seção transversal tende a ser instável (flambagem), o que pode levar o compósito à menor resistência a compressão em comparação à mesma em tração (MENG, 2015) Os resultados podem ser comprovados na Figura 4.12, em que a área e o deslocamento máximo normalizado estão em função do número de ciclos normalizados, em que a menor deformação ao longo dos ciclos resulta no aumento do módulo elástico na transversal conforme Figura 4.13.

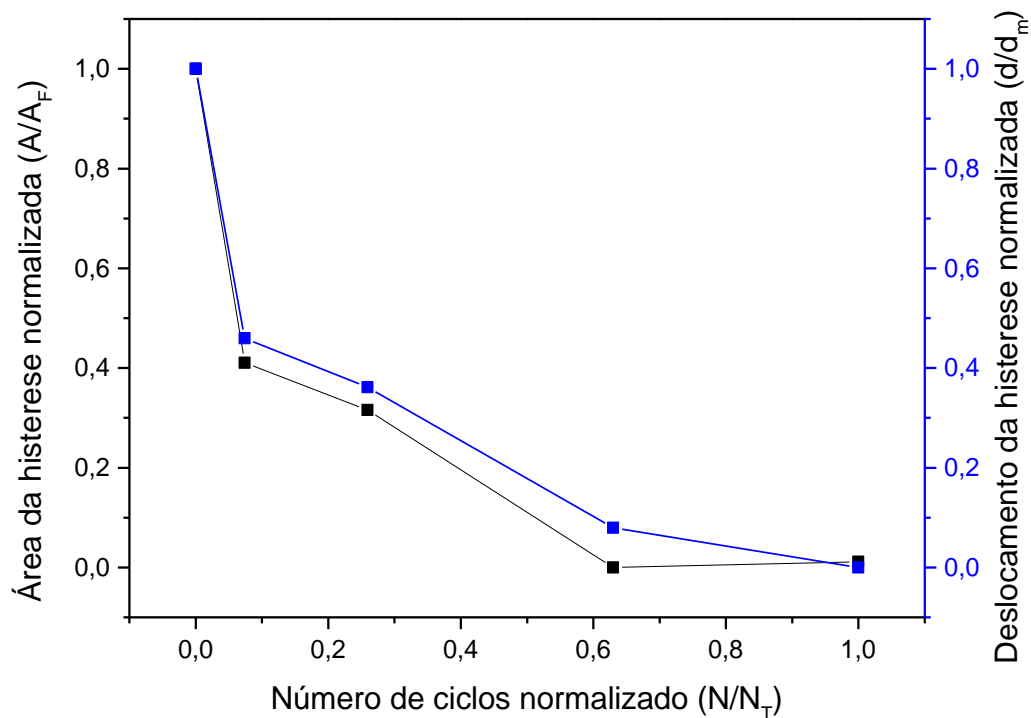


Figura 4.12 - Área e deslocamento máximo normalizados das curvas de histereses em função do número de ciclos normalizados ($N_T=3 \times 10^6$ ciclos)

(Intencionalmente deixado em branco)

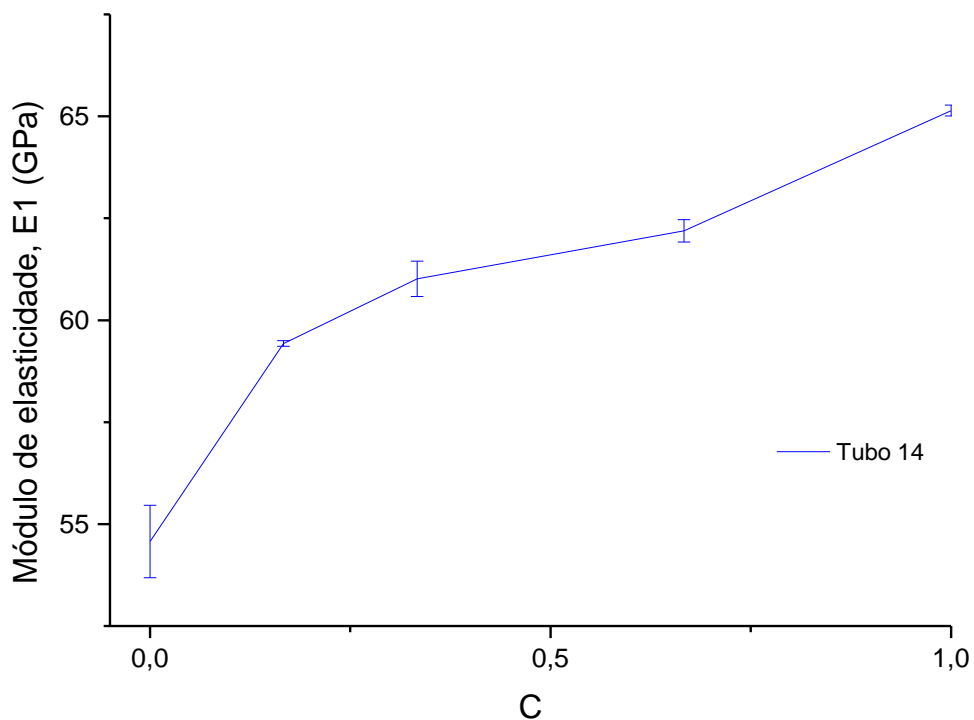


Figura 4.13 – Módulo de elasticidade na direção longitudinal em função do número de ciclos normalizados ($N_T=3 \times 10^6$ ciclos).

A partir da Figura 4.13, pode-se também extrair o módulo de elasticidade do material antes da fadiga, de modo a comparar com o laminado com a configuração 19 da sequência de empilhamento do tubo. O valor médio de 54,6 MPa encontrado em ensaio, está abaixo do calculado no *software FEMAP*[®], 73 MPa, porém deve-se levar em consideração que o módulo de elasticidade longitudinal quando em carregamento em compressão pode ser até 10% menor do que o módulo longitudinal em carregamento de tração, devido à microflambagem, desalinhamento das fibras e defeitos por causa do processamento, conforme Meng (2015). Então, tomando-se em conta essa diferença devido à variação do tipo de carregamento, o módulo se encontra dentro da faixa aceitável de até 20% inferior ao calculado em *software FEMAP*[®].

4.4.2 Resistência residual

A resistência residual foi avaliada a partir da relação entre os ensaios de tensão de ruptura nos tubos de número 7, 8 e 10 (os quais não falharam até o total de 3×10^6 ciclos), com os tubos que ensaiados estaticamente até a falha enumerados 9, 11 e 13 (conforme Figura 4.7). As curvas de ruptura dos ensaios estáticos de compressão, foram

obtidas para os materiais após sofrerem o total de ciclos requisitados no projeto no ensaios de fadiga, conforme Figura 4.14.

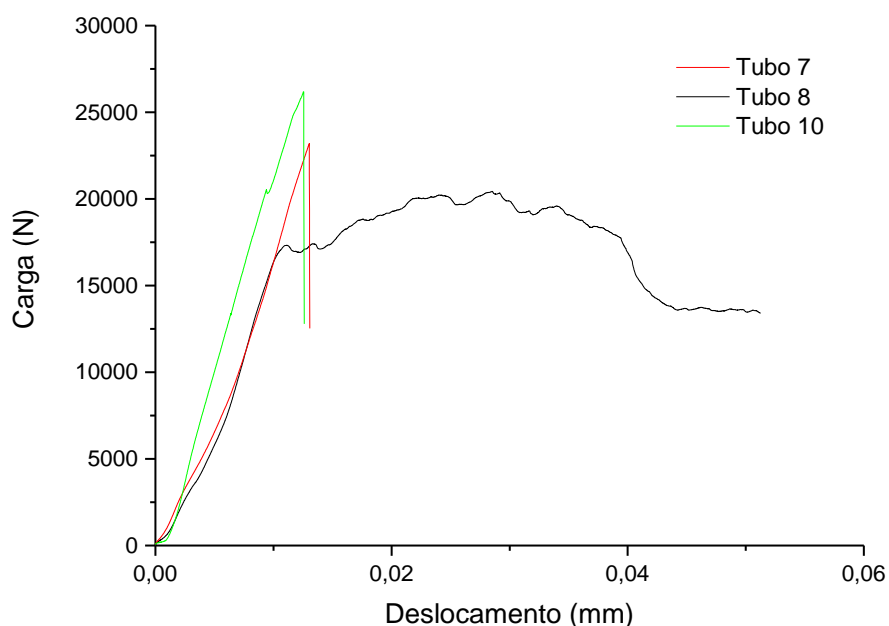


Figura 4.14 – Curvas de Carga versus Deslocamento até a ruptura após ensaios de fadiga.

Assim como nos ensaios de ruptura realizados nos tubos sem ensaio de fadiga, um dos 3 ensaios estáticos de compressão até ruptura, após os tubos terem resistido 3×10^6 ciclos, teve o problema relacionado com o dispositivo de ensaio, na qual a flange deslizou no tubo compósito sem realizar a função de suporte do mesmo, o que levou a uma falha antes do esperado conforme mostrado na curva do tubo 8 da Figura 4.14, e que está evidenciado pela Figura 4.16, em que ocorre o esmagamento da extremidade do mesmo. Para os tubos 7 e 10, as falhas foram relacionadas ao material conforme Figura 4.15 e Figura 4.17, com trincas acompanhando perpendicularmente ao eixo longitudinal dos tubos, e que foram comprovadas com valores de carga máxima em compressão próximos conforme Figura 4.14. Para que fosse realizado a análise de resistência residual, tomou-se como dado da Figura 4.7, apenas a curva do tubo 11, o qual foi o único naquelas análises que falhou pela própria estrutura do material. Então, tomando a razão entre a média das tensões máximas dos tubos 7 e 10, com a tensão máxima do tubo 11, encontra-se uma diferença de apenas 4 % de perda de resistência mecânica após 3×10^6 ciclos.



Figura 4.15 – Análise de falha no tubo 7, em carregamento estático de compressão após fadiga.



Figura 4.16 - Análise de falha no tubo 8, em carregamento estático de compressão após fadiga.



Figura 4.17 - Análise de falha no tubo 10, em carregamento estático de compressão após fadiga.

4.4.3 Ensaios para avaliação de danos

4.4.3.1 Análise de termografia por câmera

O primeiro tubo a ser ensaiado, referente ao tubo de numeração 7, foi acompanhado por câmera *FLIR* para resguardar que o aumento da frequência de vibração de 3 Hz requisitado pela norma NBR ISO 10328 para 12 Hz, não influenciasse em uma possível falha por aquecimento. A Figura 4.18 mostra o acompanhamento por câmera durante o ensaio de fadiga do tubo, com a marcação em três diferentes pontos ao longo do eixo longitudinal do tubo (Sp1, Sp2 e Sp3), evidenciando que durante todo o ensaio não houve variação de temperatura do compósito resultante da frequência de ensaio, e sim uma pequena variação de temperatura referente ao ambiente de realização do ensaio com temperatura média de $21,65 \pm 2,22$ °C.

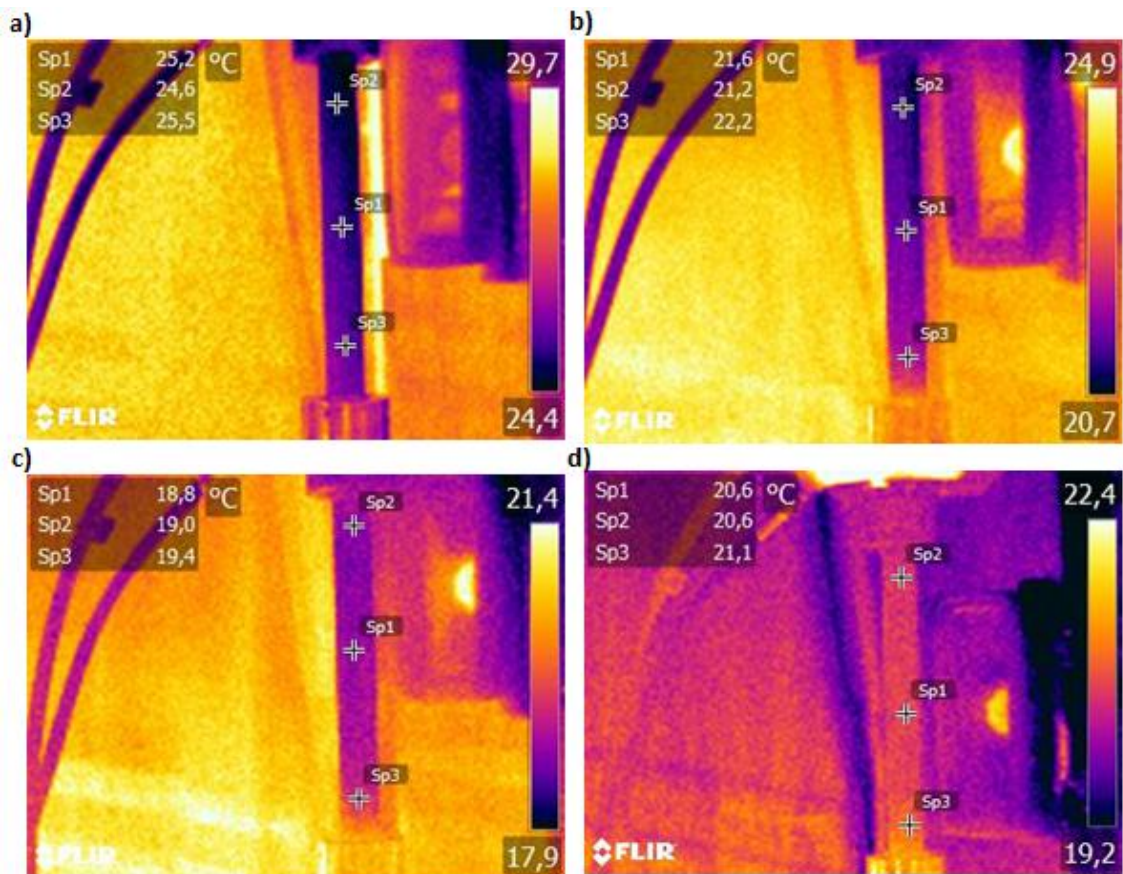


Figura 4.18 – Imagens do acompanhamento por câmera termográfica em ensaio de fadiga para; a) início do ensaio de fadiga; b) 250 mil ciclos; c) 1 milhão de ciclos e; d) 3 milhões de ciclos.

4.4.3.2 Ensaios de vibração livre

Os resultados experimentais consistem na obtenção da resposta em frequência e resposta no tempo adquiridos nos ensaios de vibração do tubo de fibra de carbono/resina epóxi de numeração 7, sendo uma medição antes do ensaio e os demais após 5×10^5 , 1×10^6 , 2×10^6 e 3×10^6 ciclos em fadiga. A Figura 4.19 mostra o resultado de resposta da amplitude (mm/s) no tempo para o tubo 7.

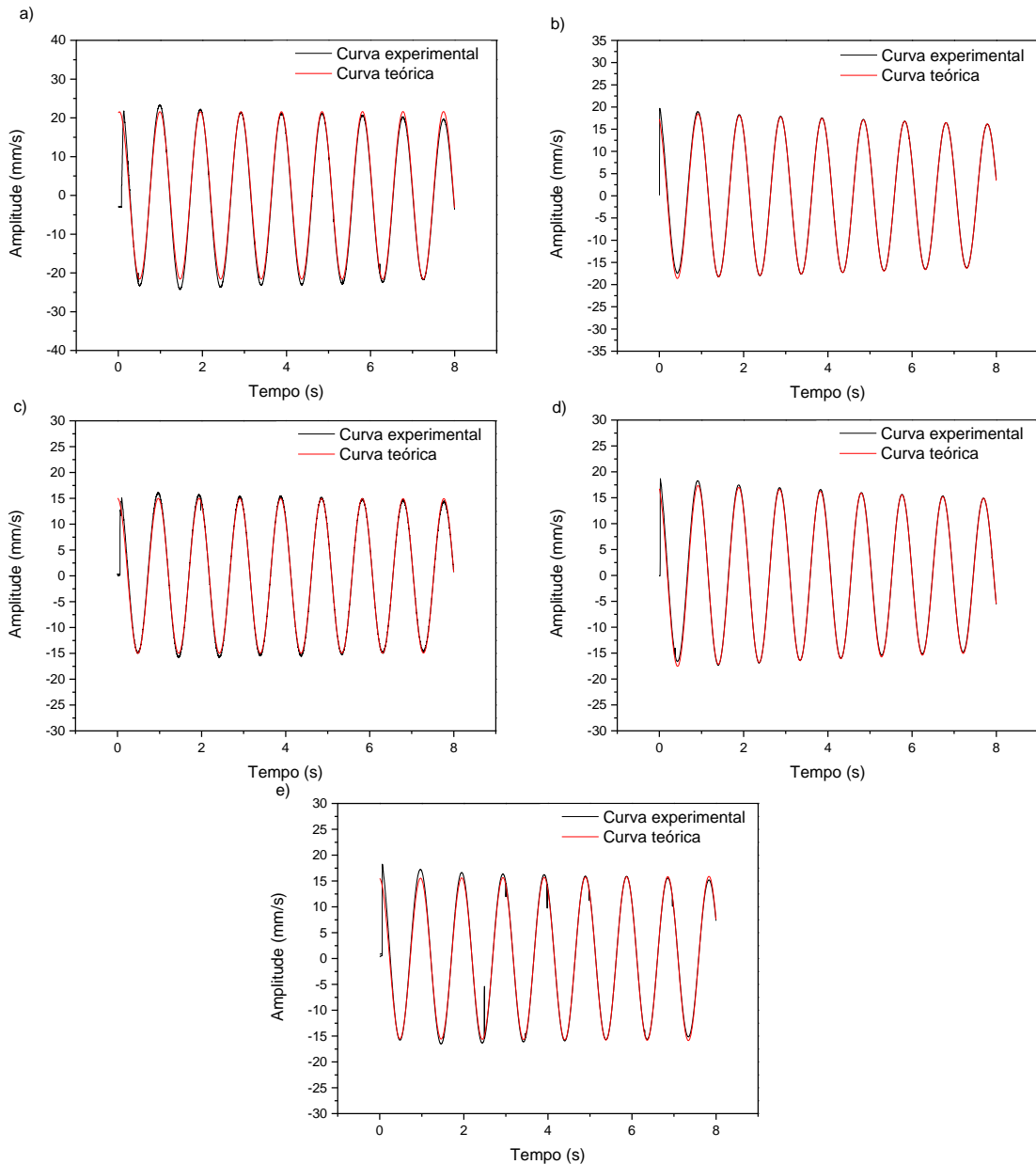


Figura 4.19 - Ajuste da curva teórica aos dados experimentais para: a) 1 ciclo; b) 5×10^5 ciclos; c) 1×10^6 ciclos; d) 2×10^6 ciclos; e) 3×10^6 ciclos.

Os resultados de resposta em função do tempo evidenciados na Figura 4.19, são resumidos na Tabela 4.3 em função dos resultados de fator de amortecimento pelo número de ciclos ensaiados em fadiga.

Tabela 4.3 – Fator de amortecimento em função ao número de ciclos em fadiga

Nº ciclos	ξ	r	ω_d (Hz)
1	$(-0,06 \pm 0,13).10^{-3}$	0,967	$40,967 \pm 0,005$
5x10⁵	$(0,07 \pm 0,09).10^{-3}$	0,984	$40,673 \pm 0,004$
1x10⁶	$(2,97 \pm 0,04).10^{-3}$	0,997	$40,233 \pm 0,002$
2x10⁶	$(3,49 \pm 0,06).10^{-3}$	0,993	$40,752 \pm 0,002$
3x10⁶	$(-0,50 \pm 0,11).10^{-3}$	0,976	$40,277 \pm 0,004$

Ao contrário do esperado em ensaios de vibração em materiais compósitos sob fadiga, os fatores de amortecimento encontrados não apresentaram crescimento gradativo em função do aumento do número de ciclos, sendo que em 1 ciclo e em 3×10^6 ciclos os valores foram negativos. Estes resultados devem-se ao fato do procedimento de ensaio não ter sido o ideal para análise de um sistema sub-amortecido, o qual possui uma queda pouco expressiva da amplitude em função do tempo, como podem ser evidenciado pelas análises da Figura 4.18, assim uma pequena variação na correlação Pearson (r) do ajuste da curva experimental com a curva teórica causa valores imprecisos à análise.

Além disso, pode-se evidenciar que a frequência natural (ω_d) encontrada para o tubo em análise modal no *software* FEMAP[®] com valor de 40,03 Hz, está de acordo com o dado experimental para o tubo no início do ensaio de fadiga (1 ciclo) , resultando em 40,97 Hz, conforme Tabela 4.3.

(Intencionalmente deixado em branco)

4.5 Ensaio para controle de qualidade

4.5.1 Caracterização por microscopia

As imagens de microscopia ótica (Figura 4.20) não revelam vazios nos compósitos, assim como é evidente as interfaces entre as camadas de pré-impregnados, o qual possa ser devido a uma pressão inferior a necessária para uma melhor compactação. Porém, em geral as fibras apresentam uma boa distribuição e orientação das camadas.

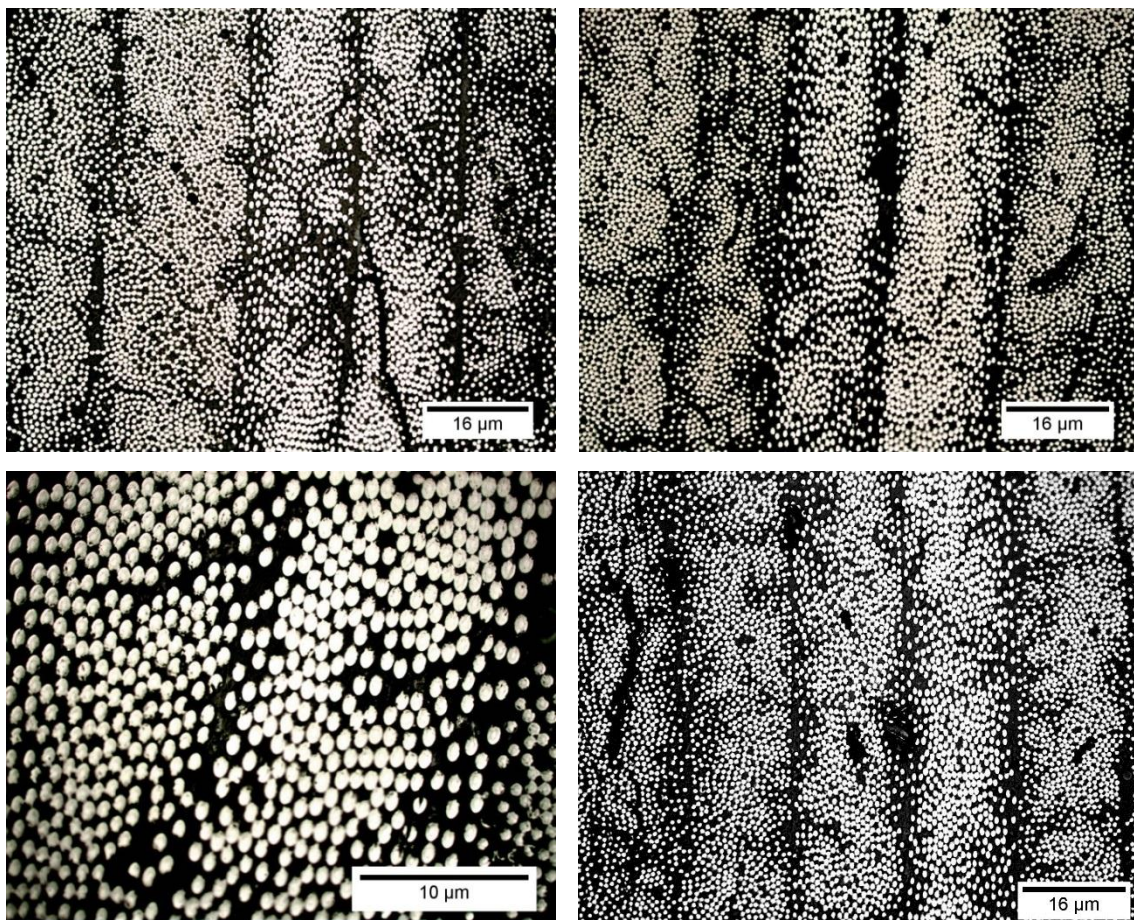


Figura 4.20 – Imagens de microscopia ótica para dos tubos compósitos na transversal.

Uma análise mais criteriosa foi realizada dos corpos-de-prova rompidos sem ter sofrido ensaio de fadiga (tubo 11) e após ensaios de fadiga (tubo 7 e 10) , por meio de microscopia ótica, para análise do tipo de falha e uma possível mudança da falha entre os mesmos conforme Figura 4.21.

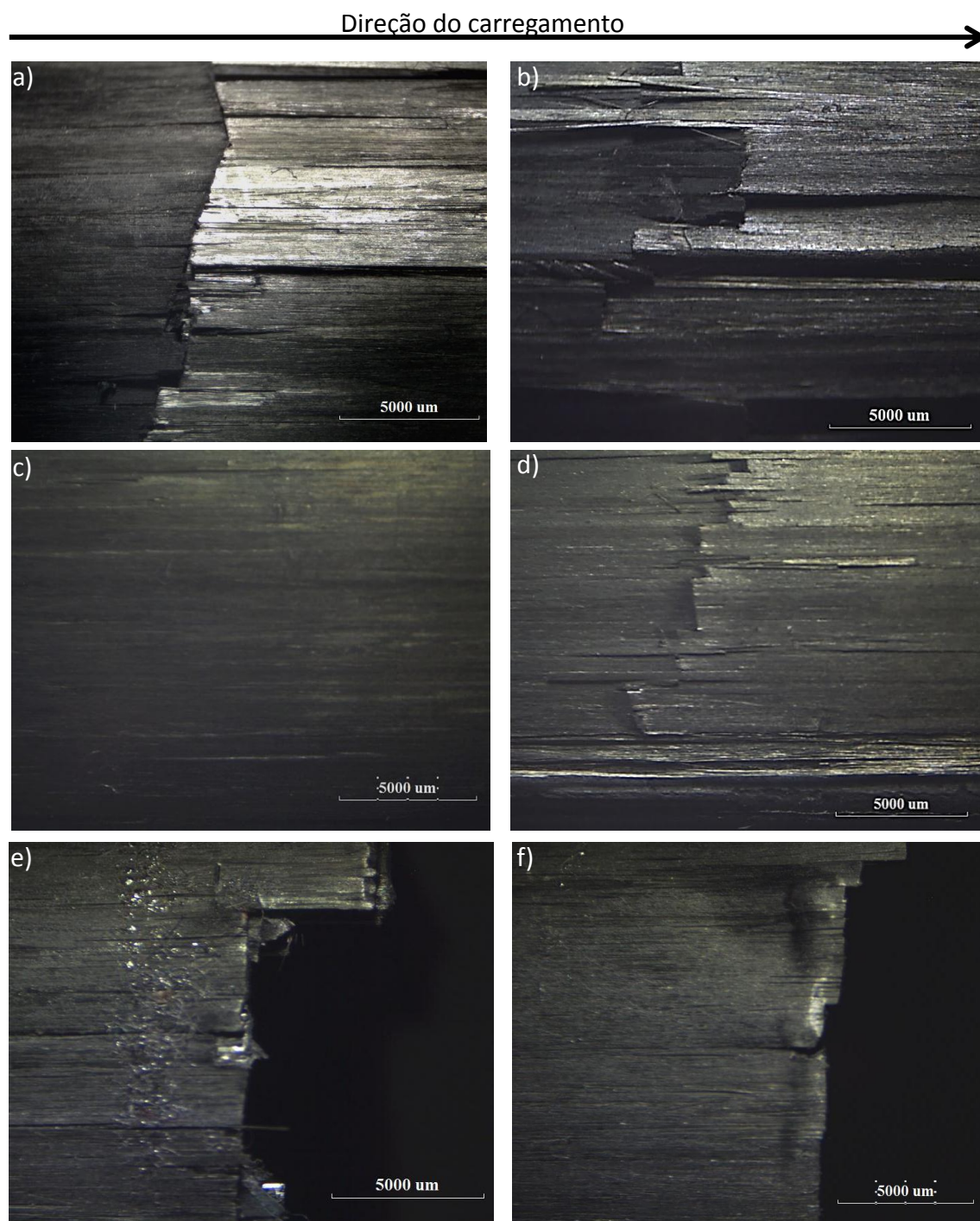


Figura 4.21 – Imagens de microscopia ótica (a) e (b) das faces opostas da falha ocorrida no tubo 11 ; (c) e (d) das faces opostas da falha ocorrida no tubo 7; (e) e (f) das faces opostas da falha ocorrida no tubo 10.

As amostras não apresentaram diferenças significativas entre os modos de falhas devido a ocorrência da fadiga o que pode ser comprovado pelas Figuras 4.23 e 4.24 por microscopia eletrônica de varredura, em que falhas evidentes em fadiga como

descolamentos das fibras e rupturas características deste tipo de carregamento não são encontradas. É importante notar que todas as falhas acontecem quase perpendicularmente ao eixo longitudinal, devido à principalmente microflambagem, o que leva as fibras mais externas do compósitos a falharem devido à instabilidade, como exemplificado pela Figura 4.22, na qual as fibras comportam-se de maneira ondular e podem apresentar-se em dois modos, sendo extensional para as deformações “fora de fase” entre as fibras, e modo cisalhante para deformações em fase das fibras (QUARESIMIN et al., 2010).

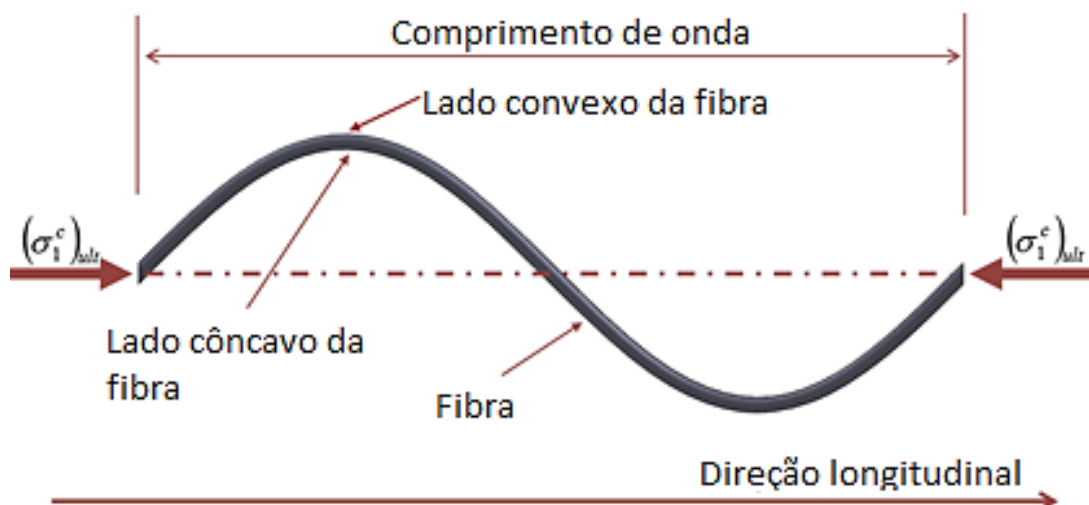


Figura 4.22 – Diagrama esquemático de uma única fibra em uma lâmina unidirecional sob carregamento de compressão, exemplificando a microflambagem. No lado do côncavo da fibra, a deformação em compressão é esperada ser maior, e a fibra mais susceptível a falha. Adaptado de (Meng, 2015)

Além de falhas características em fadiga não terem sido encontradas, falha por microflambagem pode ser descrita na Figura 4.23 principalmente devido à diferença da posição, em relação ao eixo longitudinal do tubo compósito, das fibras fraturadas. A região denominada “A” sofre falhas por tração, enquanto a região “B”, em um plano mais baixo, sofre falhas por compressão, comportamento típico em uma falha por microflambagem, quando comparadas à flexão em uma pequena região, comporta-se sob tração em camadas acima da linha neutra, enquanto às abaixo em compressão, assim como evidenciadas no trabalho de Franco (2003). Também, alguns pedaços de fibras concentradas principalmente na região de compressão, mostram um efeito que também ocorre em falhas por microflambagem, conhecido como região de torção ou

kinking band, onde o desalinhamento das fibras tende a este tipo de falha (Talreja & Singh, 2012).

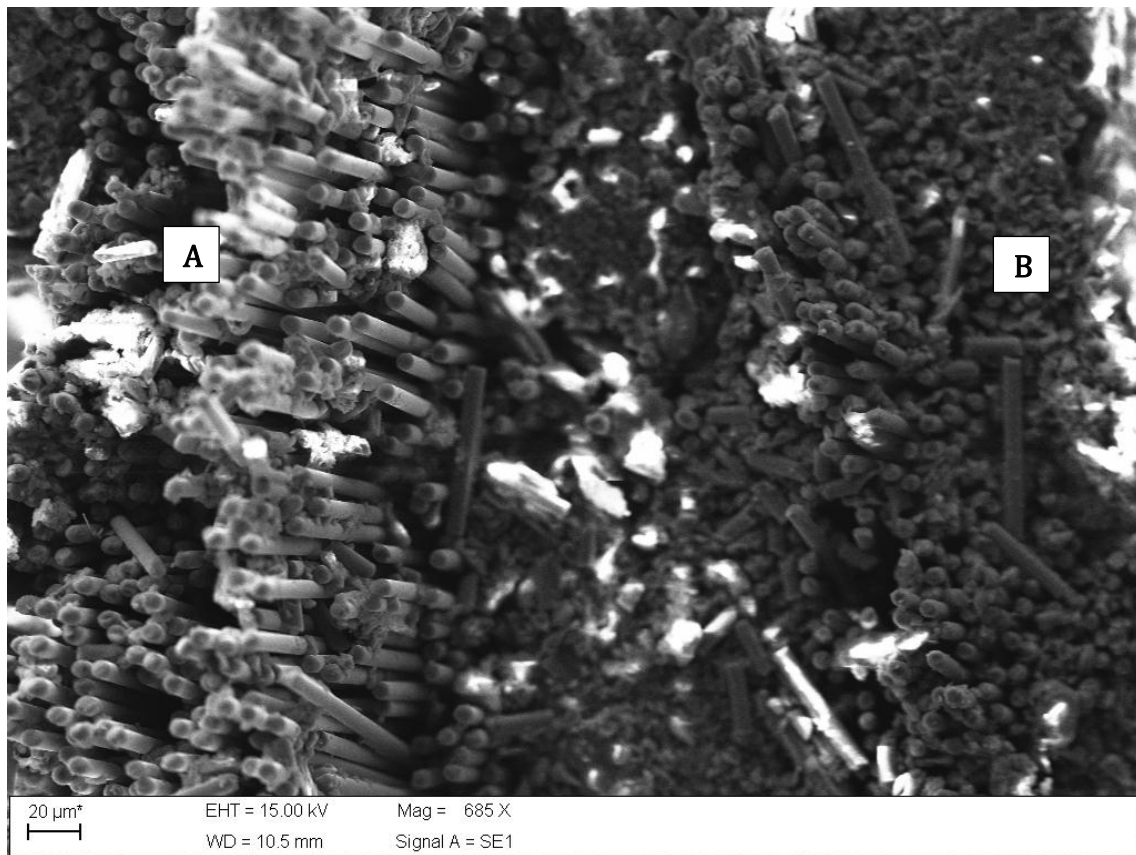


Figura 4.23 – Falha do compósito em carregamento de compressão

A Figura 4.24 reforça o resultado de fratura por microflambagem após ensaio estático de compressão até a falha do tubo, na qual as falhas das fibras apresentam um aspecto típico de uma flexão no topo da fratura, onde a área da seção transversal fica dividida quase igualmente, entre a seção com aspectos de compressão e a de tração conforme indicado na figura. Assim como descrito por Jumahat et al. (2010), é possível notar a variação de acabamento das superfícies das fibras fraturadas, sendo que a região em compressão aparenta ser não planar, irregular e muitas vezes com aparência serrada, enquanto a região em tração é relativamente planar e com a superfície perpendicularmente ao carregamento e orientação da fibra. Além disso, é evidenciada na Figura 4.24 uma região circulada denominada C, onde a trinca na interface fibra/matriz devido a um descolamento entre as fases, foi possivelmente causada pelo

ensaio de fadiga, no qual o tubo resistiu a 3×10^6 ciclos sem falhar, porém teve início de danos como este.

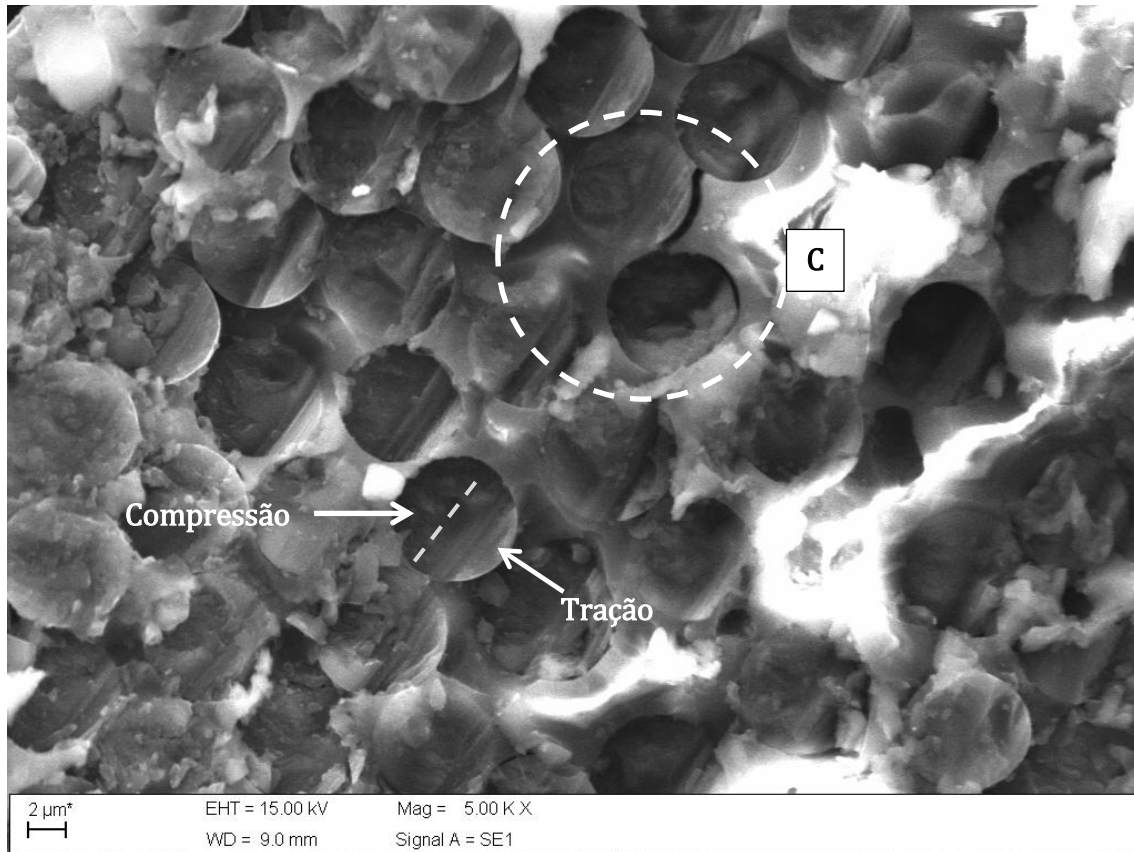


Figura 4.24 – Falha em compressão evidenciando o topo das fibras (na mesma direção do carregamento)

4.5.2 DSC

O grau de cura foi analisado para verificar se o ciclo de cura empregado para os tubos estava dentro dos limites aceitáveis acima de 98% de acordo com Pardini & Peres (1996), assegurando que a peça esteja totalmente consolidada. Então, primeiramente fez-se a análise do pré-impregnado utilizado para o processamento dos tubos, e posterior, uma pequena amostra de um dos tubos manufaturados foi analisada (Figura 4.25). Todas as duas análises seguiram os mesmos procedimentos e por meio de auxílio do *software* Universal Analysis 2000[®] calculou-se o calor da reação total (H_T), que é referente a curva do pré-impregnado, e também o calor de reação do material pós-cura

(H) , no caso uma amostra do tubo 8. O cálculo do grau de cura foi realizado de acordo com a equação 2.12, e é o resultado é mostrado na Tabela 4.4.

Tabela 4.4 – Valores de calor de reação e grau de cura

H_T (J.g ⁻¹)	H (J.g ⁻¹)	DC (%)
130,0	1,735	98,7

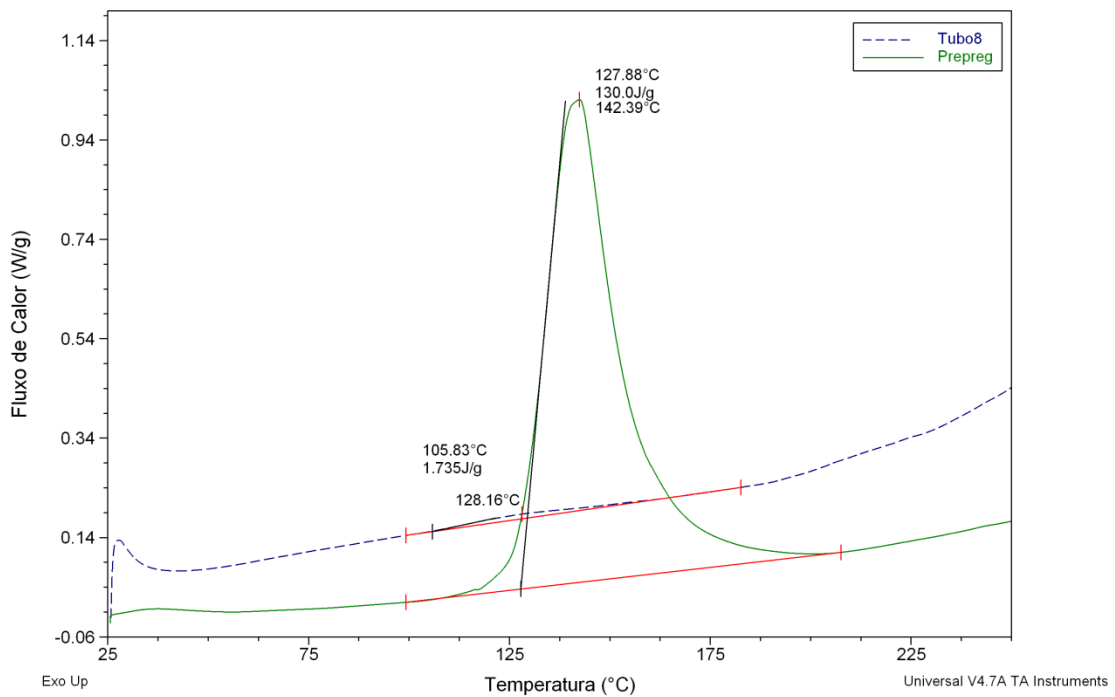


Figura 4.25 – Gráfico de DSC para o pré-impregnado antes e depois do ciclo de cura.

O resultado da Tabela 4.4 evidencia que o ciclo de cura empregado para o processamento dos tubos compósitos no presente trabalho está dentro do limite aceitável e bem próximo da cura total, o que o torna eficiente para o processamento, e que implicará em maior resistência mecânica à matriz.

4.5.3 DMA

A Figura 4.26 mostra as curvas de módulo de armazenamento (E'), módulo de perda (E'') e o $\tan\delta$ (ou $\tan\Delta$) que é a razão entre o módulo de perda e módulo de armazenamento de um material. De acordo com a norma ASTM D 7028:2007, a temperatura de transição vítrea para um material compósito pode ser obtida pela temperatura de onset na curva de E' , no qual foi escolhido por ser mais conservativo.

Os ensaios foram realizados em 3 amostras retiradas da placa de laminado para fabricação de corpos-de-provas para tração (descritos na seção 3.2.2), no sentido longitudinal das fibras. A temperatura de transição vítrea (T_g) encontrada foi de $94,5 \pm 2,4$ °C, tornando o compósito com elevada estabilidade térmica, podendo ter suas propriedades mecânicas estáveis até atingir a faixa próxima a temperatura de transição vítrea, fazendo com que o tubo compósito seja uma peça versátil podendo ser utilizada em vários ambientes, sem a falha do material por variação da temperatura. Os ensaios de DMA também confirmaram a eficiência do ciclo de cura do material a partir do elevado valor de T_g , que é um indicativo da boa reticulação dos polímeros termorrígidos, que por sua vez é dependente do ciclo de cura do material.

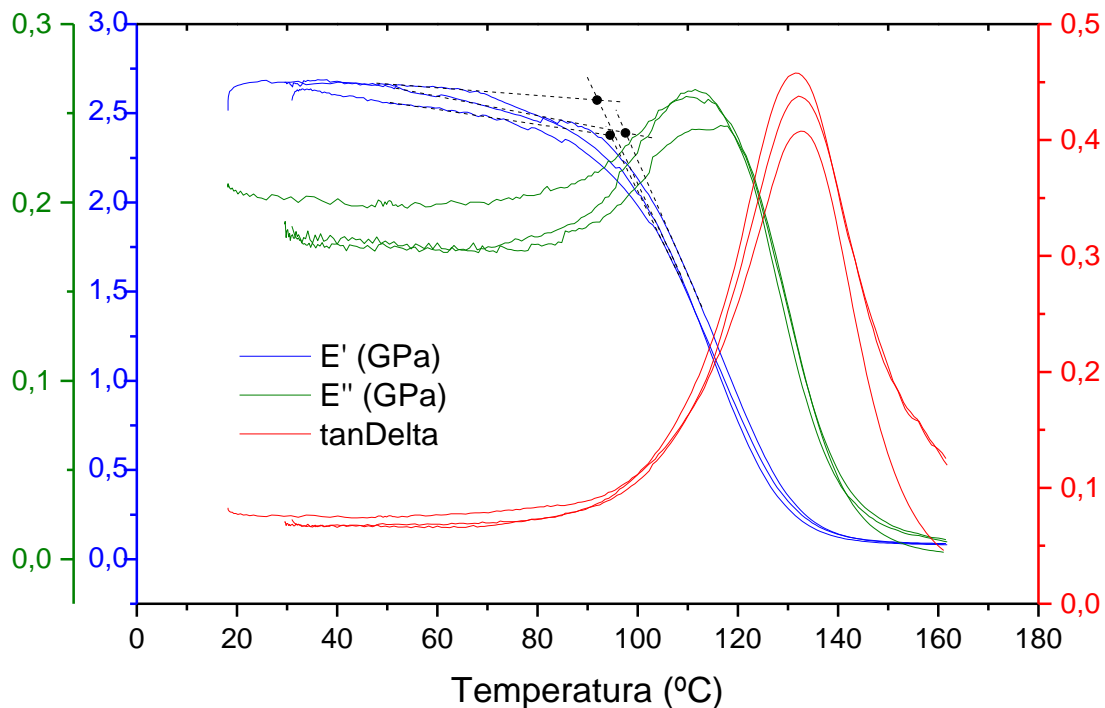


Figura 4.26 – Curvas de DMA para amostras de laminados compósitos.

4.5.4 Caracterização de volume de fibras e vazio

A caracterização por digestão ácida do pré-impregnado tornou-se necessária para verificação do volume de fibras e matriz do mesmo, de maneira a comparar precisamente o processamento com relação ao volume de fibras, matriz e vazios. A Tabela 4.5, mostra os resultados encontrados para o prepreg, nos quais estão dentro dos valores descritos pelo fabricante de 39% de volume de matriz.

Tabela 4.5 – Valores de volume de fibras e matriz do pré-impregnado utilizado

Amostra	Volume de fibras (%)	Volume de matriz (%)
Prepreg	61,27	38,73

A Tabela 4.6 evidencia a robustez do processo, medidos em relação ao volume de fibras, matriz e vazios, que têm uma pequena variação entre dois tubos fabricados. Além disso, o alto volume de fibras de carbono e volumes de vazios inferiores a 2% evidenciaram que o processamento de tubos compósitos em moldagem por *bladder* com o material pré-impregnado do presente trabalho, resultam em compósitos para aplicações estruturais.

Tabela 4.6 – Volumes de fibras, matriz e vazios dos tubos.

Amostra	Volume de fibras (%)	Volume de matriz (%)	Volume de vazios (%)
Tubo 8	60,64	37,45	1,91
Tubo 11	60,14	38,22	1,65
Média	60,39 ± 0,25	37,84±0,39	1,78±0,14

4.5.5 Caracterização por diâmetro externo, espessura e densidade linear

Foram realizadas 6 medidas para diâmetro externo, e 6 espessura de cada um dos tubos citados na Tabela 4.7. Sendo 3 medidas em cada uma das extremidades do tubo para a espessura, e 2 em cada extremidade e 2 centrais para o diâmetro externo. Para a medida de massa mensurou-se uma vez, e a densidade linear foi resultado da razão entre a massa pelo comprimento do tubo (0,300 m).

Tabela 4.7 – Valores médios de medidas realizadas em tubos fabricados pelo processo de moldagem por *bladder*

Tubo	Diâmetro externo (mm)	Espessura (mm)	Massa (kg)	Densidade linear (kg/m)
7	29,85 ± 0,19	0,97 ± 0,01	0,03770 ± 0,01	0,126
8	29,95 ± 0,11	1,01 ± 0,01	0,03801 ± 0,01	0,127
9	29,88 ± 0,27	1,06 ± 0,01	0,03772 ± 0,01	0,126
10	29,87 ± 0,29	1,09 ± 0,01	0,03894 ± 0,01	0,130
11	29,90 ± 0,14	1,07 ± 0,02	0,03817 ± 0,01	0,127
13	30,00 ± 0,28	1,06 ± 0,01	0,03834 ± 0,01	0,128
Média	29,92 ± 0,06	1,05 ± 0,04	--	0,127 ± 0,045

O desvio de 0,20% das medidas do diâmetro externo e dos valores de espessura obtidos com 3,81 % de desvio máximo evidenciaram repetibilidade no processamento de moldagem por *bladder*, confirmando a eficiência do *bladder* na compressão do laminado com a pressão de 45 psi. A média das massas lineares obtidas, 0,127 kg/m, para os tubos pelo processamento por *bladder* é muito inferior às demais encontradas na literatura, como 0,500 kg/m para um tubo da liga de alumínio 6082T6 e 0,274 kg/m para CRFP em tecidos *braiding* por laminação manual com auxílio de vácuo, os quais já são produtos comerciais para próteses transtibiais, assim como pesquisas em tubos híbridos de fibras de carbono e vidro, pelos processos de VARTM e enrolamento filamental, com 0,500 e 0,450 kg/m respectivamente (LEBRÃO, 2007). Além disso, os tubos processados no presente trabalho possui densidade linear muito inferior aos tubos comerciais tanto em alumínio quanto em compósitos reforçados com fibras de carbono, conforme Tabela 2.3, no qual o produto com menor densidade linear pertencente a empresa Trulife, modelo SSL250-P, com valor de 0,293 kg/m.

4.6 Custo total

O custo dos materiais utilizados para produzir os tubos foi calculado utilizando da Equação 2.1, levando em consideração apenas os materiais que têm valor significativo na composição final do custo. A Tabela 4.8 contém as quantidades dos tecidos pré-impregnado e desmoldante para a fabricação de um único tubo, levando em consideração as perdas dos cortes.

Tabela 4.8 – Quantidade e valor dos materiais utilizadas para fabricação do tubo.

Material	Quantidade (m²)	Valor (R\$/m²)
Tecido pré-impregnado	0,35861	300,00
Tecido desmoldante	0,04400	6,75

A Tabela 4.9 detalha o tempo despendido por cada tarefa para o processamento dos tubos, de maneira a calcular o custo de operação conforme E, baseado no custo do operador por hora.

Tabela 4.9 – Tarefas para o processo de laminação e tempo de cada

Tarefa	Tempo (min)
Corte dos tecidos	5
Fixação do tecido desmoldante	10
Laminação	25
Aplicação de desmoldante	2
Inserção do <i>bladder</i>	3
Fechamento do molde	4
Expansão e verificação do <i>bladder</i>	3
Processo de cura	90
Corte e acabamento	5
Total	145

Além disso, o tempo de trabalho dos equipamentos relacionados na Tabela 4.10, compõe o cálculo do custo em conjunto com a potência dos mesmos, com a Equação 2.3. Para o cálculo dos custos de equipamento e ferramental, também entram os custos de depreciação anual dos equipamentos/ferramentais, levando em consideração os custos diários para a produção de apenas 1 tubo.

Tabela 4.10 – Equipamento e informações técnicas

Equipamento/ ferramental	Depreciação anual (R\$)	Manutenção anual (R\$)	Potência (kW)
Estufa	450,00	500	2
Soprador térmico	19,30	N/A	2

molde	90	N/A	N/A
-------	----	-----	-----

Então, após calculado os custos com materiais, operador e equipamentos/ferramentais, o somatório dos custos resulta no custo total de produção de aproximadamente 335,00 R\$/m. O valor encontra-se inferior a um tubo compósito de fibras de carbono/epóxi com 60% de volume de fibras conforme citado por Lebrão (2007), no valor de 700 R\$/m. A Tabela 4.11 mostra o percentual de cada custo no custo final para a produção de um 1 tubo, no qual o maior valor deve-se ao material utilizado, referente ao pré-impregnado, que possui altos custos principalmente para importação e transporte.

Tabela 4.11 – Percentual em custo para fabricação do tubo.

Custos	%
Materiais	72,43
Mão-de-obra	23,92
Depreciação	1,25
Eletricidade	2,40
Manutenção	1,67

(Intencionalmente deixado em branco)

5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

5.1 Conclusões

Os tubos compósitos fabricados em moldagem por *bladder* utilizando material pré-impregnado unidirecional em fibras de carbono / epóxi atingiram os requisitos necessários de acordo com a norma NBR ISO 10328:2002.

- Com relação a otimização da sequência de empilhamento:

A sequência de empilhamento dos tubos fabricados foram otimizadas em *software*, resultando em um produto com elevada resistência mecânica e vida em fadiga, e com número de camadas inferior ao apresentado na literatura, que são de no mínimo 8. Além disso, a escolha da sequência que facilitasse o processamento, foi evidenciada no processo de corte e laminação, que tinham o tempo reduzido por apresentar em sua maior parte camadas com fibras na direção longitudinal (0°). Também, ficou evidenciado que a sequência de empilhamento favorecia o acabamento superficial por apresentar as camadas com direção à 0° externamente. A otimização levou a redução da densidade linear dos compósitos processados no presente trabalho, quando comparados à literatura e também aos ofertados no mercado de próteses com as mesmas características, sendo a densidades lineares dos tubos produzido neste trabalho no mínimo 2,3 vezes menor.

- Com relação a predição de danos após vida em fadiga:

Os ensaios de fadiga por tensão controlada, não permitiram o acompanhamento dos danos durante a vida em fadiga por meio do módulo de elasticidade, devida principalmente à deformação plástica da porosidade nos primeiros ciclos e a falhas de microflambagem. Além disso, a técnica de análise por vibração tornou-se inviável para qualificar danos neste tipo de tubo compósito, por se tratar de um sistema sub-amortecido. As análises de resistência residual após o número total de ciclos em fadiga

evidenciaram uma perda de resistência mecânica muito pequena, mantendo-se o tubo quase com a mesma resistência mecânica antes da fadiga. O que aumenta a possibilidade de uma vida em fadiga muito maior do que a solicitada em norma.

- Com relação a robustez do processo por medidas de variação de espessura, volumes de fibras e vazios, e densidade linear:

A partir das medidas lineares dos tubos, permitiu verificar a estabilidade do processo, devido a baixa dispersão dos resultados nas medidas da espessura, volumes de fibras e vazios e da massa linear dos tubos fabricados neste trabalho.

- Com relação à análise de custos de processamento do tubo compósito:

Em comparação à bibliografia, os tubos fabricados no presente trabalho resultaram em menor custo por metro, quando comparados à peças com volume de fibras semelhantes em fibras de carbono/epóxi, assim como a densidade linear, na qual ambas as variáveis ficaram no mínimo 2 vezes menor, tendo valores de densidade linear muito inferiores principalmente aos tubos já comercializados. Também na literatura, em relação a outros processos, com compósitos híbridos de fibras de vidro e carbono, o processo deste trabalho utilizado com pré-impregnados, torna-se mais caro em relação ao VARTM e de mesmo valor comparado com os produzidos por enrolamento filamentar. Foi evidenciado também, que o custo dos tubos produzidos é, em sua maior parte, função dos materiais pré-impregnados utilizados no processamento.

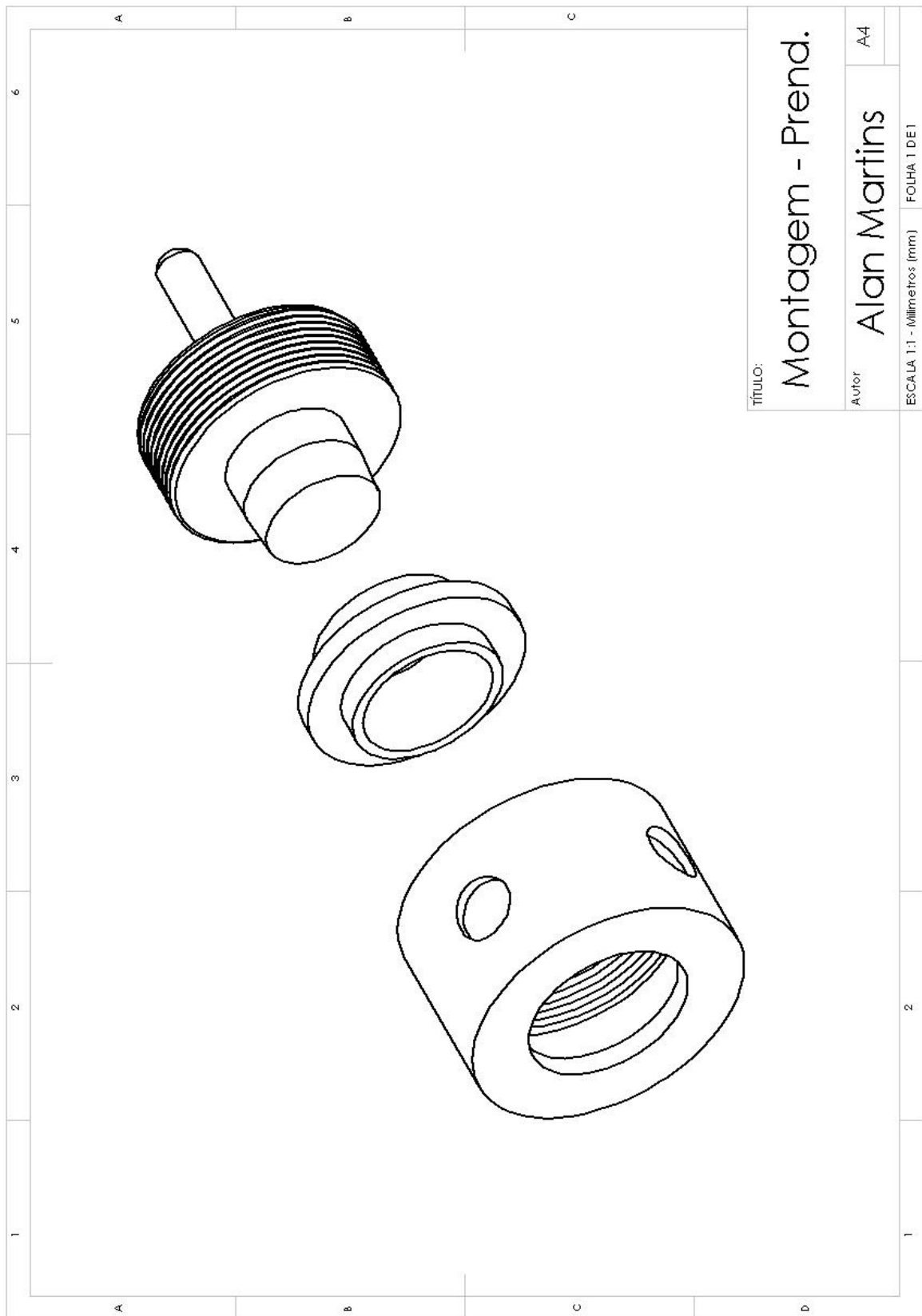
5.2 Sugestões para trabalhos futuros

As sugestões para trabalhos futuros podem ser resumidas:

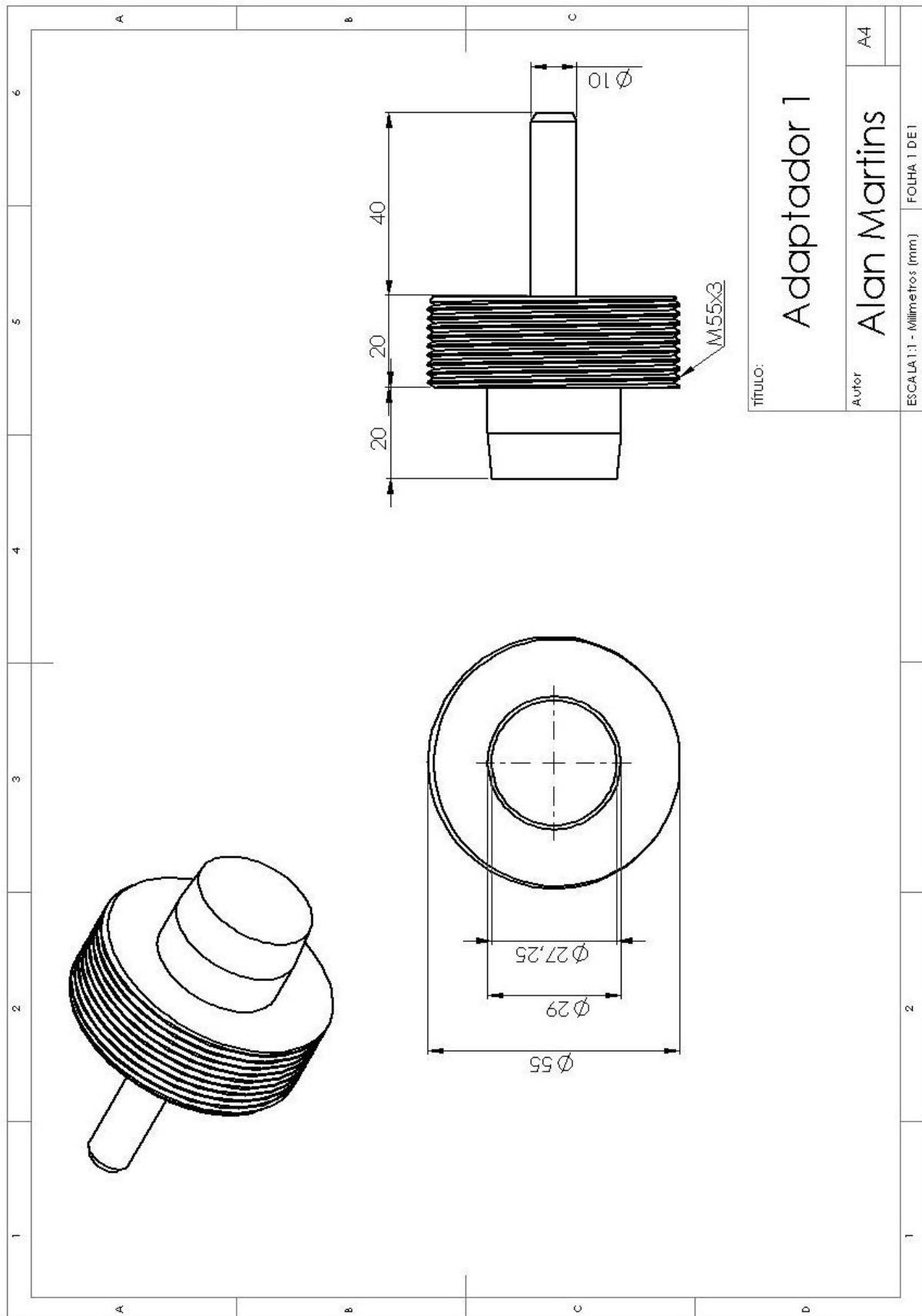
- Fabricação por processo de centrifugação, VARTM e a combinação do processo de *bladder* com RTM para redução de custos do material;
- Melhorias do dispositivo de ensaio;
- Ensaio de vida em fadiga após danos induzidos por impacto;
- Avaliação do aumento da frequência e carga durante ensaio de fadiga para redução do tempo de ensaio.

APÊNDICES

APÊNDICE A – Montagem dispositivo ensaio – Vista isométrica



APÊNDICE B – Adaptador do conjunto do dispositivo de ensaio



TÍTULO:

Adaptador 1

Autor

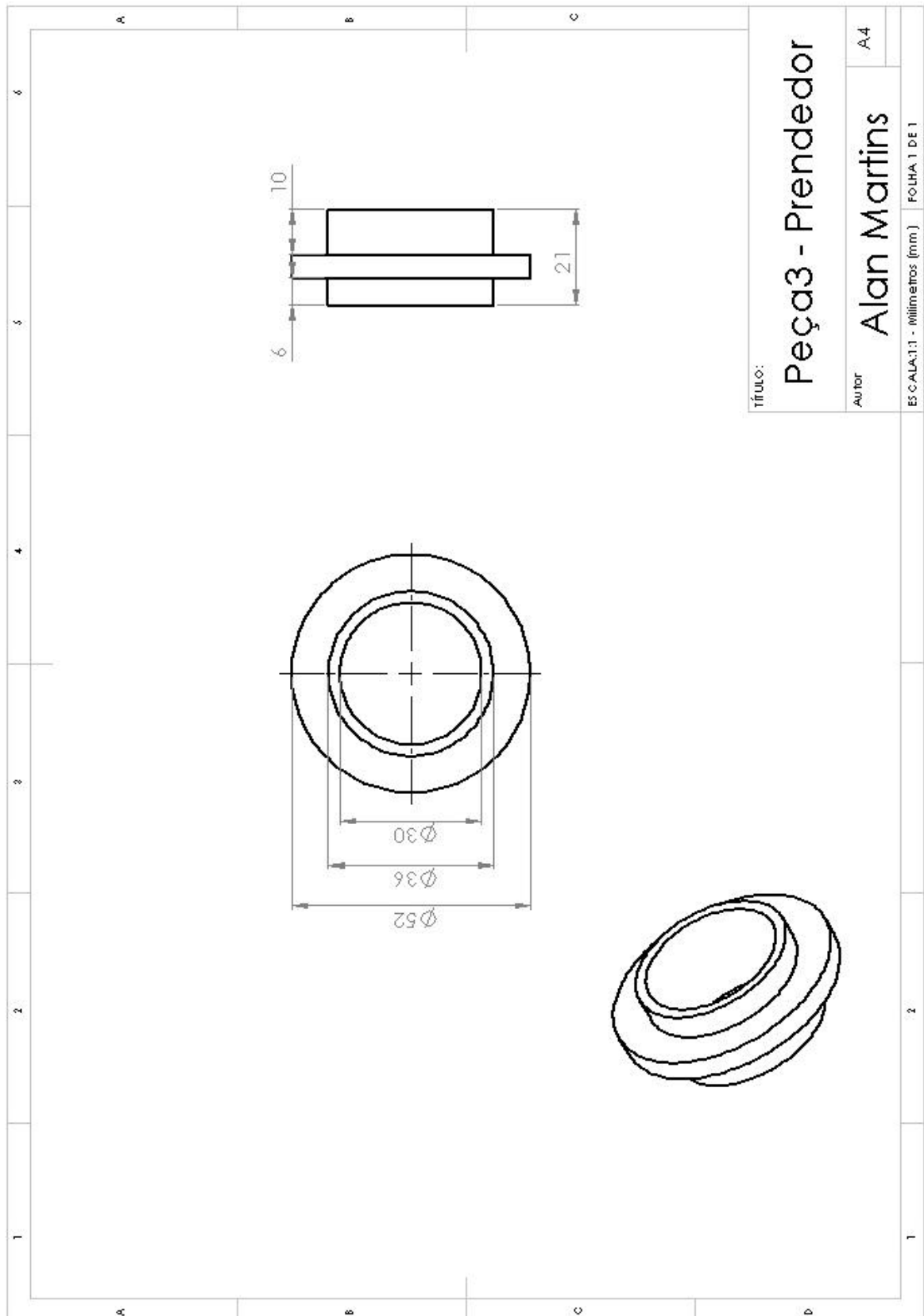
Alan Martins

A4

ESCALA 1:1 - Milímetros (mm)

FOLHA 1 DE 1

APÊNDICE C – Flange do dispositivo de ensaio



APÊNDICE D - Ensaios de tração à 0°

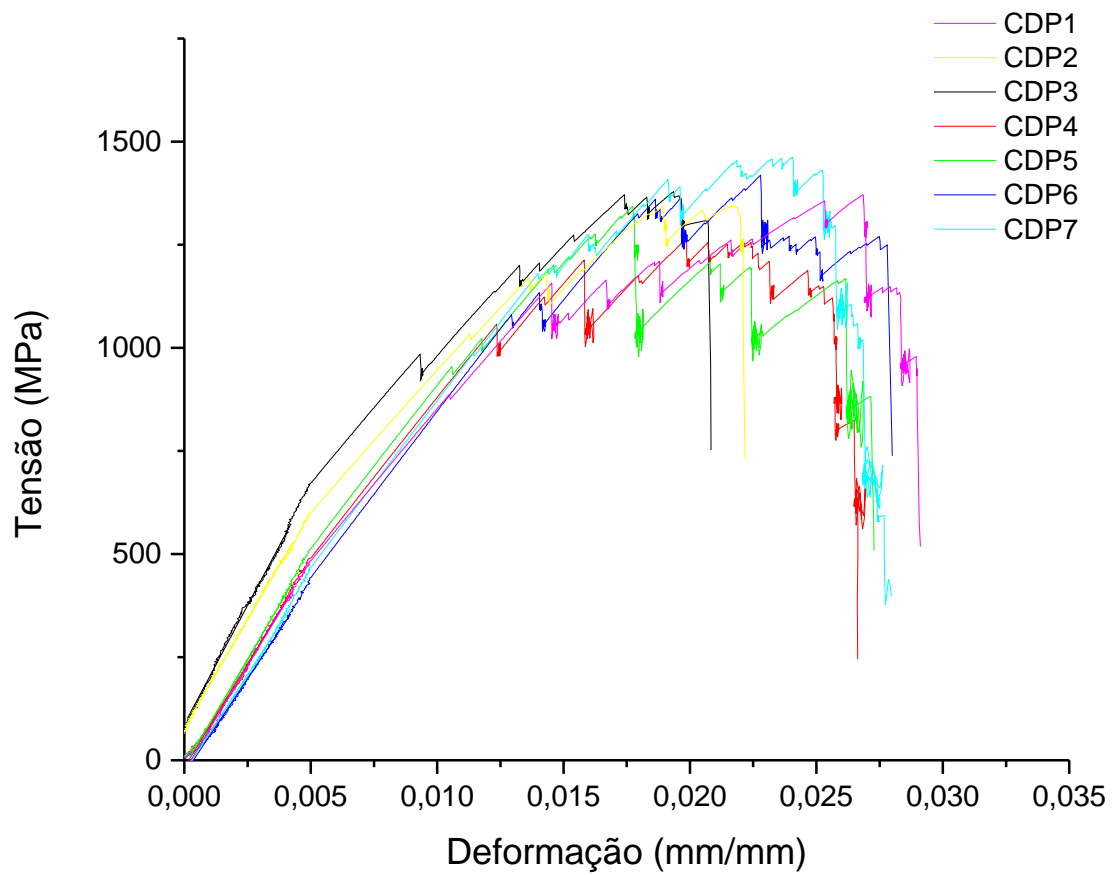


Figura D1 – Curvas de ensaios de tração na direção longitudinal (0°) do laminado



Figura D2 – Corpos-de-provas após ensaios de tração na direção longitudinal (0°) do laminado

APÊNDICE E- Ensaio de Tração à 90°

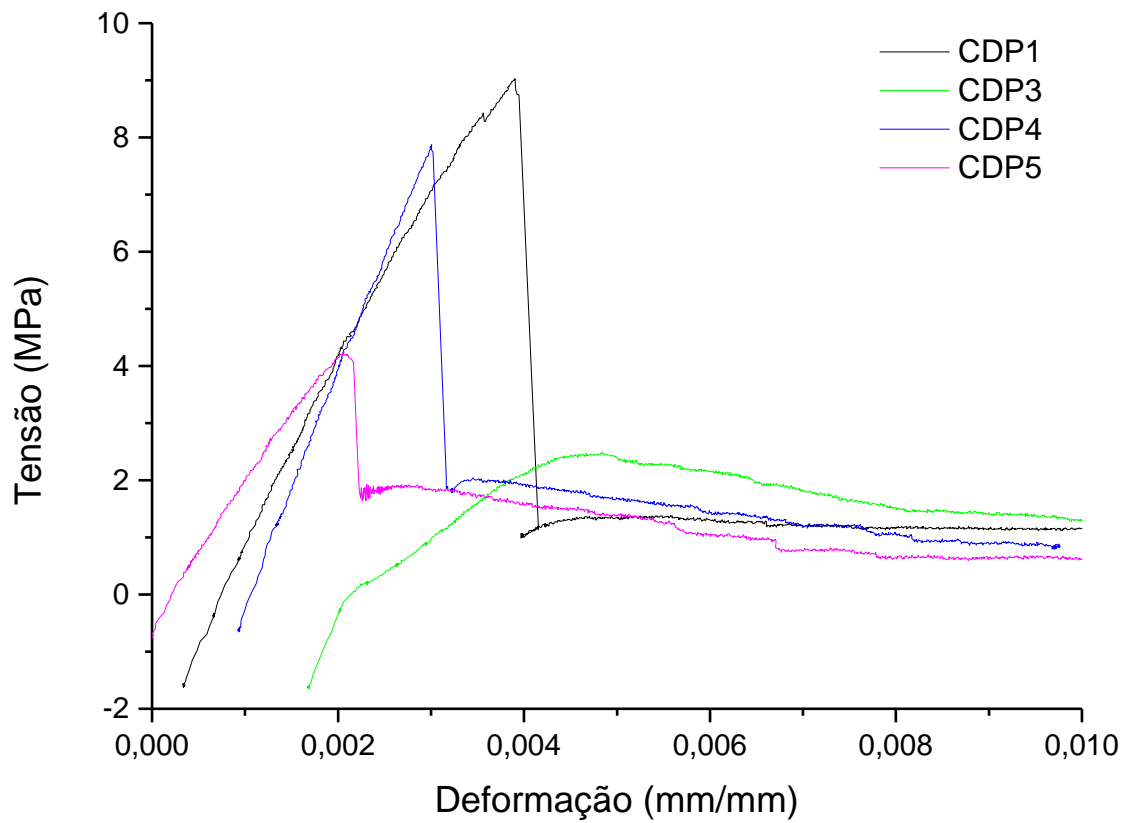


Figura E1 – Curvas de ensaios de tração na direção transversal (90°) do laminado

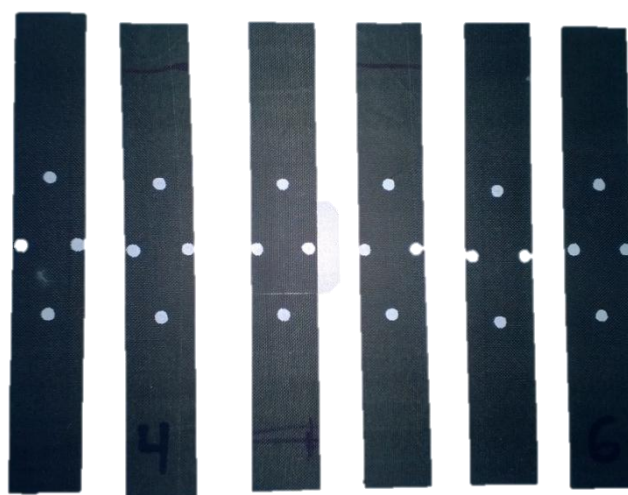


Figura E2 – Corpos-de-provas após ensaios de tração na direção longitudinal (90°) do laminado

APÊNDICE F - Ensaios de compressão à 0°

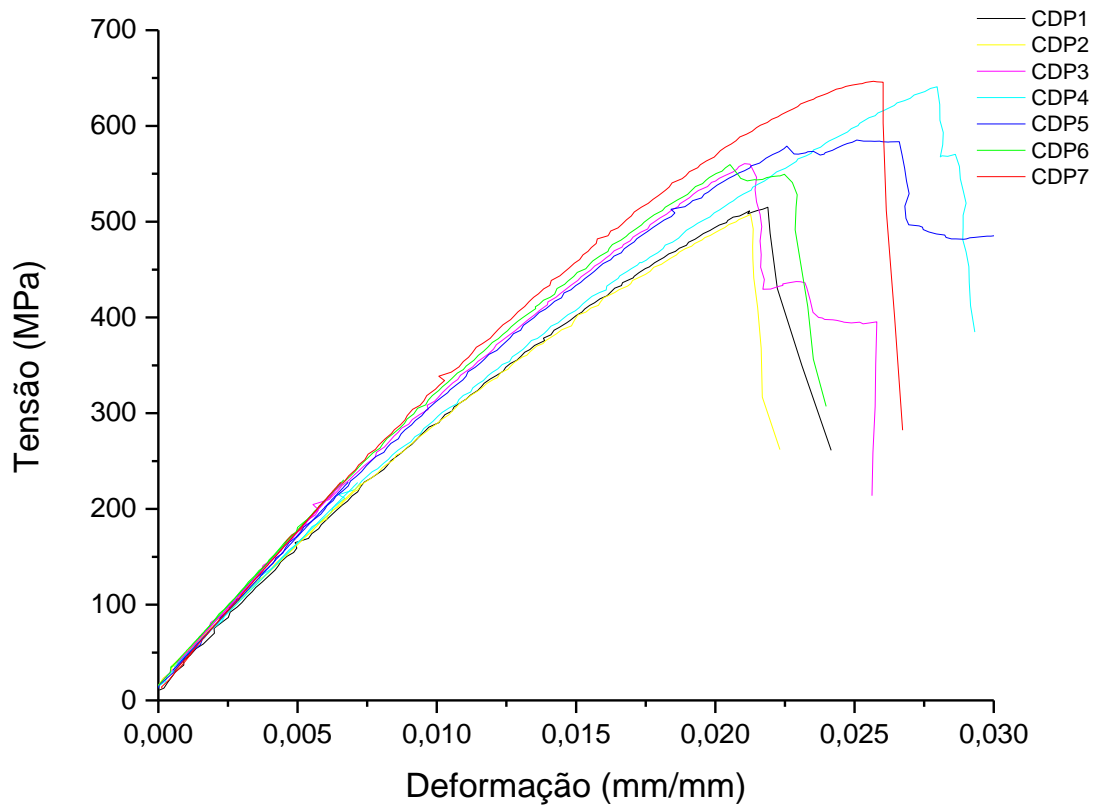


Figura F1 – Curvas de ensaios de compressão na direção longitudinal (0°) do laminado

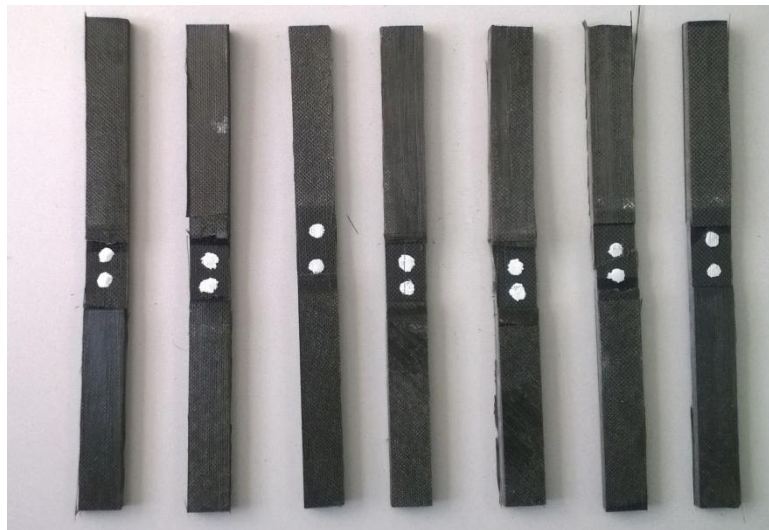


Figura F2 – Corpos-de-provas após ensaios de compressão na direção longitudinal (0°) do laminado

APÊNDICE G - Ensaios de compressão à 90°

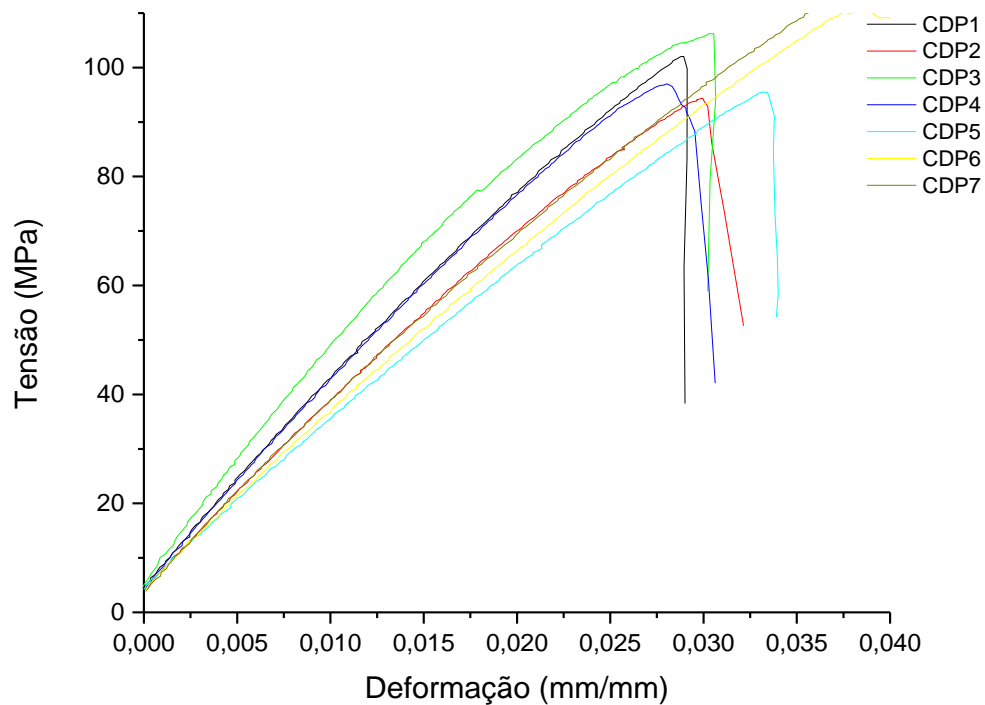


Figura G1 – Curvas de ensaios de compressão na direção transversal (90°) do laminado

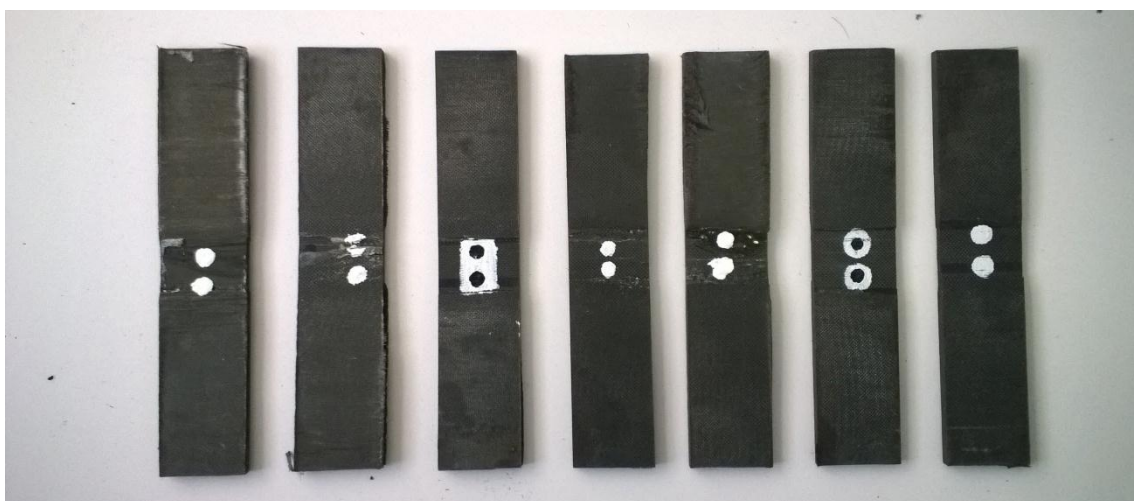


Figura G2 – Corpos-de-provas após ensaios de compressão na direção transversal (90°) do laminado

APÊNDICE H- Ensaio de cisalhamento no plano

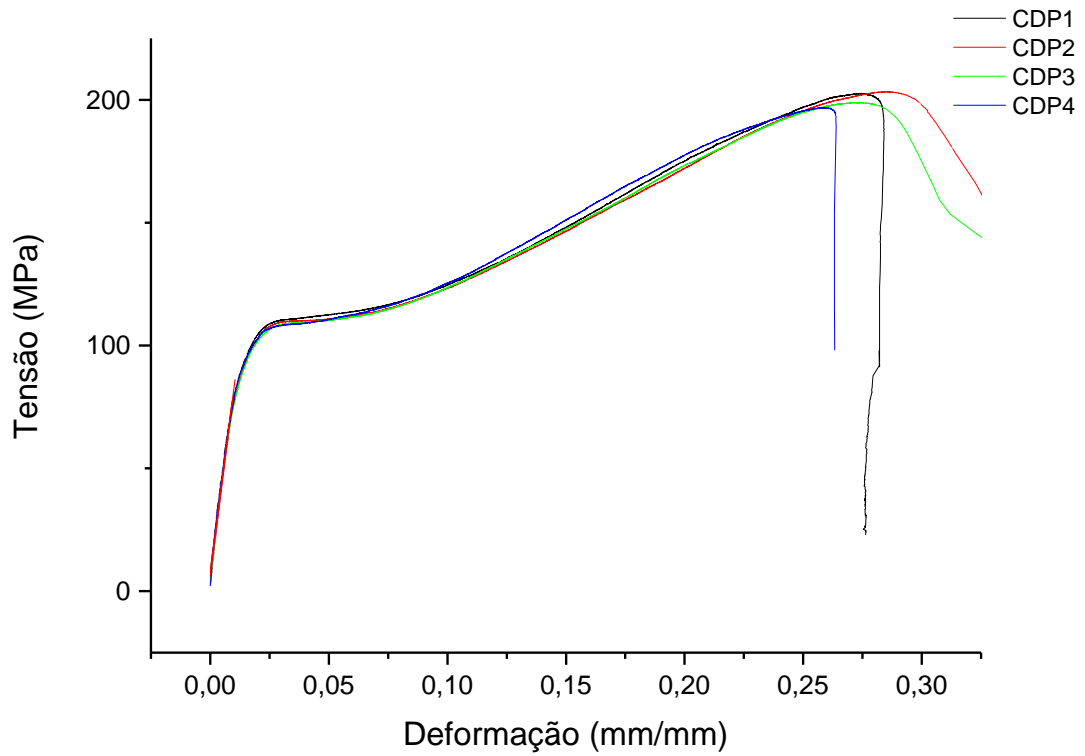


Figura H1 – Curvas dos ensaios de cisalhamento no plano

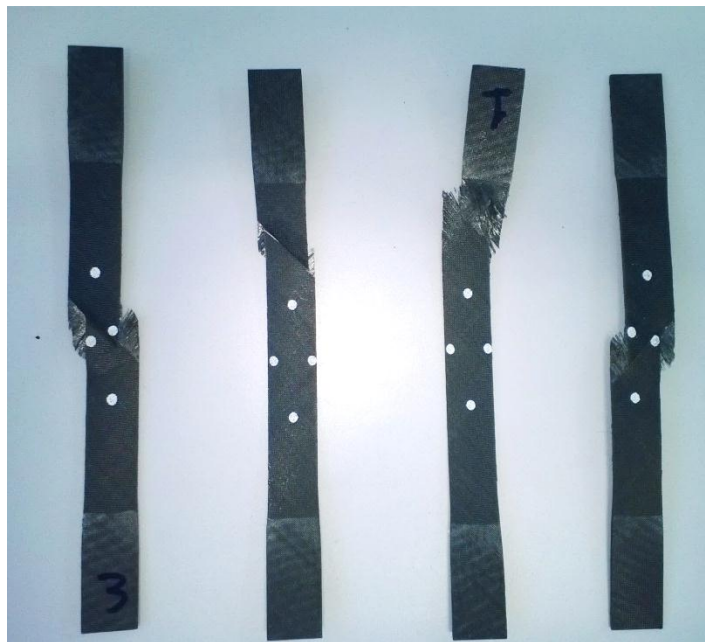


Figura H2 – Corpos-de-provas após ensaios de cisalhamento no plano

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABDEL-HADY, F. (2005). "Filament winding of revolution structures." *Journal of reinforced plastics and composites* vol. **24**(8),pp. 855-868.

ABO-ELKHIER, M.; HAMADA, A.A.; EL-DEEN, A. B. (2014). "Prediction of fatigue life of glass fiber reinforced polyester composites using modal testing." *International Journal of Fatigue*, vol. **69**, pp. 28-35.

ADAM, T. J.; HORST, P (2014). "Experimental investigation of the very high cycle fatigue of GFRP [90/0]s cross-ply specimens subjected to high-frequency four-point bending." *Composites Science and Technology* , vol. **101**, pp. 62-70.

AGARWAL, B. D.; JONEJA, S.K. (1981). "Strain controlled off-axis (10°) flexural fatigue of a unidirectional composite." *Composites*, vol **12**(3), pp. 210.

AIDI, B.; PHILEN , M. K.; CASE, S. W. (2015). "Progressive damage assessment of centrally notched composite specimens in fatigue." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol **74**, pp. 47-59.

ALAGIRUSAMY, R.; DAS, A. (2010). *Technical Textile Yarns*, Elsevier Science, 632 p.

ANCELOTTI JR, A. C. (2006). *Efeitos da porosidade na resistência ao cisalhamento e nas propriedades dinâmicas de compósitos de fibra de carbono/resina epóxi*. Dissertação de Mestrado, Instituto Tecnológico de Aeronáutica, São José dos Campos, SP, Brasil.

ANCELOTTI JR, A. C. (2011). *Influência da Porosidade na Resistência à Fadiga de Compósitos de Fibra de Carbono/Epóxi*. Tese de Doutorado, Instituto Tecnológico Aeronáutico, São José dos Campos, SP, Brasil.

ANDERSON, J.; ALTAN, M. (2014a). "Bladder Assisted Composite Manufacturing (BACM): Challenges and Opportunities". Polymer Processing Society Europe-Africa Conference, Tel Aviv, Israel, 3p.

ANDERSON, J.; ALTAN, M. (2014b). "Composite laminates fabricated by bladder assisted composite manufacturing (bacm): mechanical properties and reduction of microvoids." *3rd International Polymeric Composites Symposium and Exhibition*, Izmir, Turquia, 10 p.

ANDERSON, J.; ALTAN, M. (2012). "Properties of composite cylinders fabricated by bladder assisted composite manufacturing." *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol **134**(4), 044501, 7 p.

ASTM D3410. (2008). "Standard Test Method for Compressive Properties of Polymer Matrix Composite Materials with Unsupported Gage Section by Shear Loading". Internacional, West Conshohocken, PA, United States, DOI:10.1520/D3410-08, www.astm.org.

ASTM E1876. (2009). " Standard Test Method for Dynamic Young's Modulus, Shear Modulus, and Poisson's Ratio by Impulse Excitation of Vibration". Internacional, West Conshohocken, PA, United States, DOI:10.1520/E1876-2009, www.astm.org.

ASTM D3518. (2013). "Standard Test Method for In-Plane Shear Response of Polymer Matrix Composite Materials by Tensile Test of a $\pm 45^\circ$ Laminate". Internacional, West Conshohocken, PA, United States, DOI:10.1520/D3518-2013, www.astm.org.

ASTM D792. (2013). " Standard Test Methods for Density and Specific Gravity (Relative Density) of Plastics by Displacement ". Internacional, West Conshohocken, PA, United States, DOI:10.1520/D792-2013, www.astm.org.

ASTM D3039/3039M. (2014). " Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials". Internacional, West Conshohocken, PA, United States, DOI:10.1520/D3039/3039M-2014, www.astm.org.

ASTM D3171 (2015). " Standard Test Methods for Constituent Content of Composite Materials". Internacional, West Conshohocken, PA, United States, DOI:10.1520/D3171-2015, www.astm.org.

ATHAWALE, A. A; ALHOUSAMI, M. H. (2008). "Epoxy Resin-modified, Urea-formaldehyde/Silicon Networks for High Impact Strength and Thermal Stability." *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol 28 (18) , pp. 2231-2239.

ATTAF, B. (2013). "Ecodesign criteria for composite materials and products". *Journal of Fundamental and Applied Sciences*, vol 5(1), pp. 67-78.

BADER, M. G. (2002). "Selection of composite materials and manufacturing routes for cost-effective performance." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol 33(7), pp. 913-934.

BALYA, B. (2004). *Design And Analysis Of Filament Wound Composite Tubes*. Dissertação de mestrado, Middle East Technical University, Ankara, Turquia.

BARBERO, E. J. (2013a). *Finite Element Analysis of Composite Materials using Abaqus™*, CRC Press, 1ª ed, 2013, 444 p.

BARBERO, E. J. (2013b). *Finite Element Analysis of Composite Materials Using ANSYS®*, CRC Press, 2ª ed, 2013, 366 p.

BARTON, J. M. (1985). "The application of differential scanning calorimetry (DSC) to the study of epoxy resin curing reactions". *Epoxy resins and composites I*, Springer, vol 72, pp. 111-154.

BERNET, N.; BOURBAN, P. E. ; MÅNSON, J. A. E. (1999). "Cost-effective manufacturing of hollow composite structures by bladder inflation moulding". *12th Int. Conf. on Composite Materials (ICCM 12)*, vol. 564, 10 p.

BOWER, D. (1992). *Composite Materials*. Hunstville, University of Alabama.

CALLISTER, W. D. (2007). *Materials science and engineering: an introduction*, 7ª ed, Jhon Wiley & Sons, New York.

CAMPONESCHI JR, E. T. (1987). *Compression of Composite Materials: A Review*, Defense Technical Information Center, 59 p.

CANEVAROLO JR, S. V. (2006). *Ciência dos polímeros: um texto básico para tecnólogos e engenheiros*, 2ª ed., Artliber, 280 p.

CARROLL, K.; SABOLICH, S. (1999). "Below-Knee Prosthetics. Is It Time For An Upgrade?", *INMotion Magazine*, vol 9(4), 1 p.

CENTEA, T.; GRUNENFELDER, L. K.; NUTT, S. R. (2015). "A review of out-of-autoclave prepregs – Material properties, process phenomena, and manufacturing considerations." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol 70, pp. 132-154.

CENTRI. (2015). "Pylons." <<http://www.centri.se/prosthetics-lower/alignment/pylons-adult> > acesso em 29/05/2015

CHAND, S. (2000). "Review carbon fibers for composites." *Journal of Materials Science* , vol 35(6), pp. 1303-1313.

- CHANDRASHEKHARA, K.; SUNDARARAMAN, S.; FLANIGAN, V.; KAPILA, S. (2005).** "Affordable composites using renewable materials." *Materials Science and Engineering: A*, vol. 412(1-2), pp. 2-6.
- CHENG, S. Z. D. (2002).** *Handbook of Thermal Analysis and Calorimetry: Applications to Polymers and Plastics*, vol. 3, Elsevier Science, 858 p.
- CHUNG, D. D. L. (2010).** *Composite Materials: Science and Applications*. Springer Science & Business Media, Londres, 371 p.
- COLOMBO, C.; VERGANI, L. (2014).** "Influence of delamination on fatigue properties of a fibreglass composite." *Composite Structures*, vol. 107, pp. 325-333.
- COMPOSITES WORLD (2014).** "Fabrication Methods." <<http://www.compositesworld.com/articles/fabrication-methods>> acesso em 10/04/2015
- COSTA, M.; PARDINI, L.; REZENDE, M. (1999).** "Polímeros: Ciência e Tecnologia." *Abr/Jun*, vol. 2, pp. 37-44.
- DANIEL, I. M; ISHAI, O. (1994).** *Engineering mechanics of composite materials*, Oxford University Press, New York.
- DAWKINS, J. (1986).** *Developments in Polymer Characterization*, Springer Science & Business Media, vol. 5, 343 p.
- DE PAOLI, M. A. (2009).** *Degradação e estabilização de polímeros*, Artliber, São Paulo, 286 p.
- SOUZA, J. C. S.; YAMANE, F. O.; DE SOUZA, A.; ANCELOTTI JR, A. C.; LIMA JR, J. J. (2013).** "Use of technique of acoustic loading random to simulate failure/damage in structures beam type." *11th International Conference on Vibration Problems*, Lisboa, Portugal, 8 p.
- EBERLE, K. (1990).** "Monitoring Anomalies in Composite Components by Means of Vibration Analysis". *Developments in the Science and Technology of Composite Materials*, Springer, pp. 229-234.
- EBERLE, K.; HAENSEL, C. (1998).** "Characterization of damages in composites with vibration test methods." *ECCM*, 8 ed., pp. 237-244.
- ENDOLITE. (2015).** "Adapters." <<http://www.endolite.co.uk/products/structural-adapters>> acesso em 29/06/2015
- FRANCO, L. (2003).** *Análise fractográfica de compósitos poliméricos estruturais*. Dissertação de Mestrado, Instituto Tecnológico de Aeronáutica (ITA), São José dos Campos, SP, 169 p.
- GARNIER, C.; LORRAIN, B.; PASTOR, M.-L (2010).** "Impact damage evolution under fatigue loading by InfraRed Thermography on composite structures". *EPJ Web of Conferences*, vol. 6, pp. 1-8.
- GAY, D.; HOA, S. V.; TSAI, S. W. (2002).** *Composite Materials: Design and Applications*, 3 ed., CRC Press, 635 p.
- GONÇALVES, J. A. (2010).** *Compósitos à base de resina epóxi reforçados com fibra de coco*, Dissertação de Mestrado em Engenharia de Materiais - UFSE, São Cristovão, SE, 51 p.
- HAN, K. (1983).** "Compressive fatigue behaviour of a glass fibre-reinforced polyester composite at 300 K and 77 K." *Composites*, vol. 14(2), pp. 145-150.
- HAN, H.; TAHERI, F.; PEGG, N.; LU, Y. (2007).** "A numerical study on the axial crushing response of hybrid pultruded and ±45 braided tubes." *Composite Structures*, vol. 80(2), pp. 253-264.

- HANCOX, N. (1977).** "The effects of flaws and voids on the shear properties of CFRP." *Journal of Materials Science* , vol. 12(5), pp. 884-892.
- HARPER, C. A.; BAKER, A.-M. (2000).** *Modern plastics handbook*, McGraw-Hill, New York, 1298 p.
- HARRIS, B. (2003).** *Fatigue in Composites: Science and Technology of the Fatigue Response of Fibre-reinforced Plastics*, CRC Press, 742 p.
- HATAKEYAMA, T.; QUINN, F (1994).** *Thermal Analysis - Fundamentals and applications to polymer science*, 2^a ed., Wiley, England
- HEXCEL COMPOSITES (2014).** *HexPly M77 , 80°C - 160°C curing epoxy matrix*. Hexcel Corporation, Reino Unido.
- HERNÁNDEZ-MORENO, H., DOUCHIN, B.; COLLOMBET, F.; CHOQUEUSE, D.; DAVIES, P. (2008).** "Influence of winding pattern on the mechanical behavior of filament wound composite cylinders under external pressure." *Composites Science and Technology*, vol 68(3-4), pp. 1015-1024.
- HINTON, M. J.; KADDOUR, A. S.; SODEN, P. D. (2004).** *Failure Criteria in Fibre Reinforced Polymer Composites: The World-Wide Failure Exercise*, Elsevier, 1255 p.
- HOA, S.V.; FENG, W. (1998).** *Hybrid Finite Element Method for Stress Analysis of Laminated Composites*, Springer US, 298 p.
- HODGKINSON, J. M. (2000).** *Mechanical Testing of Advanced Fibre Composites*, CRC Press, USA, 362 p.
- HOLLAWAY, L. (1994).** *Handbook of Polymer Composites for Engineers*, British Plastics Federation, Taylor & Francis, 338 p.
- IBERISA. (2015).** "Elementos 2-D." <
http://www.iberisa.com/productos/femap/femap_elementos_2d.htm > acesso em 22/08/2015
- JUMAHAT, A., SOUTIS, C.; JONES, F.; HODZIC , A.(2010).** "Fracture mechanisms and failure analysis of carbon fibre/toughened epoxy composites subjected to compressive loading." *Composite structures* , vol 92(2), pp. 295-305.
- KASANO, H.; HASEGAWA, O.; MIYASAKA, C. (2004).** "Fatigue Damage Evaluation in CFRP Woven Fabric Composites Through Dynamic Modulus Measurements." ASME/JSME 2004, Pressure Vessels and Piping Conference, American Society of Mechanical Engineers.
- KAYNAK, C., ERDILLER, E. S.; PARNAS, L.; SENEL, F. (2005).** "Use of split-disk tests for the process parameters of filament wound epoxy composite tubes." *Polymer testing*, vol 24(5), pp. 648-655.
- KESSLER, M. R. (2004).** *Advanced Topics in Characterization of Composites*, Trafford Publishing, Canada, 202 p.
- KIRAL, Z.; İÇTEN, B. M.; KIRAL, B. G. (2012).** "Effect of impact failure on the damping characteristics of beam-like composite structures." *Composites Part B: Engineering* , vol 43(8), pp. 3053-3060.
- KOIMTZOGLU, C.; KOSTOPOULOS, V.; GALIOTIS, C. (2001).** "Micromechanics of reinforcement and damage initiation in carbon fibre/epoxy composites under fatigue loading." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* , vol 32(3-4), pp. 457-471.
- LAKSHMINARAYANA, H. (2004).** *Finite Elements Analysis: Procedures in Engineering*, Universities Press, India, 263 p.
- LEBRÃO, G. W. (2007).** *Estudo da viabilidade de fabricação de um tubo para construção de uma prótese de membro inferior em composto híbrido epóxi carbono-vidro*, Dissertação de Mestrado, Universidade de São Paulo, São Paulo, Brasil.

- LEE, W. C.; ZHANG, M. (2006).** "Fatigue test of low-cost flexible-shank monolimb trans-tibial prosthesis." *Prosthetics and orthotics international*, vol 30(3), pp. 305-315.
- LEHMANN, U.; MICHAELI, W. (1998).** "Cores lead to an automated production of hollow composite parts in resin transfer moulding." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol 29(7), pp. 803-810.
- LI, C.; ELLYIN, F.; WHARMBY, A. (2003).** "On matrix crack saturation in composite laminates." *Composites Part B: Engineering*, vol. 34(5), pp. 473-480.
- LIU, G.-R.; QUEK, S.S. (2013).** *The finite element method: a practical course*, Butterworth-Heinemann, 2^a ed., 464 p.
- LIU, P. F.; ZHENG, J. Y. (2010).** "Recent developments on damage modeling and finite element analysis for composite laminates: A review." *Materials & Design*, vol 31(8), pp. 3825-3834.
- LONG, A. C. (2006).** *Design and Manufacture of Textile Composites*, Woodhead Publishing, Cambridge, 456 p.
- LUO, J. (2010).** *Lignin-Based Carbon Fiber*, The University of Maine, 322 p.
- MALLICK, P. K. (1997).** *Composites Engineering Handbook*, Taylor & Francis, New York, 1263 p.
- MALLICK, P. K. (2007).** *Fiber-Reinforced Composites: Materials, Manufacturing, and Design*, 3^a ed., CRC Press, 640 p.
- MALLICK, P. K.; ZHOU, Y. (2004).** "Effect of mean stress on the stress-controlled fatigue of a short E-glass fiber reinforced polyamide-6,6." *International Journal of Fatigue*, vol. 26(9), pp. 941-946.
- MARGOLIS, J. (1986).** *Advanced Thermoset Composites*, Van Nostrand Reinhold, New York, 1986 p.
- MARSH, G. (2002).** "Prepregs — raw material for high-performance composites." *Reinforced Plastics*, vol. 46(10), 24-28 pp.
- MASUELLI, M. (2013).** *Fiber Reinforced Polymers - The Technology Applied for Concrete Repair, Chapter 1: Introduction of Fibre-Reinforced Polymers – Polymers and Composites: Concepts, Properties and Processes.*, INTECH, pp. 1-38
- MAZUMDAR, S. (2001).** *Composites Manufacturing: Materials, Product, and Process Engineering*, CRC Press, 416 p.
- MENARD, K. P. (2008).** *Dynamic Mechanical Analysis: A Practical Introduction*, CRC Press, 2^a ed., 240 p.
- MENG, M.; LE, HE.; RIZVI, M.; GROVE, S. (2015).** "The effects of unequal compressive/tensile moduli of composites." *Composite Structures*, vol. 126, pp. 207-215.
- MERTINY, P.; ELLYIN, F. (2002).** "Influence of the filament winding tension on physical and mechanical properties of reinforced composites." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 33(12), pp. 1615-1622.
- MERTINY, P., ELLYIN, F.; HOTHAN, A. (2004).** "An experimental investigation on the effect of multi-angle filament winding on the strength of tubular composite structures." *Composites science and technology*, vol. 64(1), pp. 1-9.
- MIL-HDBK-17 (2002).** *Composite Materials Handbook*, MIL-HDBK-17-F, USA: Department of Defense, vol. 1, rev. F.
- MONTESANO, J., FAWAZ, Z.; BOUGHERARA, H. (2013).** "Use of infrared thermography to investigate the fatigue behavior of a carbon fiber reinforced polymer composite." *Composite Structures*, vol 97, pp. 76-83.

- MORTAZAVIAN, S.; FATEMI, A. (2015).** "Fatigue behavior and modeling of short fiber reinforced polymer composites including anisotropy and temperature effects." *International Journal of Fatigue* , vol. 77, pp. 12-27.
- MUHAMMAD, Y. H.; AHMAD , S. (2013).** "Mechanical and thermal properties of glass fiber-reinforced epoxy composite with matrix modification using liquid epoxidized natural rubber." *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol 32(9), pp. 612-618.
- MURPHY, J. (1998).** *The Reinforced Plastics Handbook*, Elsevier, 2^a ed., 674 p.
- OCHOA, O. O.; REDDY, J. N. (1992).** *Finite Element Analysis of Composite Laminates*, Springer, 213 p.
- OSTI, D. V. M.; MAGNABOSCO, R.; DONATO, G. H. B; BETTINI, S. H. P.; ANTUNES, M. C. (2015).** "Influence of loading frequency on the fatigue behaviour of coir fibre reinforced PP composite." *Polymer Testing* , vol 41, pp. 184-190.
- ÖSSUR (2015).** "Pylons and Tubes." <<http://www.ossur.com/prosthetic-solutions/products/standard-adapters>>, acesso 29/06/2015.
- OUAGNE, P.; SOULAT, D.; AGOGUE, R.; PARK, C. H.; BIZET, L.; BREARD, J.; ZANELLI, D. (2010).** "Injection of a complex preform by rtm process". *The 10th International Conference on Flow Processes in Composite Materials (FPCM10)*, Monte Verità, Ascona, pp. 1-7.
- PADAKI, N. V.; ALAGIRUSAMY, R.; DEOPURA, B.; SUGUN, B.; FANGUEIRO, R. (2008).** "Low velocity impact behaviour of textile reinforced composites." *Indian Journal of Fibre & Textile Research*, vol. 33, pp. 189-202.
- PALANIVELU, S.; PAEPEGEM, W. V.; DEGRIECK, J.; ACKEREN, J. V.; KAKOGIANNIS, D.; HEMELRIJCK, D. V.; WASTIELS, J.; VANTOMME, J. (2010).** "Experimental study on the axial crushing behaviour of pultruded composite tubes." *Polymer testing* , vol 29(2), pp. 224-234.
- PANDITA, S.; IRFAN, M.; MACHAVARAM, V. ; SHOTTON-GALE, N.; MAHENDRAN, R.; WAIT, C; PAGET, M.; HARRIS, D.; LEEK, C.; FERNANDO, G. (2013).** "Clean wet-filament winding – Part 1: design concept and simulations." *Journal of Composite Materials.*, vol 47: 379-390.
- PARDINI, L. C. (2000).** "Preformas para compósitos estruturais." *Polímeros: Ciência e Tecnologia* , vol 10(2), pp. 100-109.
- PARDINI, L. C; F. L. NETO (2006).** *Compósitos Estruturais–Ciência e Tecnologia.* _Edgard Blucher, São Paulo, 336 p.
- PARDINI, L. C.; PERES, R. J. (1996).** "Tecnologia de fabricação de pré-impregnados para compósitos estruturais utilizados na indústria aeronáutica". *Polímeros: Ciência e Tecnologia*, 33
- PATHAK, S. V. (2013).** *Enhanced Heat Transfer in Composite Materials*, Master Thesis, Ohio University, Ohio, 89 p.
- PETERS, S. (1998).** *Handbook of Composites*, 2^a ed. Chapman&Hall, London, 1118 p.
- RAO, S. S. (2011).** *The Finite Element Method in Engineering*, 4^a ed , Elsevier Science, 688 p.
- REINFORCED PLASTICS (2003).** "Technology update: prepregs." *Reinforced Plastics*, vol 47(6), pp. 20-21.
- REIS, P. N. B., FERREIRA, J. A. M.; COSTA, J. D. M; RICHARDSON, M. O. W.; (2009).** "Fatigue life evaluation for carbon/epoxy laminate composites under constant and variable block loading." *Composites Science and Technology* , vol 69(2), pp. 154-160.
- REISS, R.; YAO, T.-M.; CLARK, R. K. (1983).** "Effect of load introduction in compression testing of composite laminates." *Compression Testing of Homogeneous Materials and*

Composites, ASTM STP 808, American Society for Testing and Materials- Philadelphia, pp. 200-220.

REZENDE, M. C.; BOTELHO, E. C. (2000). "O uso de compósitos estruturais na indústria aeroespacial." *Polímeros*, vol 10(2), pp.4-10.

RHEINFURTH, M.; SCHMIDT, F.; DÖRING, D.; SOLODOV, I.; BUSSE, G.; HORST, P. (2011). "Air-coupled guided waves combined with thermography for monitoring fatigue in biaxially loaded composite tubes." *Composites Science and Technology*, vol. 71(5), pp. 600-608.

ROADRUNNER FOOT(2015). "Carbon Fiber Pylon." http://www.roadrunnerfoot.com/versione_inglese/Products/Contents/Poster_tubo.pdf acesso 30/06/2015

ROSATO, D. V. (2004). *Reinforced Plastics Handbook*, 3ª ed., Elsevier Science, 1082 p.

ROTEM, A. (1993). "Load frequency effect on the fatigue strength of isotropic laminates." *Composites Science and Technology*, vol. 46(2), pp.129-138.

ROTHSCHILD, V. R.; FOX, J. R.; MICHAEL, J. W. ; ROTHSCCHILD, R. J.; PLAYFAIR, G. (1990). "Clinical Experience with Total Thermoplastic Lower Limb Prostheses." *JPO: Journal of Prosthetics and Orthotics*, vol 3(1), 51 p.

SALAWU, O. (1997). "Detection of structural damage through changes in frequency: a review." *Engineering structures*, vol. 19(9), p. 718-723.

SALKIND, M. (1972). *Fatigue of composites*. Composite Materials Testing and Design (Second Conference), ASTM STP497, American Society for Testing and Materials, 1972, pp. 143-169.

SANDERS, B. P.; MALL, S.; PITTMAN, R. B. (1999). "The effects of frequency and temperature on the fatigue behavior of a unidirectional titanium-matrix composite." *Composites Science and Technology*, vol. 59(4), pp. 583-591.

SAWYER, L. C.; GRUBB, D. T. (1996). *Polymer Microscopy*, 3ª ed., Chapman and Hall, 554 p.

SCHM, F.; ADAM, T.; HORST, P. (2012). "Fatigue Life Assessment Via Ply-By-Ply Stress Analysis Under Biaxial Loading." *Fatigue Behaviour of Fiber Reinforced Polymers: Experiments and Simulations*, 14 p.

SCOTT, D. V. (2000). *Advanced Materials for Water Handling: Composites and Thermoplastics: Composites and Thermoplastics*, Elsevier Science, 500 p.

SENDECKYJ, G. (1990). "Life prediction for resin-matrix composite materials." *Fatigue of composite materials*, vol. 4, pp. 431-483.

SHASMIN, H. N.; OSMAN, N. A.; LATIF, L. A. (2008). *Comparison between Biomechanical Characteristics of Stainless Steel and Bamboo Pylons: A Preliminary Study*. 4th Kuala Lumpur International Conference on Biomedical Engineering 2008, Springer,IFMBE Proceedings, vol. 21, pp. 851-853

SPERLING, L. H. (2005). *Introduction to physical polymer science*, 4ª ed., John Wiley & Sons, 880 p.

STEWART, R. (2009). "New prepreg materials offer versatility, top performance." *Reinforced Plastics*, vol. 53(5), pp. 28-33.

STRONG, A. B. (2008). *Fundamentals of Composites Manufacturing, Second Edition: Materials, Methods and Applications*, 2ª ed., Society of Manufacturing Engineers, 620 p.

SURESH, S. (1998). *Fatigue of Materials*, 2ª ed., Cambridge University Press, 679 p.

- ST&G (2015).** "Adapters." <<http://www.stngco.com/Pages/Adapters/Adapters.html#450>> acesso 30/06/2015.
- SZABO, B. A.; BABUŠKA, I. (1991).** *Finite Element Analysis*, John Wiley & Sons, 368 p.
- TALREJA, R.; SINGH, C. V. (2012).** *Damage and failure of composite materials*. Cambridge University Press.
- TAYLOR, D. (2000).** "Composite prosthetic pylon and adapter design." *Society for the Advancement of Material and Process Engineering, Bridging the Centuries with SAMPE's Materials and Processes Technology*, vol. 45, pp. 422-426.
- NBR ISO 10320. (2002).** "Próteses - Ensaio estrutural para próteses de membro inferior". *Associação Brasileira de Normas Técnicas, Brasil*, www.abnt.org.br.
- TIMED. (2015).** "Pylon." <<http://www.ti-med.com/pylon.html>> acesso 29/06/2015.
- TONG, R. (2012).** "Cost Analysis on L-shape Composite Component Manufacturing", 18th International Conference on composite materials, Concordia University Montreal, Quebec, Canada, 5 p.
- TRULIFE (2015).** "Composite pylons." <<http://trulife.com/all-products/prosthetics/paediatric/pylons-composite>> acesso 29/06/2015.
- TSAI, S. W.; WU, E. M. (1971).** "A general theory of strength for anisotropic materials." *Journal of composite materials*, vol. 5(1), pp. 58-80.
- TURNER, T. A.; WARRIOR, N. A.; ROBITAILLE, F.; RUDD, C. D. (2005).** "The influence of processing variables on the energy absorption of composite tubes." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 36(9), pp. 1291-1299.
- UUSITALO, K. (2013).** *Designing in Carbon Fibre Composites*, Master Thesis, Göteborg, Suécia, Chalmers University of Technology, 119 p.
- VALENTI, T. J. (1990).** "Experience with Endoflex: A Monolithic Thermoplastic Prosthesis for Below-Knee Amputees." *JPO: Journal of Prosthetics and Orthotics*, vol. 3(1), pp. 43-50.
- VASSILOPOULOS, A.; KELLER, T. (2011).** *Fatigue of Fiber-reinforced composites*. Springer, Londres, 238 p.
- VERGANI, L.; COLOMBO, C.; LIBONATI, F. (2014).** "A review of thermographic techniques for damage investigation in composites." *Frattura ed Integrità Strutturale: Annals 2014*, vol. 27, pp. 1-12.
- VERREY, J., WAKEMAN, M.; MICHAUD, V.; MÅNSON, J.-A. (2006).** "Manufacturing cost comparison of thermoplastic and thermoset RTM for an automotive floor pan." *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 37(1), pp. 9-22.
- WAAS, A. M.; SANKAR, B. V.; HYER, W. (2013).** *Failure in Composites*, vol. 4, Destech Publications Incorporated, 273 p.
- WANG, Q. (2012).** *The effect of nano size fillers on electrical performance of epoxy resin*, Doctoral Thesis, University of Southampton, Faculty of Physical and Applied Sciences, 157 p.
- WILLOWOOD (2015).** "Pylon." <<http://www.willowwoodco.com/products-and-services/modular-components/endskeletal-components/pylons-and-ylon-adapters/pylons>> acesso 29/06/2015
- WISE, D. L.; TRANTOLO, D. J.; ALTOBELLI, D. E.; YASZEMSKI, M. J.; GRESSER, J. D. (1996).** *Human Biomaterials Applications*, Springer Science Business Media, 462 p.
- YUSOF, N.; ISMAIL, A. (2012).** "Post spinning and pyrolysis processes of polyacrylonitrile (PAN)-based carbon fiber and activated carbon fiber: A review." *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis*, vol. 93, pp. 1-13.

ZIENKIEWICZ, O. C.; TAYLOR, R. L.; ZHU, J. Z. (2013). The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals: Its Basis and Fundamentals, 7^a ed., Elsevier Science, 756 p.

ZOU, Y.; TONG, L.; STEVEN, G. (2000). "Vibration-based model-dependent damage (delamination) identification and health monitoring for composite structures—a review." *Journal of Sound and vibration*, vol. 230(2), pp. 357-378.