

ESTUDO NUMÉRICO E EXPERIMENTAL DA FALHA ESTRUTURAL E
FUNCIONAL DE TUBOS COMPÓSITOS SUBMETIDOS À PRESSÃO INTERNA

Luiz Antonio Lourenço Martins

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de
Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica e de
Materiais, COPPE, da Universidade Federal do
Rio de Janeiro, como parte dos requisitos
necessários à obtenção do título de Doutor em
Engenharia Metalúrgica e de Materiais.

Orientador(es): Fernando Luiz Bastian

Theodoro Antoun Netto

Rio de Janeiro

Setembro de 2012

ESTUDO NUMÉRICO E EXPERIMENTAL DA FALHA ESTRUTURAL E
FUNCIONAL DE TUBOS COMPÓSITOS SUBMETIDOS À PRESSÃO INTERNA

Luiz Antonio Lourenço Martins

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ
COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE) DA
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA METALÚRGICA E DE MATERIAIS.

Examinada por:



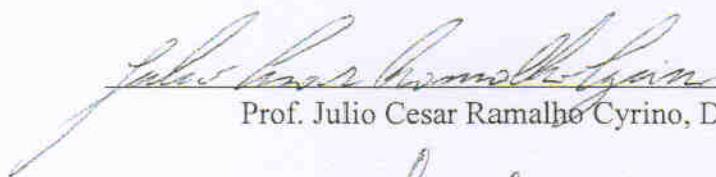
Prof. Fernando Luiz Bastian, Ph.D.



Prof. Theodoro Antoun Netto, Ph.D.



Profa. Marysilvia Ferreira da Costa, D.Sc.



Prof. Julio Cesar Ramalho Cyrino, D. Sc.



Prof. Heraldo Silva da Costa Mattos, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

SETEMBRO DE 2012

Martins, Luiz Antonio Lourenço

Estudo Numérico e Experimental da Falha Estrutural e Funcional de Tubos Compósitos submetidos à Pressão Interna/Luiz Antonio Lourenço Martins. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2012.

XVIII, 206 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Fernando Luiz Bastian

Theodoro Antoun Netto

Tese (doutorado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, 2012.

Referências Bibliográficas: p. 198 – 206.

1. Tubos Compósitos. 2. Enrolamento Filamentar. 3. Teste hidrostático. 4. Modos de falha. 5. Análise não-linear.
- I. Bastian, Fernando Luiz *et al.*. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais. III. Título.

Dedico este trabalho à minha
esposa Elizabeth e ao meu filho
Luiz Guilherme.

Agradecimentos

Ao professor e orientador Fernando Luiz Bastian, por quem eu tenho admiração e gratidão. Seu apoio e incentivo foram fundamentais na realização desse trabalho.

Ao professor e co-orientador Theodoro Antoun Netto, que me ajudou sobremaneira na modelagem computacional e nas discussões dos resultados numéricos.

Ao professor Henrique Mariano Castrodeza, por sua ajuda na instrumentação do sistema de pressurização.

Aos funcionários do PEMM, em particular ao Francisco, Nelson, Osvaldo, João e Paulo Menezes. Aos alunos do laboratório de materiais compósitos (LACOM) Victor, Daniel, Rafael Cidade, Rafael Levy, Aldecir, Otávio, Fernando, Ana Angélica entre outros, que de alguma forma me ajudaram na conclusão deste trabalho.

À minha esposa Elizabeth, que com sua paciência e companheirismo tornou possível a realização deste trabalho.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), pelo suporte financeiro para o desenvolvimento desta pesquisa.

Resumo da Tese apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Doutor em Ciências (D.Sc.)

ESTUDO NUMÉRICO E EXPERIMENTAL DA FALHA ESTRUTURAL E
FUNCIONAL DE TUBOS COMPÓSITOS SUBMETIDOS À PRESSÃO INTERNA

Luiz Antonio Lourenço Martins

Setembro/2012

Orientadores: Fernando Luiz Bastian

Theodoro Antoun Netto

Programa: Engenharia Metalúrgica e de Materiais

Este estudo teve como propósito investigar a falha estrutural e funcional de tubos compósitos submetidos à pressurização interna. Dois sistemas de vedação dos tubos compósitos foram desenvolvidos para simular diferentes condições de carregamento. Testes hidrostáticos foram realizados em um sistema de pressurização desenvolvido para essa finalidade. Um estudo numérico foi realizado através da análise de falha progressiva empregando para isso, um modelo alternativo de evolução de danos. Os resultados numéricos, validados com os experimentos realizados, permitiram efetuar um estudo paramétrico, com o propósito de conhecer o ângulo ótimo de enrolamento, a influência da espessura e do diâmetro nos tubos compósitos.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

NUMERICAL AND EXPERIMENTAL STUDY OF THE STRUCTURAL AND
FUNCTIONAL FAILURE OF COMPOSITE TUBES SUBJECTED TO INTERNAL
PRESSURE

Luiz Antonio Lourenço Martins

September/2012

Advisors: Fernando Luiz Bastian

Theodoro Antoun Netto

Department: Metallurgical and Materials Engineering

This study aimed to investigate the structural and functional failure of composite tubes subjected to internal pressurization. Two sealing systems of the composite tubes were developed to simulate different loading conditions. Tests were carried out in a hydrostatic pressurization system developed for this purpose. A numerical study was performed by progressive failure analysis to do so using an alternative model of damage evolution. Numerical results, validated with experiments, allowed to perform a parametric study with the purpose of knowing the optimum winding angle, the influence of thickness and diameter of the composite tubes.

Sumário

Lista de Figuras	xi
Lista de Tabelas	xvi
Lista de Abreviaturas	xvii
Introdução	1
Revisão Bibliográfica	5
2.1 Materiais para tubos compósitos	5
2.1.1 Matriz polimérica	5
2.1.1.1 Resina epóxi	6
2.1.2 Reforço com filamentos contínuos	8
2.1.2.1 Fibra de vidro	9
2.2 Processos de fabricação para tubos compósitos	11
2.2.1 Enrolamento molhado (Wet Winding)	13
2.2.1.1 Ferramental	15
2.2.1.2 Padrão de enrolamento	16
2.2.1.2.1 Enrolamento helicoidal e circunferencial	17
2.2.1.2.2 Enrolamento polar	17
2.2.1.3 Aspectos geométricos	19
2.3 Análise de falha em materiais compósitos	21
2.3.1 Modos e mecanismos de falha	21
2.3.2 Física da falha	26
2.3.2.1 Formação de microdanos na lâmina	26
2.3.2.2 Evolução de danos numa lâmina confinada	27
2.3.2.3 Evolução de danos no laminado	30
2.3.3 Modelagem de danos em compósitos	32
2.3.3.1 Critérios de falha	33
2.3.3.1.1 Critério de máxima tensão	36

2.3.3.1.2	Critério de máxima deformação	37
2.3.3.1.3	Critério de Tsai-Hill	40
2.3.3.1.4	Critério de Tsai-Wu	41
2.3.3.1.5	Critério de Hashin e Hashin-Rotem	43
2.3.3.2	Análise de falha progressiva	45
2.3.3.3	Modelos de degradação da rigidez	46
2.4	Projeto de tubos compósitos	55
2.4.1	Netting analysis	55
2.4.2	Teoria clássica dos laminados	58
2.4.3	Análise por elementos finitos	65
2.4.3.1	Método variacional	65
2.4.3.2	Princípio dos deslocamentos virtuais (análise linear)	68
2.4.3.3	Análise não linear geométrica	71
2.4.3.3.1	Procedimentos de iteração	73
2.4.3.4	Tipos de abordagem	77
2.4.3.4.1	Métodos de modelagem	78
2.4.3.4.1.1	Método da camada única equivalente	78
2.4.3.4.1.2	Método <i>layerwise</i>	79
2.4.3.4.2	Seleção do tipo de elemento	80
2.4.3.4.2.1	Elementos de casca	81
2.4.3.4.2.2	Elementos de casca contínuos	82
2.4.3.4.2.3	Elementos sólidos	83
2.5	Teste hidrostático de tubos compósitos	84
Materiais e Métodos		87
3.1	Materiais	87
3.1.1	Matriz Polimérica	87
3.1.2	Reforço	88
3.2	Fabricação dos tubos	88
3.3	Mapeamento dos tubos	92
3.4	Produção de placas laminadas	93
3.5	Determinação da massa específica e fração volumétrica	93
3.6	Bancada de teste hidrostático	94
3.7	Carregamentos e as cabeças de vedação	97
3.8	Preparação dos tubos	100

3.9	Montagem/Desmontagem dos tubos	101
3.10	Ensaaios mecânicos	104
3.11	Microscopia ótica	109
3.12	Análise térmica	110
3.13	Análise por elementos finitos	111
3.13.1	Modelos de elementos finitos	112
3.13.2	Sub-rotina de material definida pelo usuário (UMAT)	115
Resultados e Discussões		119
4.1	Mapeamento dos tubos	119
4.2	Massa específica e fração volumétrica	123
4.3	Testes hidrostáticos	125
4.3.1	Tubo de PVC	125
4.3.2	Falha funcional dos tubos compósitos	127
4.3.3	Falha estrutural dos tubos compósitos	136
4.4	Ensaaios mecânicos	149
4.4.1	Ensaaios de tração	149
4.4.2	Ensaaios de tração em anel	153
4.5	Análise microestrutural por microscopia ótica	156
4.6	Análise térmica	161
4.7	Análise por elementos finitos	162
4.7.1	Análise de sensibilidade e comprimento mínimo dos modelos	162
4.7.2	Tubos fechados	167
4.7.3	Tubos restringidos	179
4.7.4	Estudo paramétrico	187
4.7.4.1	Tubos fechados	188
4.7.4.2	Tubos restringidos	192
Conclusões e Trabalhos Futuros		194
5.1	Conclusões	194
5.2	Sugestão para trabalhos futuros	197
Referências Bibliográficas		198

Lista de Figuras

Figura 1 – Grupo glicidil	6
Figura 2 – Reação entre o bisfenol-A e a epiclorigrinal	7
Figura 3 – Processo de enrolamento filamental	12
Figura 4 – Sistema de impregnação e colimação das fibras	13
Figura 5 – Enrolamento helicoidal	18
Figura 6 – Enrolamento circunferencial	18
Figura 7 – Enrolamento polar	18
Figura 8 – Processo de enrolamento	19
Figura 9 - Padrão em forma de diamante e a ondulação	20
Figura 10 – Modos de falha no plano da lâmina	22
Figura 11 – Carregamentos uniaxiais possíveis em uma lâmina	24
Figura 12 – Diferentes formas de microdanos na matriz e as tensões/carregamentos associados: A - Carregamento transversal, B - Cisalhamento no plano e C - Carregamento longitudinal	27
Figura 13 – Acúmulo de danos numa lâmina unidirecional confinada: A - Lâmina descarregada, B - Início do crescimento de microdanos na lâmina, C - Coalescimento de microtrincas dando origem à trinca macroscópica na lâmina e D - Aumento do número de trincas macroscópicas na lâmina	29
Figura 14 – Curva típica para relação tensão-deformação não linear	30
Figura 15 – Seção de um laminado balanceado 0°/90° sob carga crescente: A - Falha na primeira lâmina (falha na matriz das lâminas orientadas a 0°), B - Falha na segunda lâmina (falha na matriz das lâminas orientadas a 90°) e C - Falha final (falha da fibra nas lâminas orientadas a 90°)	31
Figura 16 – Envelope de falha do critério de máxima tensão	36
Figura 17 – Envelope de falha do critério de máxima deformação	38
Figura 18 – Envelope de falha para o plano σ_1 - σ_2	39

Figura 19 – Envelope de falha do critério de Tsai-Hill	41
Figura 20 – Envelope de falha do critério de Tsai-Wu	42
Figura 21 – Curva carga-deformação para um laminado carregado uniaxialmente mostrando a falha nas lâminas	45
Figura 22 – Degradação após falha em um laminado compósito	46
Figura 23 – Elemento com dano mostrando as áreas S , S_ϕ e o vetor normal $\mathbf{n}$	52
Figura 24 – Equilíbrio de forças na direção axial	56
Figura 25 – Equilíbrio de forças na direção circunferencial	57
Figura 26 – Geometria de uma lâmina	59
Figura 27 – Sistema de coordenadas do material (1,2,3) e local (x,y,z)	60
Figura 28 – Forças e momentos resultantes	61
Figura 29 – Sistema de numeração das lâminas	62
Figura 30 – Corpo sujeito a carregamentos e restrições de movimento	67
Figura 31 – Curva típica carga-deslocamento	73
Figura 32 – Método de iteração de Newton-Raphson	74
Figura 33 - Método de iteração de Newton-Raphson modificado	75
Figura 34 – Curva carga-deslocamento de um sistema não linear	76
Figura 35 – Método do comprimento do arco	77
Figura 36 – Modos de representação da geometria	80
Figura 37 – Elemento de casca	81
Figura 38 – Elemento de casca contínuo	82
Figura 39 – Elemento sólido	83
Figura 40 – Mandril colapsável	89
Figura 41 – Mandril revestido com teflon	90
Figura 42 – Tecido de poliéster sobre teflon	90
Figura 43 – Estufa de secagem	91
Figura 44 – Tubos compósitos	91
Figura 45 – Desenho esquemático mostrando as seções para mapeamento	92
Figura 46 – Conjunto portátil para testes hidrostáticos	95
Figura 47 – Sistema de aquisição de dados	95
Figura 48 – Caixa de aço para proteção durante os testes hidrostáticos	96
Figura 49 – Desenho esquemático da bancada de teste hidrostático	96
Figura 50 – Desenho esquemático mostrando o tubo montado para teste hidrostático com carregamento típico de vaso de pressão (tubo fechado)	98

Figura 51– Aparato utilizado nos tests hidrostáticos sem <i>liner</i>	98
Figura 52 – Desenho esquemático mostrando tubo montado para ensaio com carregamento típico de tubulação restringida (tubo restringido)	99
Figura 53 – Deformação do <i>o-ring</i> promovido pelo deslocamento da luva	100
Figura 54 – Aparato utilizado nos testes hidrostáticos com <i>liner</i>	100
Figura 55 – Preparação dos tubos	101
Figura 56 – <i>Liner</i> de PVC colocado no tubo compósito	101
Figura 57 – Retirada do conjunto cabeça de vedação/ luva com extrator	102
Figura 58 – Dimensões dos corpos-de-prova usados nos ensaios de tração	105
Figura 59 – Dimensões dos corpos-de-prova usados nos ensaios de anel	108
Figura 60 – Marcação dos tubos para verificação do ângulo de enrolamento	109
Figura 61 – Amostra sendo preparada para medição do ângulo de enrolamento	110
Figura 62 – Aspecto dos modelos construídos	112
Figura 63 – Redução gradual de espessura nos modelos	113
Figura 64 – Cargas aplicadas nos modelos	113
Figura 65 – Condições de contorno para os tubos fechados	114
Figura 66 – Condições de contorno para os tubos restringidos	114
Figura 67 – Tubo de PVC para teste o hidrostático (1H:0A)	125
Figura 68 – Local do vazamento no Tubo de PVC após teste hidrostático	126
Figura 69 – Gráfico pressão x tempo do tubo de PVC	127
Figura 70 – Falha funcional do tubo fechado $[\pm 45^\circ]_4$	129
Figura 71 - Falha funcional do tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$	129
Figura 72 - Falha funcional do tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$	130
Figura 73 – Falha estrutural do tubo fechado $[\pm 75^\circ]_4$	130
Figura 74 – Curvas dos testes iniciais (sem <i>liner</i>) dos tubos fechados	131
Figura 75 - Falha funcional do tubo restringido $[\pm 45^\circ]_4$	133
Figura 76 – Falha funcional do tubo restringido $[\pm 55^\circ]_4$	133
Figura 77 - Falha funcional do tubo restringido $[\pm 60^\circ]_4$	134
Figura 78 – Falha funcional do tubo restringido $[\pm 75^\circ]_4$	134
Figura 79 - Curvas dos testes para falha funcional dos tubos restringidos	135
Figura 80 – Falha estrutural do tubo fechado $[\pm 45^\circ]_4$	138
Figura 81 – Falha estrutural do tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$	138
Figura 82 – Falha estrutural do tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$	139
Figura 83 – Falha estrutural do tubo fechado $[\pm 75^\circ]_4$	139

Figura 84 – Trinca circunferencial formada no <i>liner</i> por onde ocorreu vazamento	140
Figura 85 – Trincas passantes no tubo fechado $[\pm 75^\circ]_4$ após teste final	140
Figura 86 – Curvas dos testes para falha estrutural dos tubos fechados	141
Figura 87 - Falha estrutural do tubo restringido $[\pm 45^\circ]_4$	142
Figura 88 - Falha estrutural do tubo restringido $[\pm 55^\circ]_4$	143
Figura 89 - Falha estrutural do tubo restringido $[\pm 60^\circ]_4$	143
Figura 90 - Falha estrutural do tubo restringido $[\pm 75^\circ]_4$	144
Figura 91 - Curvas dos testes para falha estrutural dos tubos restringidos	144
Figura 92 – Danos introduzidos no tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$	146
Figura 93 - Danos introduzidos no tubo restringido $[\pm 55^\circ]_4$	146
Figura 94 – Influência do ângulo de enrolamento nos tubos fechados	147
Figura 95 – Influência do ângulo de enrolamento nos tubos restringidos	149
Figura 96 – Curvas tensão-deformação para o ensaio de tração longitudinal	150
Figura 97 - Curvas tensão-deformação para o ensaio de tração transversal	151
Figura 98 - Curvas tensão-deformação para o ensaio de tração a $\pm 45^\circ$	152
Figura 99 - Curvas tensão-deformação para o ensaio de tração em anel	153
Figura 100 – Micrografia típica dos tubos compósitos $[\pm \theta^\circ]_4$. Aumento 50x.	157
Figura 101 – Seção transversal às fibras nos tubos compósitos. Aumento 100x.	157
Figura 102 – Variação do ângulo de enrolamento nos tubos. Aumento 25x.	158
Figura 103 – Danos no tubo restringido $[\pm 55^\circ]_4$ após teste. Aumento 50x	159
Figura 104 – Curva típica obtida na análise calorimétrica diferencial dos tubos	161
Figura 105 – Malha típica dos tubos fechados e a variação de espessura	163
Figura 106 – Análise de sensibilidade para os tubos fechados	163
Figura 107 – Tempo de processamento em função da densidade da malha	164
Figura 108 - Malha típica dos tubos restringidos e a variação de espessura	165
Figura 109 - Análise de sensibilidade para os tubos restringidos	165
Figura 110 - Tempo de processamento em função da densidade da malha	166
Figura 111 – Influência do comprimento na pressão de falha	166
Figura 112 – Simulações com ângulo nominal para tubos fechados	167
Figura 113 – Simulações com ângulo real para tubos fechados	168
Figura 114 – Danos na matriz (SDV2) na pressão de explosão	170
Figura 115 – Danos nas fibras (SDV1) no tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$	171
Figura 116 – Danos nas fibras (SDV1) no tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$	171
Figura 117 – Tensão cisalhante no tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$	172

Figura 118 – Tensão longitudinal às fibras no tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$	172
Figura 119 – Eventos observados na simulação do tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$	174
Figura 120 – Análise comparativa entre o resultado experimental para a falha estrutural e os resultados numéricos obtidos com o ABAQUS e UMAT	178
Figura 121 - Análise comparativa entre o resultado experimental para a falha funcional e alguns critérios de falha	178
Figura 122 - Simulações com ângulo nominal para tubos restringidos	181
Figura 123 - Simulações com ângulo real para tubos restringidos	181
Figura 124 - Danos na matriz (SDV2) após a explosão	182
Figura 125 - Danos nas fibras (SDV1) após a explosão	183
Figura 126 - Eventos observados na simulação do tubo restringido $[\pm 55^\circ]_4$	184
Figura 127 – Análise comparativa entre os resultados obtidos com a sub-rotina UMAT e os experimentais para os tubos restringidos	186
Figura 128 – Análise comparativa entre os resultados obtidos com o ABAQUS e os experimentais para os tubos restringidos	186
Figura 129 – Análise comparativa entre as condições de carregamento	187
Figura 130 – Influência do ângulo de enrolamento nos tubos fechados	189
Figura 131 – Busca do ângulo ótimo de enrolamento nos tubos fechados	190
Figura 132 – Influência do diâmetro sobre a pressão de explosão	191
Figura 133 – Influência da espessura sobre a pressão de explosão	191
Figura 134 – Influência do ângulo de enrolamento nos tubos restringidos	192
Figura 135 – Busca do ângulo ótimo de enrolamento nos tubos restringidos	193

Lista de Tabelas

Tabela 1 – Composição típica das fibras de vidro tipo-E	10
Tabela 2 – Propriedades físicas e mecânicas da fibra tipo-E	10
Tabela 3 – Características do sistema polimérico	88
Tabela 4 – Medidas dos corpos-de-prova	104
Tabela 5 - Propriedades mecânicas da fibra de vidro	107
Tabela 6 - Propriedades mecânicas da matriz	107
Tabela 7 – Diâmetro interno dos tubos testados	119
Tabela 8 – Resultado do mapeamento externo dos tubos fechados	120
Tabela 9 – Resultado do mapeamento externo dos tubos restringidos	121
Tabela 10 – Valores médios e espessura mínima dos tubos testados	122
Tabela 11 – Massa específica e fração volumétrica dos laminados	123
Tabela 12 - Massa específica e fração volumétrica dos tubos	123
Tabela 13 – Posição da falha estrutural e espessura nos tubos fechados	137
Tabela 14 – Posição da falha estrutural e espessura nos tubos restringidos	145
Tabela 15 – Propriedades mecânicas dos laminados e tubos fechados	155
Tabela 16 – Propriedades mecânicas dos laminados e tubos restringidos	155
Tabela 17 – Resultado das medições dos ângulos de enrolamento	158
Tabela 18 – Máxima pressão de falha nas simulações dos tubos fechados	173
Tabela 19 – Máxima pressão de falha nas simulações dos tubos restringidos	184
Tabela 20 - Parâmetros geométricos para construção dos modelos	188
Tabela 21 – Influência do diâmetro sobre a tensão circunferencial	190
Tabela 22 – Influência da espessura sobre a tensão circunferencial	191

Lista de Abreviaturas

FRP	<i>Fibre-Reinforced Plastic ou Fibre-Reinforced Polymer</i> , p.1
GFRP	<i>Glass Fiber Reinforced Polymer</i> , p.1
UMAT	<i>User subroutine to define a material</i> , p.4
FORTRAN	<i>IBM Mathematical FORMula TRANslation System</i> , p.4
DGEBA	Diglicidil Éter de Bisfenol-A, p.7
ISO	<i>International Organization for Standardization</i> , p.9
DNV	<i>Det norsk veritas</i> p.21
FPF	<i>First Ply Failure</i> , p.30
FF	<i>Fiber Fracture</i> , p.50
IFF	<i>Inter Fiber Fracture</i> , p.50
MEF	Método dos Elementos Finitos, p.66
PVD	<i>Principle of Virtual Displacement</i> , p.68
ESL	<i>Equivalent Single-Layer</i> , p.77
LWT	<i>Layerwise Theory</i> , p.77
CLT	<i>Classical Laminate Theory</i> , p.77
FSDT	<i>First-order Shear Deformation Theories</i> , p.77
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i> , p.84
USB	<i>Universal Serial Bus</i> , p.94
PVC	<i>Poly (Vinyl Chloride)</i> , p.101
DSC	<i>Differential Scanning Calorimeter</i> , p.110
SC8R	<i>Eight-Noded Quadrilateral In-Plane General Purpose Continuum Shell, Reduced Integration and Finite Membrane Strains</i> , p.111
SDV	<i>Solution Dependent Variables</i> , p.118
SD	<i>Standard Deviation</i> , p.123
CV	<i>Coefficient of Variation</i> , p.123
CPU	<i>Central Processing Unit</i> , p.163

RAM	<i>Random Access Memory</i> , p.163
HSNMTCRT	<i>Hashin Matrix Tensile Criterion</i> , p.184
HSNFTCRT	<i>Hashin Fiber Tensile Criterion</i> , p.184

Capítulo 1

Introdução

Nos últimos anos, têm-se presenciado um aumento substancial no emprego de compósitos poliméricos reforçados com fibra (FRP), no lugar de materiais de construção convencionais. Compósitos em FRP têm encontrado uma larga variedade de aplicações, tanto em construções novas, quanto em projetos de reabilitação estrutural [1].

Tubos compósitos termorrígidos reforçados com fibra de vidro (GFRP) e fabricados por enrolamento filamentar são excelentes candidatos para o transporte de fluidos, devido a sua excelente resistência à corrosão, razão resistência/peso elevada, baixo coeficiente de fricção e baixo custo de manutenção, quando comparados aos tubos de aço.

Tubos de GFRP têm sido utilizados para construção de dutos e tubulações industriais, empregados em sistemas de produção de água potável, tratamento de esgoto, geração de energia, transporte de óleo, nas indústrias químicas e apresentam uma longa história de confiabilidade [2].

O potencial de redução de custos, associado com a substituição de tubos de aço por tubos de GFRP é considerável. Pelo fato dos projetos poderem ser desenvolvidos sob medida (“*Taylor made*”), deve-se tirar proveito de todas as ferramentas disponíveis, que propiciem uma análise fidedigna e que produzam resultados satisfatórios, tanto tecnicamente, quanto economicamente.

Os produtos tubulares compósitos normalmente são customizados, otimizando as variáveis consideradas em uma aplicação específica, de tal forma que o fornecedor seja capaz de oferecer ao cliente um produto confiável e com maior vida útil. Consequentemente, o projetista utilizando materiais compósitos deve realizar uma seleção cuidadosa dos materiais constituintes. Além disso, deve-se definir durante o estágio de projeto, o número de camadas, espessura e fração volumétrica do produto, a orientação das fibras de cada camada em função do carregamento, o diâmetro necessário do tubo compósito e o processo de fabricação a ser empregado.

Estudos paramétricos utilizando modelagem computacional, podem oferecer melhor compreensão da influência das variáveis relacionadas com o desempenho do tubo compósito, permitindo identificar a condição ótima de configuração para cada tipo de carregamento e realizar um projeto de fato sob medida, tornando mais atraente o emprego desse material.

Hoje, modernas práticas de projeto estão se tornando populares entre os engenheiros. A análise de falha progressiva é um exemplo. Ferramentas de projeto, baseadas nesta abordagem, são métodos não conservativos que podem oferecer uma otimização do produto, resultando em redução de peso e custo de fabricação para compósitos estruturais.

Alguns softwares comerciais oferecem modelos para descrever a evolução dos danos em materiais reforçados com fibra ou a possibilidade de desenvolvimento de modelos de falha progressiva a, serem implementados através de sub-rotina.

Na análise de tensões em dutos e tubulações industriais, dois tipos de carregamento apresentam particular interesse. Eles são aplicados por pressurização interna e diferentes tipos de suportes. O primeiro, é uma condição de carregamento similar a que ocorre em vasos de pressão, em função da ausência de suportes, que restringem o movimento axial durante a operação, e representada pela relação entre a tensão circunferencial (H) e axial (A) de 2H:1A.

O segundo, é uma condição de carregamento em que uma estrutura tubular está restringida, produzindo um estado de deformação plana. Essa condição é comum em dutos e tubulações industriais, devido à utilização de suportes restritores, como âncoras e guias, para conter as forças e momentos resultantes da gravidade, deslocamento térmico, vento, terremoto, vibração e pulsações dinâmicas, como por exemplo, martelo hidráulico. Tipicamente, todas as seções transversais experimentam deformação idêntica, e ao longo do comprimento da estrutura tubular, o deslocamento é nulo. Uma pesquisa na literatura disponível, para identificação de trabalhos publicados sobre este tipo de carregamento, levou a uma surpresa: Esta condição de carregamento, mesmo sendo comum em dutos e tubulações industriais, foi pouco investigada para emprego em tubos compósitos.

Em função do exposto, esse trabalho tem o propósito de investigar o desempenho de tubos compósitos de matriz epóxi, reforçados com fibra de vidro e fabricados através do processo de enrolamento filamentar. Os tubos compósitos foram fabricados utilizando apenas camadas helicoidais, com objetivo de se observar a influência dos ângulos de enrolamento, na resposta do material aos carregamentos impostos. Um estudo numérico e experimental foi realizado, buscando conhecer os mecanismos e modos envolvidos nos processos de falha. Para isso, foi construído um sistema de pressurização de alta pressão, para realização de testes hidrostáticos,

buscando identificar a pressão de falha funcional e estrutural dos tubos testados. Além disso, foram desenvolvidos dois tipos de cabeças de vedação para utilização com os carregamentos estudados. Na análise numérica, foi utilizado um modelo de danos alternativo implementado no programa comercial de elementos finitos ABAQUS, através de uma sub-rotina (UMAT), escrita em linguagem FORTRAN por Linde *et al.* [3]. Um estudo paramétrico foi realizado, a partir dos modelos calibrados e validados na correlação verificada com os resultados experimentais, para conhecer a influência de alguns parâmetros na resposta dos tubos compósitos.

Este trabalho está dividido em quatro capítulos. No Capítulo 2, é feita uma revisão bibliográfica, buscando abordar alguns assuntos relacionados com o escopo da tese e assim, oferecer uma melhor compreensão dos materiais, processos de fabricação e procedimentos de teste envolvidos, das metodologias para análise e projeto disponíveis na literatura e o estado da arte, para ajudar na fundamentação e desenvolvimento deste trabalho. O Capítulo 3, fornece uma descrição detalhada dos materiais, metodologias e procedimentos empregados na condução de cada etapa do trabalho. Os resultados obtidos estão expostos no Capítulo 4, acompanhados de uma discussão onde é feita uma análise mais detalhada dos dados obtidos, tanto nos experimentos, quanto na análise numérica. Para finalizar, no Capítulo 5 são apresentadas as conclusões e algumas considerações sobre tópicos que devem ser investigados, como sugestões de trabalhos futuros.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

O objetivo foi efetuar uma revisão bibliográfica dirigida, de tal forma que os assuntos tratados tenham uma relação direta com os materiais utilizados, a metodologia e procedimentos empregados, além dos próprios resultados obtidos no estudo numérico e experimental.

2.1 Materiais para tubos compósitos

2.1.1 Matriz polimérica

Os tubos de GFRP, a exemplo de outros compósitos poliméricos, são materiais multifásicos. Sua composição é uma combinação, basicamente, de duas fases: a matriz e o reforço. As fases constituintes não se misturam completamente, existindo uma região que as delimita chamada de interface. Assim, ambas as fases conservam suas identidades físicas e químicas, contudo, produzindo uma combinação de propriedades que não podem ser alcançadas pelos constituintes separadamente [4].

Entende-se a matriz de um material compósito como uma fase contínua. Em um tubo compósito, a matriz funciona como uma espécie de aglutinante, mantendo a fase dispersa, ou seja, o reforço em sua posição e orientação desejada. A matriz suporta apenas uma pequena parcela da tensão a que o compósito está submetido. Boa parte do carregamento aplicado à matriz é transferida às fibras por cisalhamento. Além disso, funciona como uma barreira, para evitar danos provocados pelo ambiente agressivo às fibras e protegê-las da abrasão mecânica [4].

O material selecionado como fase matriz para fabricação de tubos de GFRP é limitado por algumas normas às resinas termorrígidas [5,6]. Resinas epóxi, poliéster e éster vinílico são materiais típicos. Tubos compósitos com diâmetro entre 25 a 400 mm são normalmente fabricados a partir de sistemas de resinas epóxi, que são mais fáceis de trabalhar em sistemas de produção em larga escala [7].

2.1.1.1 Resina epóxi

O termo genérico epóxi, pode significar tanto a resina (material termoplástico não curado), como o polímero reticulado resultante (material termorrígido) [8]. Em geral, uma resina epóxi pode ser pensada como uma molécula contendo um anel composto por três membros, consistindo de um átomo de oxigênio e de dois átomos de carbono [9], conforme Figura 1.

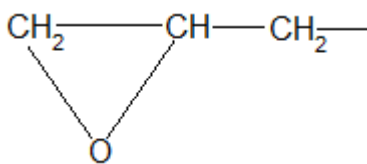


Figura 1 – Grupo glicidil [8]

Os ângulos de ligação no anel triangular são muito menores do que os ângulos de ligação normais C-C e C-O, de tal forma que o anel fica tensionado, e, portanto, muito reativo, com muitas substâncias, particularmente com doadores de prótons, propiciando reações fáceis e rápidas de cura [10].

As resinas epóxi possuem algumas vantagens sobre outros tipos de polímeros. As principais vantagens são: a natureza polar, que confere excelente adesão a uma grande variedade de fibras, a contração na cura é relativamente baixa, tornando as tolerâncias dimensionais das estruturas fabricadas fáceis de serem atendidas, não é volátil, evitando formação de poros ou bolhas durante a reação de cura e a estrutura reticulada, que confere excelente resistência a ambientes agressivos [11].

Dois tipos de resinas epóxi estão em uso hoje para fabricação de tubos compósitos: epóxi DGEBA e epóxi novolaca. A resina epóxi DGEBA (diglicidil éter de bisfenol-A) é mais largamente usada, porque é mais econômica e fácil de manusear durante a fabricação dos tubos. Epóxi novolaca é empregado, quando o aumento da resistência à temperatura e/ou melhor resistência à solvente, é necessário [7].

A resina epóxi DGEBA é um produto da reação entre o bisfenol-A e a epicloridrina. A Figura 2 mostra a seguinte reação química:

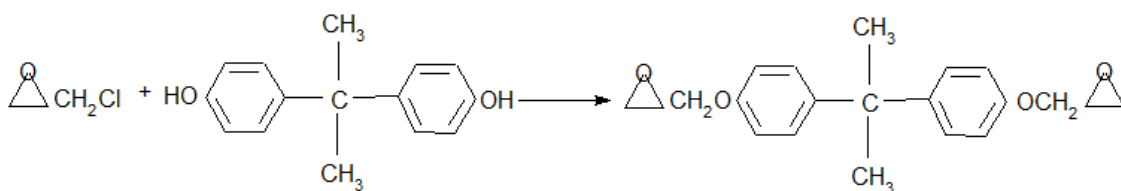


Figura 2 – Reação entre o bisfenol-A e a epicloridrina [10]

A resistência química e propriedades físicas de um sistema de resina epóxi dependem de ambos os componentes do sistema: a base e o agente de cura ou endurecedor. Os dois sistemas de resina mais comuns usados na fabricação de tubos compósitos são o epóxi DGEBA com amina aromática e o curado com anidrido [7,12].

O primeiro sistema produz tubos compósitos com custo e propriedades físicas e químicas adequadas para diversas aplicações. Tubos compósitos feitos com este sistema de resina têm uma temperatura limite de aplicação de até 121°C e é resistente às soluções salinas, muito alcalinas e exposição a solventes. Ácidos diluídos também são usados com este tipo de material. Se um aumento na resistência ao solvente é necessário, um sistema de resina epóxi novolaca é recomendado [7].

O segundo sistema é usado para fabricação de tubos compósitos, para uso na área de óleo e gás e em sistemas de abastecimento de água, onde a resistência química de um sistema de resina epóxi curada com amina aromática, não é necessária. Quando empregados dentro dos limites de temperatura e químico do sistema de resina, os tubos compósitos operam perfeitamente bem. Estes tubos têm um limite de temperatura de uso de aproximadamente 66°C e uma resistência química menor do que os tubos compósitos, com sistemas de resina epóxi curados com amina aromática. Sistemas de resina curada com anidrido não oferecem resistência às soluções alcalinas e são rapidamente atacadas por água à temperatura acima do seu limite de operação [7,12].

Os agentes de cura do tipo anidrido possibilitam longo tempo de utilização durante o processamento e possuem baixa exotermia e viscosidade. Normalmente necessitam de ciclos de cura relativamente longos e temperatura elevada [8]. As desvantagens de emprego desses agentes é o fato de serem higroscópicos, a fragilidade da resina curada (quando não está modificada) e o fato de existir em apenas algumas recomendações de formulação dos fabricantes [9]. Aceleradores, normalmente aminas terciárias, são utilizados na faixa de 0,5 a 3,0%, para catalisar a reação do sistema epóxi-anidrido e aumentar a velocidade de cura [9,12].

2.1.2 Reforço com filamentos contínuos

Filamentos contínuos são usados como reforço em alguns processos de fabricação de materiais compósitos, como o enrolamento filamentar e pultrusão [13,14].

Em um laminado compósito, as fibras possuem uma fração volumétrica alta e compartilham a maior parcela da carga suportada pelo elemento estrutural. A seleção adequada do tipo de fibra, fração volumétrica e orientação das fibras são muito importantes, uma vez que esses fatores têm forte influência, principalmente sobre a densidade, propriedades mecânicas e custo do material [14].

Existem diversas fibras em uso comercial, tais como as fibras de vidro, carbono e aramida. Segundo a norma ISO 14692-2 [6], o principal material empregado como reforço em tubos compósitos deve ser a fibra de vidro na forma de filamentos contínuos ou tecidos. A fibra de vidro é utilizada, preferencialmente, como reforço em tubos compósitos, porque existe pouca informação disponível sobre a performance de outros materiais, como as fibras de carbono e aramida, com relação à retenção da pressão por longo termo, a resistência ao impacto e ao fogo.

Filamentos contínuos de fibra de vidro apresentam-se comercialmente na forma de *rovings*. O *roving* é um conjunto de filamentos, essencialmente paralelos, armazenados em rolos cilíndricos [14].

2.1.2.1 Fibra de vidro

O principal material constituinte da fibra de vidro é a sílica. Outros óxidos são adicionados, para modificar a estrutura da rede de sílica, bem como, facilitar a produção das fibras [14].

A estrutura interna da fibra de vidro é uma longa rede tridimensional de silício, oxigênio e outros átomos arranjados aleatoriamente. Por esse fato, as fibras de vidro são amorfas e isotrópicas [14].

A fibra de vidro tipo-E foi desenvolvida principalmente devido às suas boas propriedades elétricas, mas seu emprego tornou-se comum em aplicações estruturais [15]. Dois tipos genéricos de fibras de vidro do tipo-E são conhecidos no mercado, hoje. O mais conhecido contém 5-6% de óxido de boro, enquanto o outro tipo está livre deste constituinte, sendo seu uso ambientalmente correto [9]. A composição química típica das fibras de vidro tipo-E está mostrada na Tabela 1 e as propriedades físicas e químicas na Tabela 2.

Tabela 1 – Composição típica das fibras de vidro tipo-E [9]

Constituinte	Peso (%)	
	Contendo óxido de boro	Livre dióxido de Boro
SiO_2	52–56	59
Al_2O_3	12–15	12,1
B_2O_3	4–6	-----
TiO_2	0,2–0,5	1,5
MgO	0,4–4	3,4
CaO	21–23	22,6
$\text{Na}_2\text{O} + \text{K}_2\text{O}$	0–1	0,9
Fe_2O_3	0,2–0,4	0,2
F_2	0,2–0,7	-----

Tabela 2 – Propriedades físicas e mecânicas da fibra tipo-E [9]

	Densidade	Limite de Resistência	Módulo de Elasticidade	Alongamento
	(g/cm^3)	(MPa)	(GPa)	(%)
Com óxido de boro	2,54-2,55	3100-3800	76-78	4,5-4,9
Sem óxido de Boro	2,62	3100-3800	80-81	4,6

A região interfacial é a principal responsável pela transferência de carga da matriz para o reforço. Entretanto, se a adesão entre as fases envolvidas na interface for inadequada, poderá provocar início de falhas comprometendo a performance do compósito.

Na fabricação da fibra de vidro, agentes promotores de adesão são adicionados à emulsão de acabamento, aplicados após o resfriamento das fibras com água, para fornecer ao vidro compatibilidade e acoplamento entre a superfície da fibra e a resina, em compósitos poliméricos [15].

O agente acoplante silano é um produto a base de silício, que contém dois tipos de reatividade – inorgânica e orgânica - na mesma molécula. Ele atua na interface entre a fibra de vidro e a matriz orgânica, para ligar ou acoplar os dois materiais dissimilares, produzindo assim, uma forma de ponte química [15,16].

2.2 Processos de fabricação para tubos compósitos

A fabricação de estruturas tubulares, a partir de material compósito pode ser efetuada por dois processos de fabricação: um é chamado de moldagem por centrifugação (“*centrifugal molding*”) e o outro é conhecido por enrolamento filamental (“*filament winding*”) [5,7,12]. Este último processo está em uso desde a década de 40, sendo muito empregado na produção de diversos elementos estruturais de revolução [17].

No processo de enrolamento filamental, os reforços contínuos saturados com resina são enrolados sobre um mandril. Existem dois métodos de impregnação muito utilizados nesse processo: um é chamado de enrolamento molhado (“*wet winding*”) e o outro conhecido como enrolamento *prepreg*. No primeiro método, as fibras contínuas (“*roving*”) são impregnadas com a resina durante o processo de enrolamento, enquanto que no segundo método, o reforço (*tape*) já se encontra pré-impregnado e parcialmente curado [9].

O enrolamento molhado é um método de impregnação muito empregado na indústria, em decorrência de seu baixo custo, quando comparado ao enrolamento *prepreg*. O custo do reforço, que é relativamente elevado, combinado com o custo da resina, que é baixo, resulta em um compósito com o custo final relativamente menor. A redução nos custos aumenta quando consideramos o tempo de enrolamento, que é menor, se comparado com o enrolamento *prepreg* [9]. A Figura 3 mostra um desenho esquemático do processo de fabricação conhecido como enrolamento filamental molhado.

A plataforma móvel (Figura 3) realiza um movimento de translação, sincronizado com o movimento de rotação do mandril. Controlando o movimento da plataforma móvel e do mandril, obtém-se o padrão de enrolamento com o ângulo da fibra desejado [9,13]. Quando o número de camadas requerido é atingido, o produto é curado e o mandril pode ser retirado ou deixado como parte da estrutura [9,18].

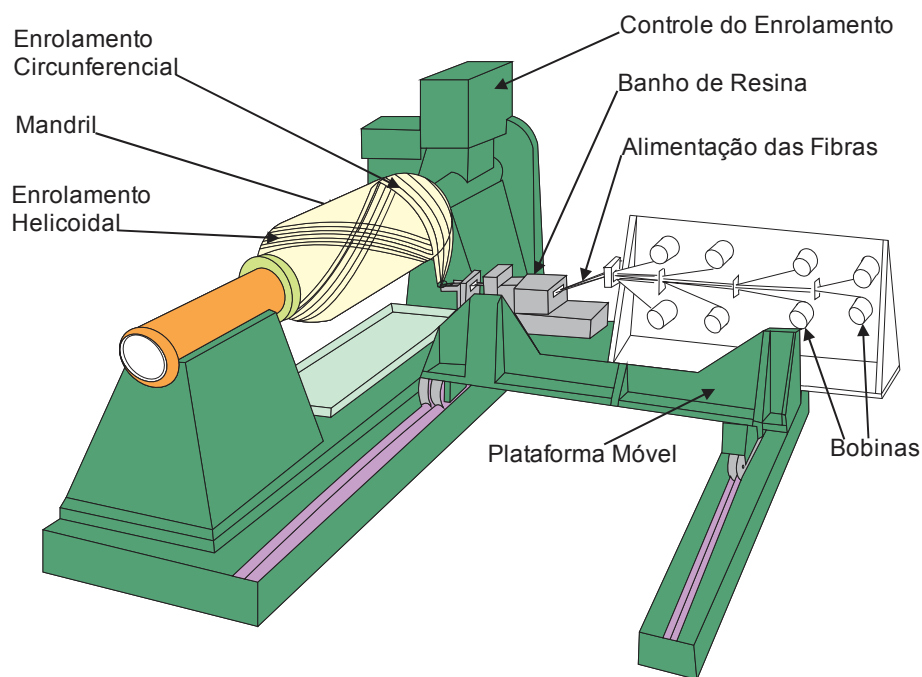


Figura 3 – Processo de enrolamento filamental [9]

2.2.1 Enrolamento molhado (Wet Winding)

No enrolamento molhado cada *roving* é desenrolado, passando pelo alimentador das fibras, que funciona como um guia, antes destas serem impregnadas na banheira. Normalmente, o alimentador das fibras se encontra solidário à banheira.

Os *rovings* impregnados na banheira com resina catalisada são puxados através de rolos, que removem o excesso da resina. Esses rolos estão localizados na saída da banheira (Figura 4-A). Normalmente, o rolo superior é ajustado para controlar tanto o teor de resina, bem como, a tensão de enrolamento nos *rovings* [14].

Após a passagem pelos rolos, os *rovings* são colimados (Figura 4-B) e então, enrolados sobre o mandril rotativo. O processo de colimação é um fator também importante para criar uma tensão uniforme em cada fio, bem como, revestir cada um de forma uniforme com a resina [14].

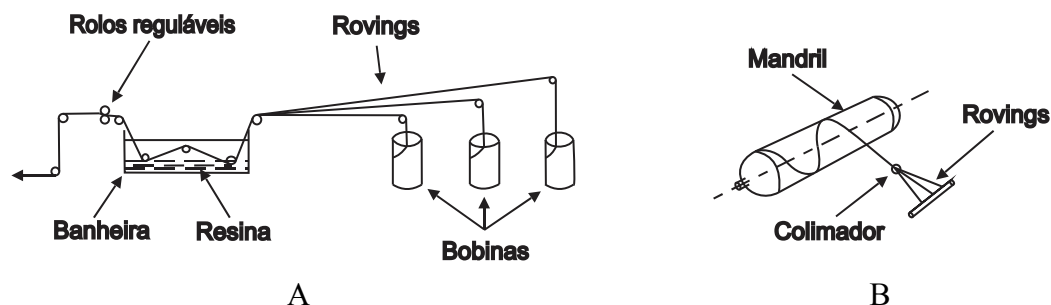


Figura 4 – Sistema de impregnação e colimação das fibras [14]

Os parâmetros importantes na operação com enrolamento molhado são a tensão de enrolamento, impregnação das fibras e teor de resina [14].

Uma tensão de enrolamento adequada é necessária para manter o alinhamento das fibras, bem como, controlar o teor de resina. Excessiva tensão de enrolamento pode causar diferenças no teor de resina entre as camadas internas e as mais externas, tensões residuais indesejáveis e deflexão no mandril [14].

A impregnação adequada das fibras é essencial para reduzir a porosidade no produto final. Os seguintes parâmetros de processo devem ser controlados para garantir uma boa impregnação [14]:

- Viscosidade da resina catalisada na banheira;
- Número de fios no *roving* (determina o acesso da resina a cada fibra);
- Tensão de enrolamento que controla a pressão sobre as camadas já enroladas;
- Velocidade de enrolamento;
- Comprimento da banheira.

Segundo Mallick, [14] a viscosidade da resina deve se encontrar entre 1000-2000 cP. Uma viscosidade muito baixa da resina impregnará melhor o fio. Contudo, poderá provocar a expulsão da resina, devido à pressão de compactação durante o enrolamento, resultando em alta fração volumétrica das fibras. Por outro lado, uma viscosidade muito alta, não será suficiente para impregnar todos os fios e haverá uma tendência à formação de porosidade excessiva [17].

Como uma regra geral, o comprimento da banheira deve permitir que cada *roving* seja mantido mergulhado no banho de resina por um período entre 1/3 a 1/2 s. Isto significa que o comprimento do *roving* submerso no banho, deveria ser de 30 cm, se a velocidade de enrolamento fosse de 60 m/min. Porém, o comprimento mínimo necessário do *roving* mergulhado na resina catalizada não deve ser menor do que 15 cm para que o processo de impregnação seja adequado [14].

O teor de resina é um parâmetro de processo difícil de controlar sendo afetado pela reatividade da resina, viscosidade da resina, tensão de enrolamento das fibras, diâmetro e pressão sobre o mandril [17].

A pressão de compactação sobre o mandril p é promovida pelas fibras tracionadas durante o enrolamento. Sendo N a tração nas fibras, b a largura de banda e o raio representado por R , obtêm-se a fórmula para o cálculo da pressão de compactação [11]:

$$p = \frac{N}{bR} \quad (1)$$

Valores típicos de tração em cada fibra são de 1 a 4,4 N [14].

2.2.1.1 Ferramental

O mandril é a principal ferramenta utilizada no processo de enrolamento filamentar, sendo o responsável por conferir ao elemento estrutural produzido a sua geometria.

Vários materiais podem ser utilizados em sua construção. O aço é o material comumente empregado na construção dos mandris utilizados no processo de enrolamento filamentar. Os mandris de aço devem ter a rugosidade de sua superfície controlada, de tal forma, que a superfície interna do produto fabricado tenha bom acabamento superficial, bem como, facilite sua remoção do mandril [13].

Mandris reusáveis podem ser segmentados ou não segmentados. Os mandris segmentados são necessários quando a geometria do produto a ser fabricado não permite sua fácil remoção do mandril após a cura. Esses mandris são, geralmente, mais caros para fabricar e usar do que os mandris não segmentados [17]. Mandris do tipo auto-colapsável utilizados na fabricação de tubos se enquadram nessa categoria; a vantagem de sua reutilização o torna valioso em aplicações de alta produção [11].

Os requisitos básicos para um mandril são [11]:

- Deve ser rígido e forte suficiente para suportar seu próprio peso e o peso do compósito;
- Suportar a pressão de tração da fibra durante o enrolamento e cura;
- Deve ser dimensionalmente estável e deveria ter um coeficiente de expansão térmica maior do que o coeficiente transversal do compósito.

2.2.1.2 Padrão de enrolamento

O padrão de enrolamento que se deseja dar ao *roving* enrolado sobre o mandril é gerado pelo movimento relativo entre o mandril e a plataforma móvel. Pelo ajuste da velocidade de translação da plataforma móvel e a velocidade de rotação do mandril qualquer ângulo de enrolamento próximo de 0° (enrolamento polar) até 90° (enrolamento circunferencial) pode ser obtido. Para um mandril cilíndrico girando com uma velocidade de rotação constante N (rpm/min) e uma velocidade de translação da plataforma móvel, também constante V, o ângulo de enrolamento é dado pela seguinte fórmula [14]:

$$\theta^{\circ} = \frac{2\pi Nr}{V} \quad (2)$$

onde r é o raio do mandril.

O ângulo de enrolamento dependerá do tipo de carregamento a que o compósito será submetido. Em um mesmo produto, podemos adotar mais de um ângulo de enrolamento, formando um laminado multidirecional de tal forma, que o compósito possa suportar adequadamente todas as cargas previstas em projeto [19].

Existem três padrões de enrolamento, a saber [11]: helicoidal, circunferencial e polar.

2.2.1.2.1 Enrolamento helicoidal e circunferencial

O enrolamento helicoidal é empregado para deposição das fibras (reforço), normalmente, a partir de ângulos de enrolamento relativamente altos, em torno de 15° do eixo longitudinal. Essa limitação é decorrente do deslizamento que as bandas depositadas podem sofrer nas extremidades do mandril [13,17].

Enquanto o mandril se move com rotação constante, a plataforma móvel se move paralela ao mandril, parando em cada extremidade e invertendo, em seguida, o sentido de deslocamento. Os reforços são enrolados com as fibras orientadas nas direções $+\theta^\circ/-\theta^\circ$. O padrão resultante são fibras se cruzando em diversos pontos ao longo do comprimento do mandril, produzindo um laminado com dupla camada balanceada [14,17]. A Figura 5 mostra um desenho esquemático do enrolamento helicoidal.

O enrolamento circunferencial (Figura 6) é um caso especial do enrolamento helicoidal, quando se opera com ângulo de enrolamento alto, próximo a 90° do eixo longitudinal. O passo, nesse caso, é igual à largura de banda [11].

2.2.1.2.2 Enrolamento polar

No enrolamento polar, as fibras passam tangencialmente por uma extremidade da peça, a direção é invertida, e passam então tangencialmente pelo lado oposto. As fibras são depositadas com ângulo de enrolamento baixo, em torno de 0° com relação ao eixo longitudinal.

No enrolamento molhado só é possível fabricar um compósito de revolução através da rotação do mandril em torno de um eixo perpendicular ao eixo do próprio mandril, mantendo fixo o sistema de impregnação, conforme indicado na Figura 7.

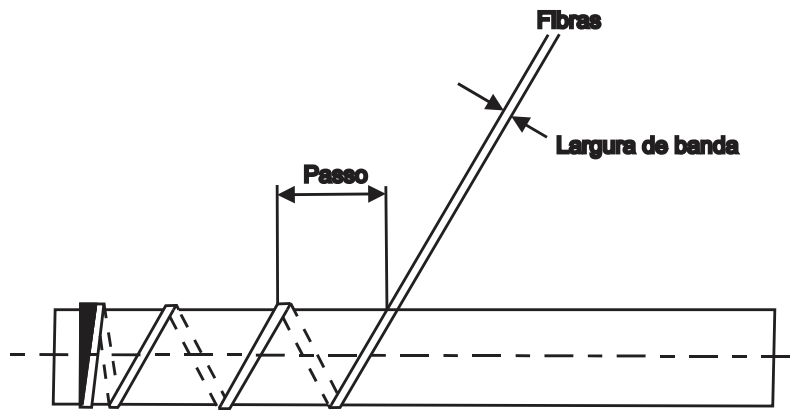


Figura 5 – Enrolamento helicoidal [20]

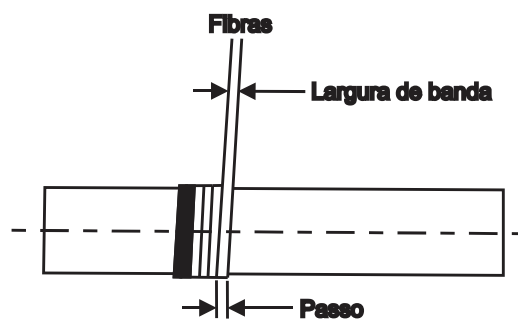


Figura 6 – Enrolamento circunferencial [20]

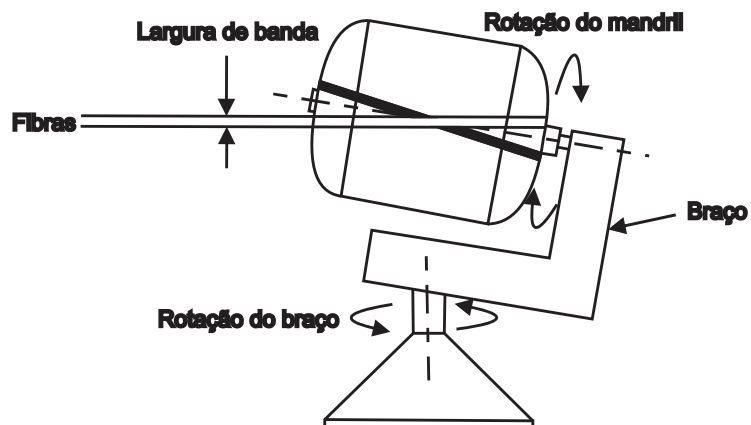


Figura 7 – Enrolamento polar [20]

2.2.1.3 Aspectos geométricos

Como visto no item 2.2.1.2.1, o processo de enrolamento filamental produz o cruzamento das fibras em determinados pontos ao longo do tubo, como mostra a Figura 8.

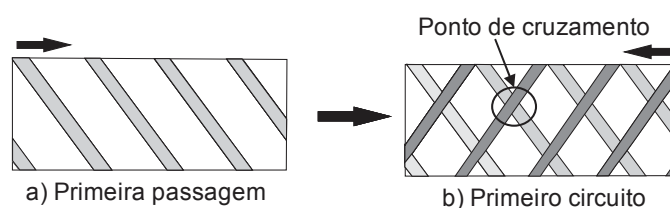


Figura 8 – Processo de enrolamento [21]

Rousseau *et al.* [21] desenvolveram um trabalho para avaliar a real influência do grau de cruzamento de fibras (entrelaçamento) sobre o comportamento dos tubos.

Segundo Rousseau *et al.* [21], no início do processo de enrolamento o reforço é depositado à esquerda no final do mandril e enrolado em um ângulo constante para a direita (Figura 8-a). No final dessa passagem a plataforma móvel para e então reverte seu movimento para permitir que o reforço mude de direção. O reforço é, então, enrolado na direção contrária e, conseqüentemente, cruza em algum ponto sobre o reforço enrolado anteriormente (Figura 8-b). Posteriormente esse processo se repete até que o mandril seja completamente recoberto.

A sequência de circuitos não é exatamente sobreposta, gerando um padrão final que depende das condições de operação durante o enrolamento. Esses padrões de enrolamento são caracterizados por uma célula unitária em forma de diamante, conforme Figura 9.

As regiões de ondulação dividem a banda circunferencial e em hélice, conforme Figura 9. Foi observado, nesse trabalho, que o crescimento de danos parece ser aumentado pela presença dessas regiões nos pontos de cruzamento.

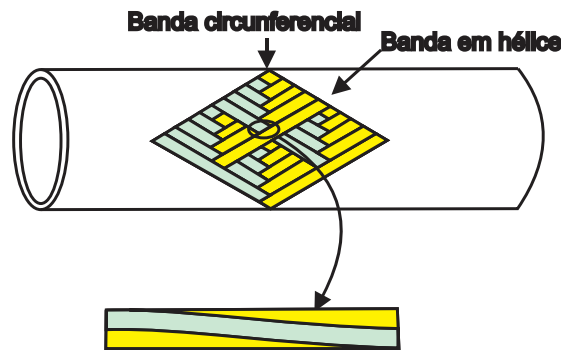


Figura 9 - Padrão em forma de diamante e a ondulação [21]

Os autores descrevem que apesar de ser difícil determinar precisamente a principal causa desse aumento de danos, acredita-se que os cruzamentos de fibras representam defeitos internos, onde trincas podem facilmente aparecer. Segundo os autores, o grau de cruzamentos deve ser minimizado para tubos e vasos enrolados por filamentos sujeitos a carregamento com pressão interna.

Morozov [22] classifica esses cruzamentos como mosaicos e em seu trabalho analisou o efeito desses padrões de mosaicos nas propriedades mecânicas de tubos compósitos de paredes finas.

Foi verificado que o comportamento mecânico de compósitos de parede fina, produzidos por enrolamento filamentar é sensível aos padrões de enrolamento, e as distribuições de tensão e deformação são afetadas pelo tamanho das unidades de mosaicos triangulares formados e o número deles por unidade de comprimento em ambas as direções, longitudinal e circunferencial.

2.3 Análise de falha em materiais compósitos

2.3.1 Modos e mecanismos de falha

A Det Norsk Veritas (DNV) [23] define modo e mecanismo de falha como termos distintos. Segundo esse documento, o mecanismo de falha é o fenômeno subjacente a nível material que determina o modo de falha. Dependendo do seu nível de severidade, um mecanismo de falha pode levar a vários tipos de modos de falha. Por exemplo, a fissuração na matriz pode levar a uma infiltração do fluido no laminado ou levar a fratura, dependendo do nível de severidade das trincas.

Enquanto que o mecanismo de falha pode ser considerado como a causa, o modo de falha deve ser entendido como o efeito, ou seja, o estado de incapacidade para realizar uma determinada tarefa.

A DNV [23] fornece uma lista extensa com diversos modos e mecanismos de falha possíveis para componentes fabricados em material compósito. Podemos citar, como exemplo de modos de falha: o vazamento, explosão, impacto e fratura. Cada modo de falha pode ocorrer segundo uma lista grande de mecanismos de falha. Em alguns casos, uma sequência crítica de mecanismos de falha (*“efeito dominó”*) pode ser necessário para que um determinado modo de falha ocorra.

Segundo OCHOA e REDDY [24], a falha de uma camada em um laminado é amplamente classificada em dois modos de falha: modo fibra e modo matriz. Normalmente, observamos que o modo de falha da fibra está relacionado ao carregamento longitudinal, seja de tração ou de compressão. Já o modo de falha da matriz, está relacionado ao carregamento de tração ou compressão transversal ou a uma carga cisalhante no plano.

Um relatório do departamento de transportes dos Estados Unidos [25] classifica os modos de falha em três tipos:

- Ruptura da fibra (MODO 1): tensão longitudinal (σ_1) ou deformação longitudinal (ϵ_1) domina a falha na lâmina;
- Fissuração da matriz (MODO 2): tensão transversal (σ_2) ou deformação transversal (ϵ_2) domina a falha da lâmina;
- Fissuração da matriz por cisalhamento (MODO 3); tensão cisalhante (τ_{12}) ou deformação cisalhante (γ_{12}) domina a falha da lâmina.

Esses três modos de falha podem ser visualizados através da Figura 10.

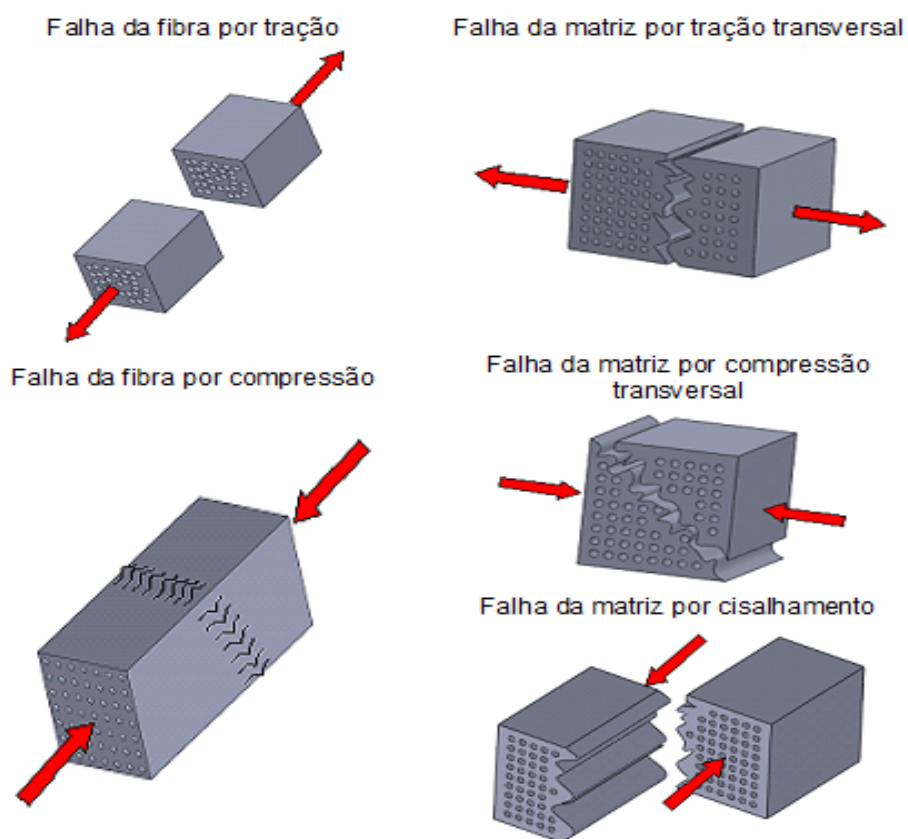


Figura 10 – Modos de falha no plano da lâmina

A DNV [23] define três tipos de falha possíveis para cada mecanismo de falha. Estes tipos de falha estão baseados no grau de pré-aviso intrínseco que cada mecanismo de falha possui. Uma distinção deve ser feita entre falha catastrófica e progressiva e entre falhas, com ou sem, capacidade reserva de resistência após a falha. São eles:

- Dúctil: corresponde a mecanismos de falha dúcteis com capacidade reserva de resistência. Em geral, são mecanismos de falha em que o material exibe um comportamento não linear durante o carregamento e o processo de falha é gradual ou progressivo de tal modo que é possível reter alguma resistência após a falha;

- Plástico: corresponde também a mecanismos de falha dúcteis, porém, sem capacidade reserva de resistência. No tipo de falha plástico, o material também apresenta comportamento não linear com processo de falha progressivo, porém, tem sua capacidade de retenção de resistência exaurida após a falha;

- Frágil: corresponde a mecanismos de falha frágeis, ou seja, a mecanismos em que o processo de falha não é estável.

A partir da definição dada pela DNV [23] para tipos de falha, uma relação pode ser estabelecida com alguns mecanismos de falha. Exemplos de mecanismos de falha considerados frágeis: a falha da fibra e a delaminação. A falha na matriz pode ser enquadrada nos três tipos, a seguir: frágil, plástico se as trincas são interligadas por fibras e dúctil se o modo de falha for vazamento, por exemplo.

A análise de resistência clássica dos laminados está baseada na consideração de que o material está submetido a um campo de tensão bidimensional em que as cargas atuantes estão contidas no plano do laminado, ou seja, que a falha não seja dominada por modos de falha que ocorram fora do plano da lâmina (Figura 11).

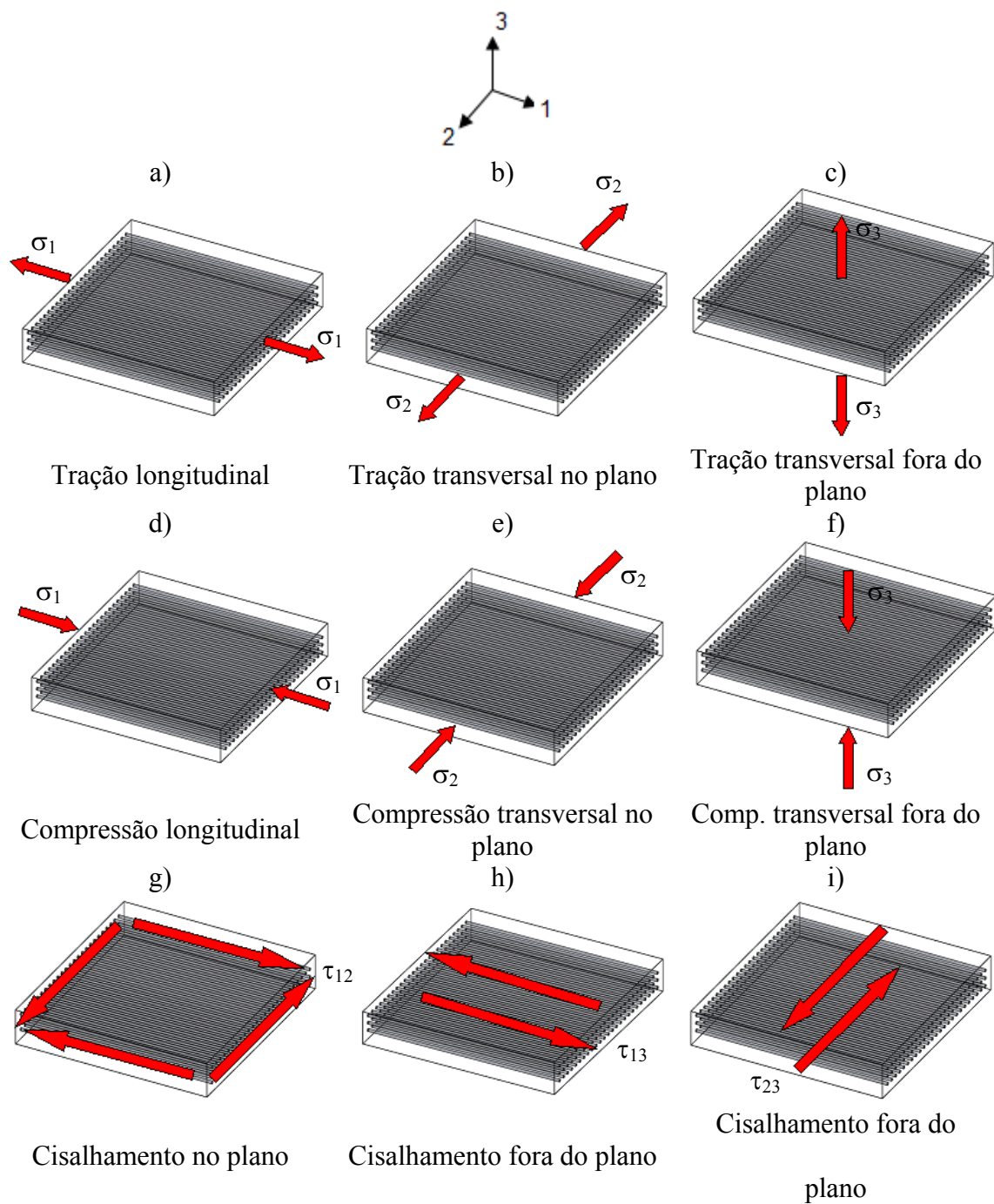


Figura 11 – Carregamentos uniaxiais possíveis em uma lâmina

Normalmente, a falha do laminado é resultado de um processo eventual de falha progressiva que ocorre nas camadas constituintes sob carregamento. Conceitualmente, a análise de falha “lâmina por lâmina” deveria fornecer a carga de falha do laminado. Na realidade, entretanto, os mecanismos de falha nos laminados são bem mais complexos do que aqueles que ocorrem em compósitos unidirecionais sob tensão plana.

Além dos três modos de falha intralaminar (falha da fibra, na matriz e por cisalhamento) que ocorrem no plano da lâmina (Figura 10), mecanismos de falha interlaminares estão presentes no laminado, sendo o mais notável deles, conhecido como delaminação [25]. A delaminação pode ser atribuída a anomalias na fabricação, durante a laminação ou cura, ou ainda decorrente de efeitos do carregamento fora do plano da lâmina [26].

Em testes hidrostáticos com tubos compósitos submetidos à pressão interna, dois modos de falha são possíveis de ocorrer [23]: vazamento ou explosão. Tensões trativas e cisalhantes no plano se desenvolvem na parede dos tubos durante os testes e acabam por definir, em conjunto com o modo de falha, os mecanismos envolvidos no processo de falha do material. Baseados em observações experimentais, Martins *et al.* [27] verificaram que os dois mecanismos de falha preponderantes, nos testes hidrostáticos realizados em tubos compósitos formados apenas por camadas helicoidais, são a falha na matriz e a falha da fibra, de acordo com a nomenclatura adotada pela DNV [23].

2.3.2 Física da falha

O processo de falha em um material compósito é uma sequência de eventos decorrentes dos mecanismos de falha atuantes desde o domínio microscópico até atingir a escala macroscópica. Os sub-itens 2.3.2.1, 2.3.2.2 e 2.3.2.3 oferecem uma melhor compreensão de todo o processo de falha, permitindo entender como é realizada a modelagem de danos em materiais compósitos. Os mecanismos de falha estudados aqui são aqueles contidos no plano da lâmina e que estão diretamente envolvidos com este trabalho.

2.3.2.1 Formação de microdanos na lâmina

A degradação de qualquer material se inicia no nível micromecânico. Normalmente, microdanos já ocorrem durante o processo de fabricação. Diferentes fatores de expansão térmica da fibra e da matriz, bem como, da contração da matriz durante o processo de polimerização, dá origem a tensões residuais no compósito que atingem valores consideráveis após a cura [28].

Estas tensões podem introduzir pequenas fissuras na matriz ou desacoplamento local na interface fibra-matriz (Figura 12-A). Um aumento na carga aplicada rapidamente causa o crescimento desses microdefeitos em termos de dimensão e na sua distribuição [29]. Se um carregamento cisalhante for aplicado, mais danos se desenvolvem adicionalmente (Figura 12-B). Sob uma carga aplicada paralela à fibra, a fratura precoce de algumas fibras pode causar a falha da matriz nas vizinhanças, devido a um aumento localizado da carga (Figura 12-C).

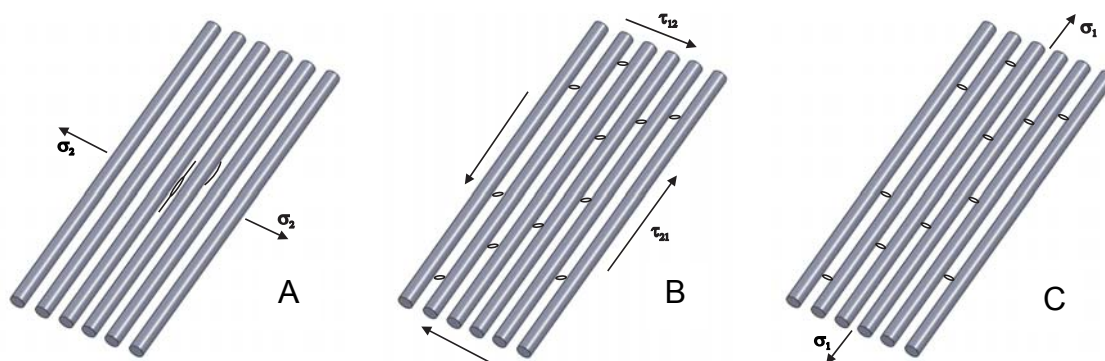


Figura 12 – Diferentes formas de microdanos na matriz e as tensões/carregamentos associados: A - Carregamento transversal, B - Cisalhamento no plano e C - Carregamento longitudinal [29]

2.3.2.2 Evolução de danos numa lâmina confinada

O estudo da evolução dos danos em uma lâmina compósita é de extrema importância para compreensão do processo de falha progressiva. Normalmente, os primeiros danos numa lâmina ocorrem na matriz. A lâmina carregada com tração transversal, compressão transversal ou por cisalhamento eventualmente falhará pelo mecanismo de falha da matriz. A Figura 13 permite acompanhar a sequência de eventos iniciais até a lâmina atingir seu limite de aplicação.

Uma lâmina com orientação 0° está confinada entre duas lâminas a 90° . Inicialmente o material não possui nenhum carregamento externo aplicado (Figura 13-A). Eventualmente tensões residuais estão presentes no material podem ser responsáveis pela introdução dos primeiros danos no compósito. O material é, então, submetido a um carregamento linear crescente na direção y . Ao se atingir cerca de 50% da carga suportável pela lâmina perpendicular ao carregamento aplicado (Figura 13-B), microdanos pré-existent começam a crescer e novos danos começam a surgir. Enquanto esses danos não são visíveis podem ser chamados de microtrincas [29,30]. Nesse momento, o comportamento constitutivo do material começa a se tornar não

linear. Normalmente, uma trinca macroscópica é formada dentro da lâmina confinada e cresce à expensas do coalescimento de microtrincas formadas previamente, à medida que o carregamento aumenta. O crescimento dessa trinca só é interrompido quando atinge as fibras da camada vizinha que possuem orientação diferente (Figura 13-C) [30].

Embora o plano de fratura que surgiu impeça a aplicação de qualquer carga adicional, no caso de uma lâmina confinada, as lâminas vizinhas induzirão carga nas seções íntegras da lâmina danificada. O resultado é um grande número de trincas macroscópicas, se mais carga é aplicada (Figura 13-D). A quantidade de carga induzida e, portanto, suportada pela lâmina danificada depende do tamanho das seções íntegras. Por conseguinte, com uma densidade de trincas macroscópicas crescente, a parcela da carga aplicada que é suportada pela lâmina danificada se reduz, e mais carga é redistribuída para lâminas vizinhas [29].

Eventualmente, um estado de dano característico (“*characteristic damage state - CDS*”) com a máxima densidade de trincas é atingido. A distância média entre as trincas é, aproximadamente, igual à espessura da lâmina [30]. A partir desse ponto, a capacidade de suportar mais carga pela lâmina está exaurida. Ou seja, aumentar a carga não leva à formação de mais trincas, mas ao surgimento de zonas de delaminação nas pontas das trincas.

De acordo com a Figura 13, o comportamento do material não é linear elástico. A não linearidade observada no comportamento constitutivo do material é decorrente do crescimento de microdanos durante o carregamento do material. No entanto, esta não linearidade material não é, normalmente, incluída em programas comerciais de elementos finitos. Dessa forma, a não linearidade material só pode ser considerada em análise de falha através da inclusão das relações tensão-deformação não lineares, determinadas por ensaios uniaxiais de materiais compósitos poliméricos [29].

Baseado nas relações tensão-deformação, o módulo de rigidez elástico (E^0), tangente (E^t) e secante (E^s) no modelo constitutivo do material pode ser expresso em função da respectiva deformação uniaxial (ϵ), como mostrado na Figura 14.

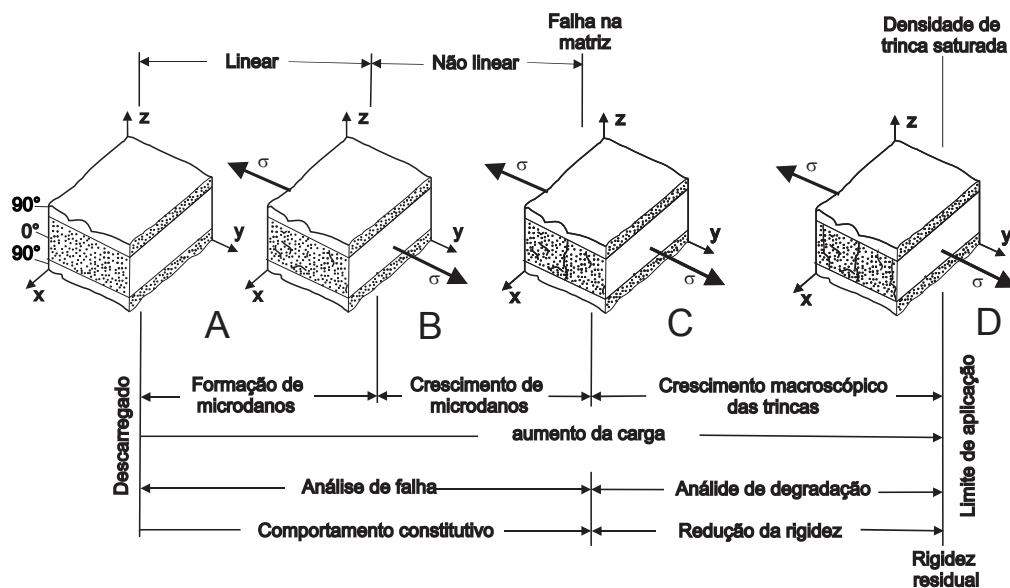


Figura 13 – Acúmulo de danos numa lâmina unidirecional confinada: A - Lâmina descarregada, B - Início do crescimento de microdanos na lâmina, C - Coalescimento de microtrincas dando origem à trinca macroscópica na lâmina e D - Aumento do número de trincas macroscópicas na lâmina [29]

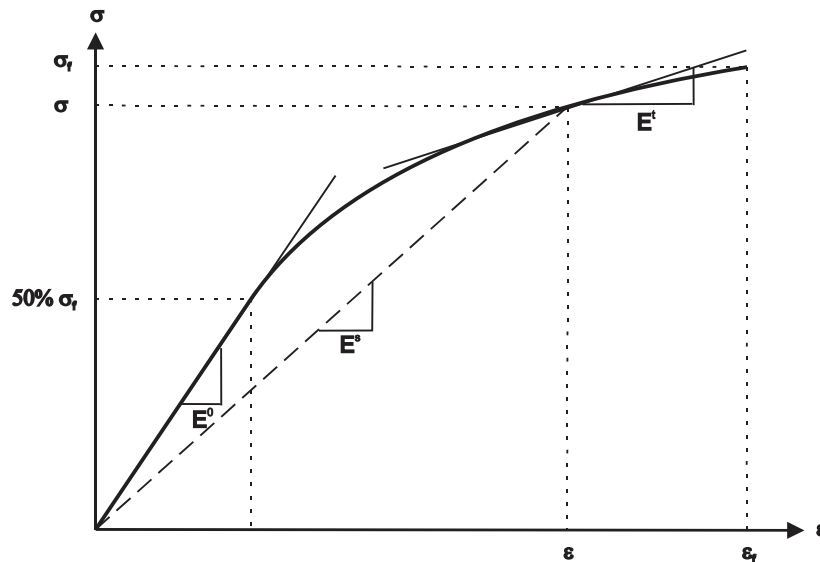


Figura 14 – Curva típica para relação tensão-deformação não linear [29]

Tendo ocorrido a falha na matriz, na análise subsequente de degradação, a rigidez do material é reduzida de acordo com a carga aplicada. Um fator de degradação é aplicado, o qual pode variar a partir de 1 (sem redução da rigidez) até, por exemplo, 0,3 (rigidez residual) quando a densidade de trinca saturada é atingida [29].

2.3.2.3 Evolução de danos no laminado

A falha progressiva de um laminado balanceado $0^\circ/90^\circ$ carregado na direção y , como mostrado na Figura 15, representa o processo complexo de falha em materiais compósitos reforçados com fibra [29].

Sob um carregamento no plano, uma tensão transversal trativa (σ) ocorre nas lâminas orientadas a 0° , em relação à x (Figura 15-A). Essa tensão produz a falha na primeira lâmina (“*First ply failure – FPF*”) na forma de trincas verticais na matriz. Aumentando o carregamento nas lâminas com orientação de 0° , mais trincas desenvolvem-se na matriz, provocando a redução na rigidez do material, ou seja, a degradação destas lâminas.

O resultado desse processo é uma redistribuição da carga, a partir das lâminas danificadas para as lâminas vizinhas. A tensão longitudinal trativa nas lâminas orientadas a 90° , em relação à x , aumenta junto com a contração lateral destas lâminas, devido ao efeito de Poisson. As fibras das lâminas orientadas a 0° impedem essa contração, sendo submetidas à tensões compressivas e, em decorrência disso, ocorrem tensões transversais trativas nas lâminas orientadas a 90° , que produzem a falha na segunda lâmina. Então, trincas verticais surgem na matriz das lâminas orientadas a 90° (Figura 15-B).

Agora, sendo ainda capaz de suportar carga, o laminado pode ser carregado até a falha da fibra nas lâminas orientadas a 90° , marcando a falha final do laminado (Figura 15-C).

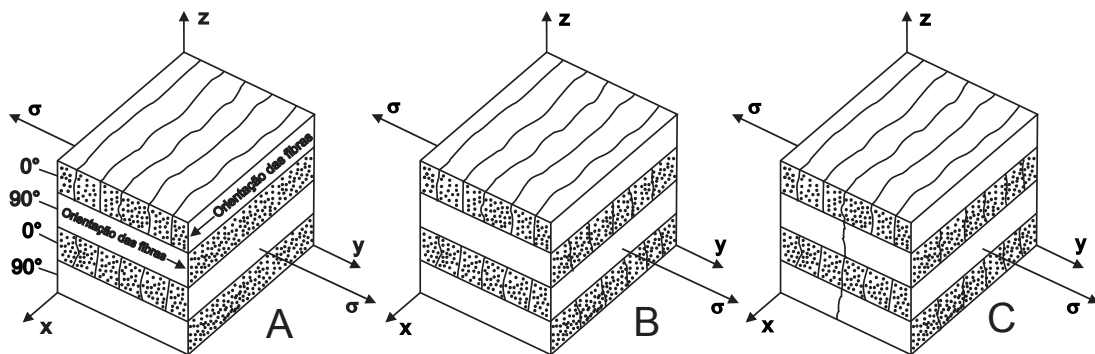


Figura 15 – Seção de um laminado balanceado $0^\circ/90^\circ$ sob carga crescente: A - Falha na primeira lâmina (falha na matriz das lâminas orientadas a 0°), B - Falha na segunda lâmina (falha na matriz das lâminas orientadas a 90°) e C - Falha final (falha da fibra nas lâminas orientadas a 90°) [29]

2.3.3 Modelagem de danos em compósitos

As abordagens para modelagem de danos, empregadas no estudo e projeto de materiais compósitos, estão indicadas abaixo [31,32]:

- Critério de falha;
- Método do desconto das lâminas;
- Mecânica do dano contínuo;
- Mecânica da fratura;
- Plasticidade.

Os critérios de falha foram, inicialmente, desenvolvidos para compósitos com fibras unidirecionais. Seu emprego em laminados compósitos permite identificar a falha na primeira lâmina. Normalmente, um projeto de um laminado compósito, baseado apenas no emprego de um critério de falha, é visto ser conservativo, pois ignora a capacidade de reserva de resistência após a falha inicial. Não sendo a falha catastrófica, uma análise de falha progressiva deve ser conduzida a partir desse ponto, empregando o método do desconto das lâminas ou a mecânica do dano contínuo. O item 2.3.3.3 trata destas abordagens com maior profundidade.

Embora também possa ser empregada com materiais compósitos, a mecânica da fratura é uma abordagem que não pode ser facilmente incorporada à metodologia de falha progressiva porque sua aplicação requer a presença de um defeito inicial. Uma possível solução seria usar uma abordagem híbrida, através do uso de um critério de falha para determinar o início da falha e a mecânica da fratura, para obter a propagação da falha. Outra abordagem, que apresenta limitações em seu emprego, é a plasticidade, que é adequada apenas para compósitos termoplásticos [31].

2.3.3.1 Critérios de falha

A avaliação do comportamento mecânico de um material, por meio de um critério de falha, determina que este material conserve suas propriedades, enquanto as grandezas observadas não excederem os valores últimos. No caso da plasticidade, por exemplo, a propriedade é a elasticidade do material (ausência de deformações permanentes) e as grandezas observadas são o campo de tensões ou o de deformações; no caso da resistência, a propriedade é a integridade do material (ausência de ruptura) e as grandezas observadas são igualmente as tensões.

O critério traduz, por conseguinte, uma forma binária do fenômeno e não destaca o aspecto evolutivo deste último. Assim, um critério de falha é caracterizado pelo conhecimento de uma função escalar, φ , que depende do tensor das tensões $\sigma = (\sigma_{ij})$. Não há ruptura do material enquanto as tensões que reinam neste último não excederem as tensões limite, ou seja, enquanto a seguinte desigualdade for satisfeita [33]:

$$\varphi(\sigma) \leq 1 \quad (3)$$

Quando a igualdade é satisfeita, obtemos o envelope de falha ou a superfície limite. Tal abordagem da ruptura não faz nenhuma menção aos mecanismos evolutivos dos danos, não leva em consideração nem a degradação causada por um carregamento, nem a fadiga sofrida pelo material decorrente de carregamentos repetidos. Embora seja imperfeita, esta ferramenta é extremamente útil para o dimensionamento das estruturas pela sua relativa simplicidade. Duas dificuldades são, contudo, inerentes a esta abordagem: a primeira reside na escolha da função φ , a segunda tem a ver com a determinação dos parâmetros que fixam este último.

As teorias macromecânicas de falha para compósitos têm sido propostas a partir da extensão e adaptação das teorias de escoamento para materiais isotrópicos, levando em consideração a anisotropia na rigidez e resistência do compósito [34].

O propósito dos critérios de falha é determinar a resistência e o modo de falha de um compósito unidirecional ou lâmina em um estado de tensões combinadas. Todos os critérios de falha existentes para a lâmina são basicamente fenomenológicos, em que não é feita uma descrição detalhada do processo de falha. Além disso, são todos baseados na análise linear elástica, e a maioria deles foi desenvolvida para materiais ortotrópicos submetidos a um estado biaxial de tensões [25]. Todos os critérios de falha podem ser expressos em termos de parâmetros básicos de resistência, referentes aos eixos principais do material, conforme mostrado a seguir [34]:

- Limite de resistência à tração longitudinal, σ_1^+ ou X ou F_{1t} ;
- Limite de resistência à compressão longitudinal, σ_1^- ou X' ou F_{1c} ;
- Limite de resistência à tração transversal à fibra, σ_2^+ ou Y ou F_{2t} ;
- Limite de resistência à compressão transversal à fibra, σ_2^- ou Y' ou F_{2c} ;
- Limite de resistência ao cisalhamento, τ_{12} ou S ou F_{12} .

Alguns critérios não consideram a interação dos componentes da tensão, enquanto que outros o consideram em graus variados. Alguns critérios que consideram a interação requerem propriedades de resistência adicionais, obtidas por ensaios biaxiais de tensão [34].

Os critérios de falha para uma lâmina podem ser categorizados em três grupos [25]:

- Critérios de falha independentes: Estes critérios predizem o modo e a carga de falha pela comparação entre as tensões na lâmina σ_1 , σ_2 e τ_{12} (ou deformações ε_1 , ε_2 , e γ_{12}) com os limites de resistência, separadamente. Não é considerada nenhuma interação entre as tensões (ou deformações). Podemos citar, como exemplo, os critérios de máxima tensão e máxima deformação;

- Critérios de falha interativos: Estes critérios predizem a carga de falha utilizando uma equação polinomial quadrática ou de ordem mais elevada, envolvendo todos os componentes das tensões (ou deformações). A falha é assumida quando a equação é satisfeita. O modo de falha é determinado indiretamente pela comparação entre as relações tensão/limite de resistência. Podemos citar, como exemplo, os critérios de Tsai-Hill e Tsai-Wu;

- Critérios parcialmente interativos: Estes critérios separam o critério de falha da matriz do critério de falha da fibra. As equações podem ser dependentes de um ou mais componentes da tensão. Portanto, a interação da tensão varia de critério para critério dentro deste grupo. Se a equação de falha contém somente um componente da tensão, então o modo de falha corresponde à direção do componente considerado. Do contrário, o modo de falha pode ser determinado como é feita com os critérios interativos por comparação da razão tensão/limite de resistência da equação satisfeita. Podemos citar, como exemplo, os critérios de Hashin-Rotem e Hashin.

A seguir, é apresentado um inventário dos principais critérios de falha empregados na indústria [25,35].

2.3.3.1.1 Critério de máxima tensão

De acordo com o critério de máxima tensão, a falha ocorre quando pelo menos um componente da tensão, ao longo de um eixo principal do material, excede o limite de resistência correspondente àquela direção. As tensões atuantes na lâmina são resolvidas ao longo dos eixos principais do material (σ_1 , σ_2 e τ_{12}) e a condição de falha é expressa na forma de três sub-critérios [34]:

$$\sigma_1 = \begin{cases} F_{1t} & \text{quando } \sigma_1 > 0 \\ -F_{1c} & \text{quando } \sigma_1 < 0 \end{cases}$$

$$\sigma_2 = \begin{cases} F_{2t} & \text{quando } \sigma_2 > 0 \\ -F_{2c} & \text{quando } \sigma_2 < 0 \end{cases} \quad (4)$$

$$|\tau_{12}| = F_{12}$$

O envelope de falha para o critério de máxima tensão pode ser representado de acordo com a Figura 16.

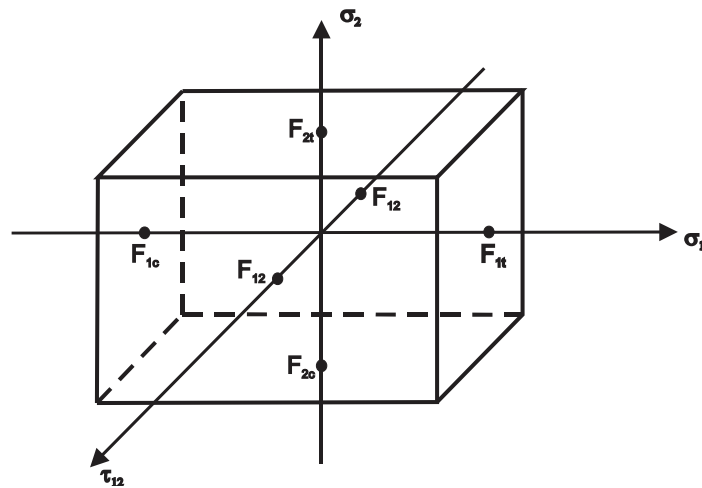


Figura 16 – Envelope de falha do critério de máxima tensão

O envelope de falha do critério de máxima tensão é delimitado pelas interseções das curvas dadas pelos sub-critérios, conforme visto na Figura 16. Para um estado de tensão plana ($\tau_{12} = 0$), o envelope de falha assume a forma de um retângulo.

Zinoviev *et al.* [36] utilizaram o critério de máxima tensão na predição do comportamento de falha de uma série de laminados carbono-epóxi (AS4/3501-6 e T300/914C) e fibra de vidro-epóxi (tipo-E/LY556 e tipo-E/MY750). Foi obtida uma predição satisfatória entre o modelo teórico e os dados experimentais disponíveis a partir de testes biaxiais. Para grande parte dos casos, foram encontradas boas correlações na predição até a falha final. Segundo Hinton *et al.* [37] este critério foi um dos que ofereceram melhor predição para eventos de falha inicial em laminados multidirecionais e um bom ajuste com os envelopes de falha final experimentais para todos os laminados multidirecionais.

2.3.3.1.2 Critério de máxima deformação

O critério de máxima deformação é similar ao critério de máxima tensão. A falha ocorre quando pelo menos um componente da deformação, ao longo de um eixo principal do material, excede a deformação limite naquela direção. Este critério é expresso na forma de três sub-critérios [34]:

$$\begin{aligned}\varepsilon_1 &= \begin{cases} \varepsilon_{1t}^u & \text{quando } \varepsilon_1 > 0 \\ \varepsilon_{1c}^u & \text{quando } \varepsilon_1 < 0 \end{cases} \\ \varepsilon_2 &= \begin{cases} \varepsilon_{2t}^u & \text{quando } \varepsilon_2 > 0 \\ \varepsilon_{2c}^u & \text{quando } \varepsilon_2 < 0 \end{cases} \\ |\gamma_{12}| &= 2|\varepsilon_{12}| = \gamma_{12}^u\end{aligned}\tag{5}$$

O envelope de falha para o critério de máxima deformação pode ser representado de acordo com a Figura 17.

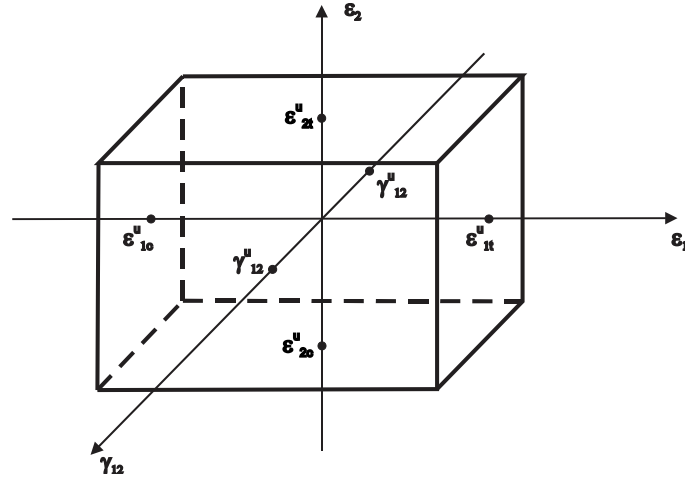


Figura 17 – Envelope de falha do critério de máxima deformação

Para aplicar essa teoria a um dado estado plano de tensões, os componentes da tensão ao longo dos eixos principais do material σ_1 , σ_2 e τ_{12} são primeiro obtidos pela transformação da tensão e, então, as correspondentes componentes de deformação ε_1 , ε_2 e γ_{12} são obtidas por meio das relações tensão-deformação da lâmina [34].

$$\begin{aligned}\varepsilon_1 &= \frac{\sigma_1}{E_1} - \nu_{21} \frac{\sigma_2}{E_2} = \frac{1}{E_1} (\sigma_1 - \nu_{12} \sigma_2) \\ \varepsilon_2 &= \frac{\sigma_2}{E_2} - \nu_{12} \frac{\sigma_1}{E_1} = \frac{1}{E_1} (\sigma_2 - \nu_{21} \sigma_1) \\ \gamma_{12} &= \frac{\tau_{12}}{G_{12}}\end{aligned}\quad (6)$$

As deformações limite para a lâmina, obtidas por ensaio uniaxial ou cisalhamento puro, estão relacionadas aos parâmetros básicos de resistência da seguinte forma:

$$\varepsilon_{1t}^u = \frac{F_{1t}}{E_1}; \quad \varepsilon_{1c}^u = \frac{F_{1c}}{E_1}; \quad \varepsilon_{2t}^u = \frac{F_{2t}}{E_2}; \quad \varepsilon_{2c}^u = \frac{F_{2c}}{E_2}; \quad \gamma_{12}^u = \frac{F_{12}}{G_{12}} \quad (7)$$

Assim, os sub-critérios de falha podem ser escritos em termos de tensões [34]:

$$\begin{aligned}\sigma_1 - \nu_{12}\sigma_2 &= \begin{cases} F_{1t} & \text{quando } \varepsilon_1 > 0 \\ -F_{1c} & \text{quando } \varepsilon_1 < 0 \end{cases} \\ \sigma_2 - \nu_{21}\sigma_1 &= \begin{cases} F_{2t} & \text{quando } \varepsilon_2 > 0 \\ -F_{2c} & \text{quando } \varepsilon_2 < 0 \end{cases} \\ |\tau_{12}| &= F_{12}\end{aligned}\quad (8)$$

O critério de máxima deformação admite alguma interação entre as tensões devido ao efeito de Poisson. Em virtude disso, o envelope de falha para o estado de tensão plana com $\tau_{12} = 0$, tem a forma de um paralelogramo com seu centro fora da origem do sistema de coordenadas σ_1 - σ_2 (Figura 18). A inclinação maior na direção vertical é devida a $\nu_{12} \gg \nu_{21}$ [25,34].

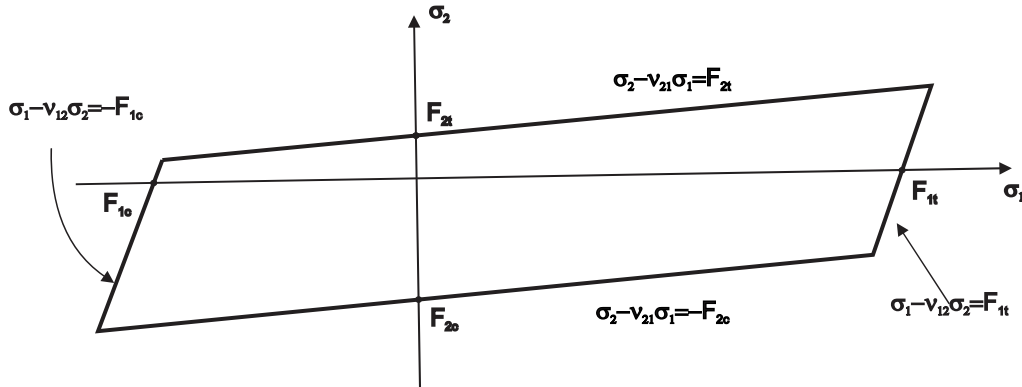


Figura 18 – Envelope de falha para o plano σ_1 - σ_2 [34]

Segundo Sun *et al.* [25], para os planos $\sigma_1 - \tau_{12}$ e $\sigma_2 - \tau_{12}$ os critérios de máxima tensão e máxima deformação predizem resultados idênticos. Entretanto, para um carregamento biaxial no plano $\sigma_1 - \sigma_2$ estes dois critérios diferem significativamente. O critério de máxima deformação prediz que para a tensão longitudinal de tração, σ_1 , a tensão transversal de tração, σ_2 , seria maior que F_{2t} para a falha do compósito. Especificamente, para σ_1 próximo de F_{1t} , o σ_2 necessário para

causar a falha seria de aproximadamente $2F_{2t}$. Se a resistência transversal do compósito é controlada pela resistência interfacial fibra/matriz, então isto não é possível. Assim, foi concluído por Sun *et al.* [25] que o critério de máxima deformação não é adequado para predição da falha transversal na matriz quando σ_1 esteja presente.

2.3.3.1.3 Critério de Tsai-Hill

Em contraste aos critérios de máxima tensão e deformação, o critério de Tsai-Hill incorpora a interação entre as tensões principais e as combina em uma simples expressão. A falha ocorrerá quando a seguinte expressão atingir a unidade [34]:

$$\frac{\sigma_1^2}{F_1^2} + \frac{\sigma_2^2}{F_2^2} + \frac{\tau_{12}^2}{F_{12}^2} - \frac{\sigma_1\sigma_2}{F_1^2} = 1 \quad (9)$$

A equação (9) não faz distinção entre os limites de resistência à tração e compressão. Entretanto, valores apropriados de tensão limite de resistência podem ser usados nessa equação, de acordo com os sinais das tensões normais σ_1 e σ_2 [34]. Então:

$$F_1 = \begin{cases} F_{1t} & \text{quando } \sigma_1 > 0 \\ F_{1c} & \text{quando } \sigma_1 < 0 \end{cases} \quad (10)$$

$$F_2 = \begin{cases} F_{2t} & \text{quando } \sigma_2 > 0 \\ F_{2c} & \text{quando } \sigma_2 < 0 \end{cases}$$

O envelope de falha para o critério de Tsai-Hill é uma superfície fechada no espaço das tensões (σ_1, σ_2 e τ_{12}). Considerando que o termo $\frac{\tau_{12}}{F_{12}}$ seja constante na equação (9) e as tensões limite de resistência indicadas na equação (10), a equação (9) representa quatro arcos elípticos reunidos no plano σ_1 - σ_2 , conforme Figura 19.

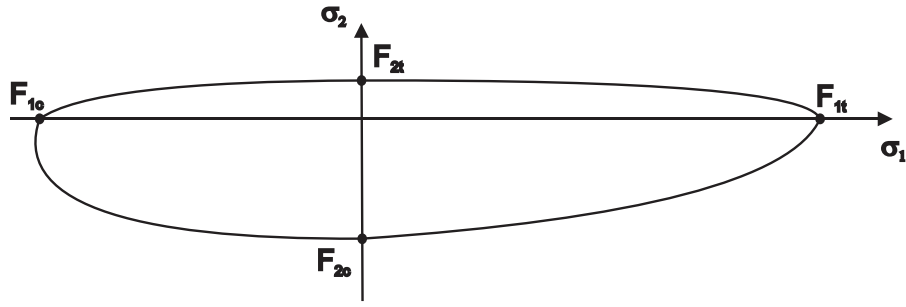


Figura 19 – Envelope de falha do critério de Tsai-Hill [25]

2.3.3.1.4 Critério de Tsai-Wu

O critério proposto por Tsai-Wu baseia-se na formulação sugerida, inicialmente, por Gol'denblat e Kopnov representada por tensores polinomiais. Tsai-Wu propuseram uma modificação no trabalho de Gol'denblat e Kopnov, assumindo a existência de uma superfície de falha no espaço das tensões. Essa superfície é descrita pela seguinte expressão [34]:

$$f_i \sigma_i + f_{ij} \sigma_i \sigma_j = 1 \quad (11)$$

onde f_i, f_{ij} são tensores de segunda e quarta ordem, respectivamente, e $i, j = 1, 2, \dots, 6$.

Na forma expandida e para um estado plano de tensões, o critério de Tsai-Wu é expresso como:

$$f_1 \sigma_1 + f_2 \sigma_2 + f_6 \tau_6 + f_{11} \sigma_1^2 + f_{22} \sigma_2^2 + f_{66} \tau_6^2 + 2f_{12} \sigma_1 \sigma_2 + 2f_{16} \sigma_1 \tau_6 + 2f_{26} \sigma_2 \tau_6 = 1 \quad (12)$$

Os termos lineares nesta expressão (equação 12) permitem a distinção entre a resistência à tração e compressão. O termo f_{12} considera a interação entre as tensões normais σ_1 e σ_2 . Desde que a resistência de uma lâmina carregada sob cisalhamento puro (τ_6), ao longo dos eixos principais do material, é independente do sinal da tensão cisalhante, todos os termos lineares em τ_6 devem desaparecer ($f_6 = f_{16} = f_{26} = 0$). Então, o critério de Tsai-Wu fica da seguinte forma [34]:

$$f_1\sigma_1 + f_2\sigma_2 + f_{11}\sigma_1^2 + f_{22}\sigma_2^2 + f_{66}\tau_6^2 + 2f_{12}\sigma_1\sigma_2 = 1 \quad (13)$$

onde:

$$f_1 = \frac{1}{F_{1t}} - \frac{1}{F_{1c}}; \quad f_{11} = \frac{1}{F_{1t}F_{1c}}; \quad f_2 = \frac{1}{F_{2t}} - \frac{1}{F_{2c}}; \quad f_{22} = \frac{1}{F_{2t}F_{2c}}; \quad f_{66} = \frac{1}{F_{12}^2} \quad (14)$$

f_{12} = determinado experimentalmente

O envelope de falha para o critério de Tsai-Wu é representado por uma superfície contínua na forma de um elipsóide [32] no espaço das tensões (σ_1, σ_2 e τ_6) e que no caso de tensão plana ($\tau_6 = 0$) forma uma elipse perfeita (Figura 20).

Numa análise crítica entre os critérios de Tsai-Hill e Tsai-Wu, pode-se observar que para o estado de tensão plana a diferença existente entre estes dois critérios está apenas nos termos lineares [34].

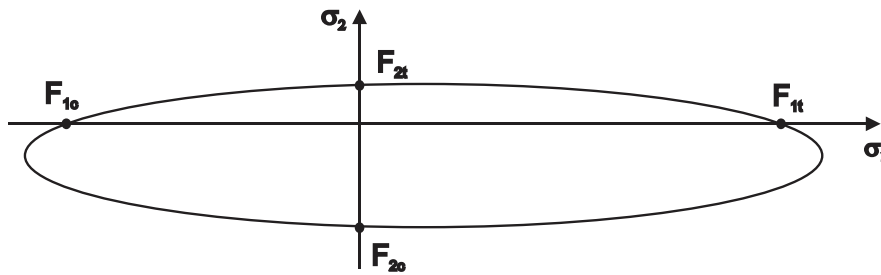


Figura 20 – Envelope de falha do critério de Tsai-Wu [33]

Sun *et al.* [25] argumenta que em virtude dos diferentes mecanismos de falha em tração e compressão, não existe razão alguma para que um envelope de falha de uma lâmina seja descrito por uma única equação, como sugerido pelo critério de Tsai-Wu. Ainda, segundo Sun *et al.* [25] é difícil argumentar que, por exemplo, a falha de um compósito sob tração biaxial deveria depender de suas propriedades de resistência à compressão e vice-versa. Embora matematicamente conveniente, o critério de Tsai-Wu pode conduzir a predições de falha não realísticas. Como mostrado na Figura 20, o critério de Tsai-Wu sugere que as tensões compressivas σ_2 aumentariam a resistência longitudinal do compósito.

2.3.3.1.5 Critério de Hashin e Hashin-Rotem

Duas propostas de critérios de falha para materiais compósitos fibrosos, que estão associados com Hashin, podem ser encontradas na literatura. A primeira publicada em 1973 é conhecida como o critério de falha de Hashin-Rotem. Este critério prediz a falha quando uma das seguintes equações é satisfeita [35]:

Falha da fibra em tração

$$\sigma_{11} = X, \text{ se } \sigma_{11} > 0$$

Falha da fibra em compressão

$$\sigma_{11} = -X', \text{ se } \sigma_{11} < 0$$

Falha da matriz em tração

$$\left(\frac{\sigma_{22}}{Y} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S} \right)^2 = 1$$

(15)

Falha da matriz em compressão

$$\left(\frac{\sigma_{22}}{Y'} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S} \right)^2 = 1$$

Em 1980, Hashin reexaminou o critério anterior e estabeleceu algumas modificações. As mudanças efetuadas deram origem ao critério de falha conhecido como critério de Hashin para o estado biaxial e triaxial de tensões. Para o caso de tensão plana, o critério de falha de Hashin fica da seguinte forma [35]:

Falha da fibra em tração

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S}\right)^2 = 1, \text{ se } \sigma_{11} > 0$$

Falha da fibra em compressão

$$\sigma_{11} = -X', \text{ se } \sigma_{11} < 0$$

Falha da matriz em tração

(16)

$$\left(\frac{\sigma_{22}}{Y}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S}\right)^2 = 1, \text{ se } \sigma_{22} > 0$$

Falha da matriz em compressão

$$\left(\frac{\sigma_{22}}{2S_T}\right)^2 + \left[\left(\frac{Y'}{2S_T}\right) - 1\right] \frac{\sigma_{22}}{Y'} + \left(\frac{\tau_{12}}{S}\right)^2 = 1, \text{ se } \sigma_{22} < 0$$

onde S_T é a resistência ao cisalhamento transversal.

Segundo Dávila e Camanho [38] numerosos estudos conduzidos por mais de uma década, indicam que as interações entre as tensões propostas por Hashin nem sempre se ajustam aos resultados experimentais, especialmente no caso da compressão da matriz ou da fibra. É bem conhecido, por exemplo, que a compressão transversal moderada ($\sigma_{22} < 0$) aumenta a resistência cisalhante aparente de uma lâmina, o que não é predito pelo critério de Hashin. Além disso, o critério de compressão da fibra de Hashin não considera os efeitos do cisalhamento no plano, o que reduz significativamente a resistência à compressão efetiva de uma lâmina.

2.3.3.2 Análise de falha progressiva

Numa abordagem considerando a análise de falha progressiva em um laminado, após a falha de uma lâmina, as tensões e deformações nas lâminas remanescentes aumentam e a rigidez do laminado é reduzida. Na análise de falha na primeira lâmina e das falhas das lâminas subsequentes, a matriz de rigidez para as lâminas que falharam e a correspondente matriz de rigidez do laminado deve ser modificada, após cada lâmina que falha, para refletir os efeitos das falhas na resposta do material (Figura 21).

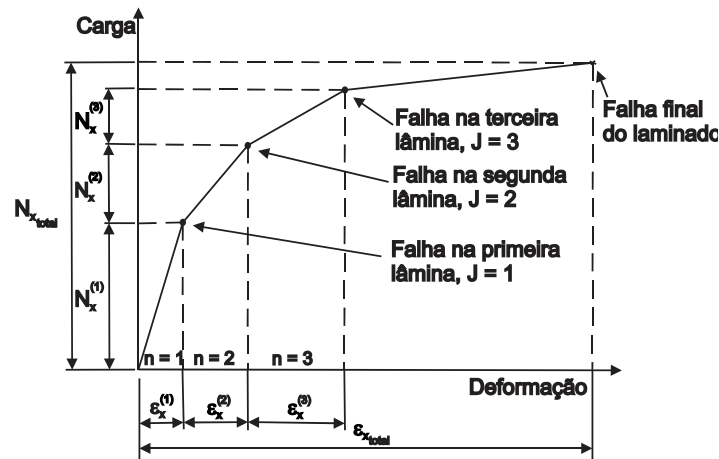


Figura 21 – Curva carga-deformação para um laminado carregado uniaxialmente mostrando a falha nas lâminas [39]

A força total e os momentos para um determinado Joelho (J) da curva estão relacionados às forças e momentos correspondentes a uma lâmina n desta (onde $n \leq J$), através do somatório [39]:

$$\begin{Bmatrix} N \\ M \end{Bmatrix}_{TOTAL} = \sum_{n=1}^J \begin{Bmatrix} N^{(n)} \\ M^{(n)} \end{Bmatrix} \quad (17)$$

onde o sobrescrito (n) em um parâmetro denota o valor particular daquele parâmetro associado com uma lâmina n . As deformações e curvaturas no plano médio correspondente são dadas por :

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon^0 \\ k \end{Bmatrix}_{TOTAL} = \sum_{n=1}^J \begin{Bmatrix} \varepsilon^{0(n)} \\ k^{(n)} \end{Bmatrix} \quad (18)$$

A relação carga-deformação para uma lâmina n pode ser aproximada pela seguinte equação:

$$\begin{Bmatrix} N^{(n)} \\ M^{(n)} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A^{(n)} & B^{(n)} \\ B^{(n)} & D^{(n)} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon^{0(n)} \\ k^{(n)} \end{Bmatrix} \quad (19)$$

onde $[A^{(n)}]$, $[B^{(n)}]$ e $[D^{(n)}]$ são as matrizes de rigidez extensional, de acoplamento flexão-extensão e de rigidez à flexão e torção, respectivamente, modificadas após a lâmina ($n-1$) que falhou. As fórmulas para o cálculo dessas matrizes se encontra no item 2.4.2.

2.3.3.3 Modelos de degradação da rigidez

Se a falha é detectada em uma lâmina particular do material compósito, as propriedades da lâmina devem ser ajustadas de acordo com o modelo de degradação do material. Alguns modelos de degradação do material, após a falha inicial, têm sido propostos para análise de falha progressiva [26]. Muitos destes modelos de degradação do material recaem em três categorias: descarregamento instantâneo, descarregamento gradual ou falha da camada à tensão constante. A Figura 22 mostra estas três categorias.

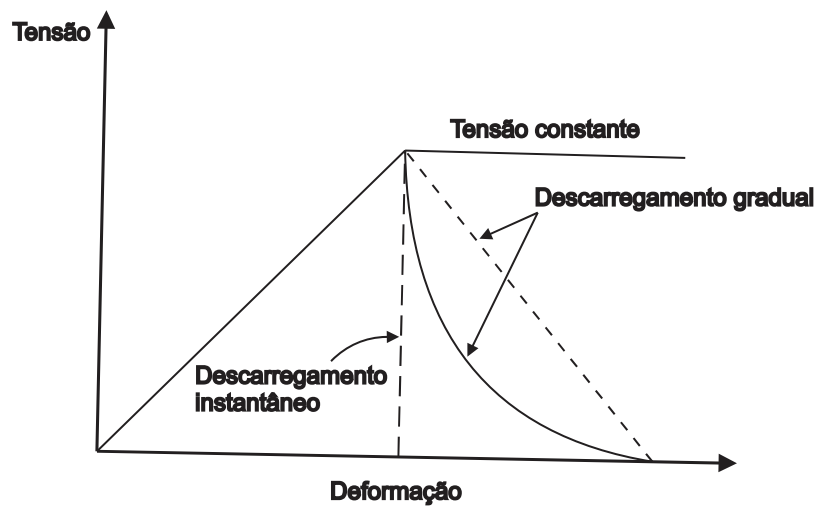


Figura 22 – Degradação após falha em um laminado compósito [26]

Para o caso do descarregamento instantâneo, a propriedade do material associada com o modo de falha é degradada instantaneamente a zero. Para o caso de descarregamento gradual, a propriedade do material associada com o modo de falha é degradada gradualmente até atingir zero. Para o caso da tensão constante, as propriedades do material associadas com o modo de falha são degradadas, de tal forma que o material não possa suportar carregamento adicional [26].

A degradação da rigidez é, usualmente, realizada promovendo a redução das propriedades elásticas nas camadas, tipicamente reduzindo E_1 para falha nas fibras e E_2 e G_{12} para falha transversal ou por cisalhamento na matriz, de forma repentina ou progressiva [40].

Para fissuração transversal na matriz, a degradação progressiva das propriedades elásticas tem uma boa base física, desde que ela representa a acumulação progressiva de trincas transversais até que a densidade de saturação de trinca seja atingida. Se as trincas na matriz são discretas, a porção entre duas trincas numa lâmina que falhou, ainda contribui substancialmente para a rigidez do laminado. É óbvio que uma redução drástica na rigidez da lâmina, se assumida ser verdadeira sobre todo o laminado, vai sobre-estimar a deformação última do laminado. Ou seja, ao invés de reduzir o módulo de forma repentina após a falha de uma camada, uma função não linear tal como uma função exponencial pode ser usada para gradualmente reduzir estes valores. Esta abordagem de redução progressiva pode modelar certos laminados melhor do que outros, ou seja, aqueles laminados em que a falha é dominada pela matriz [25,40].

Para muitos compósitos dominados pelas fibras, a redução da constante de rigidez diretamente a zero, após o correspondente modo de falha, é simples e inequívoco. Nestes compósitos, os efeitos das trincas na matriz sobre a rigidez de todo o laminado são, usualmente, muito pequenos. Então, é razoável estimar a deformação última do laminado usando as relações tensão-deformação do laminado novo e as tensões de falha obtidas a partir da análise de falha do laminado [25].

Vários modelos de degradação de material têm sido propostos para estruturas produzidas em compósitos laminados. Estes modelos podem ser categorizados em dois grupos: modelos heurísticos, baseados na degradação do material através do desconto das lâminas que apresentam algum dano ou modelos baseados na mecânica do dano contínuo [32].

Nos modelos baseados no desconto das lâminas danificadas, uma ou mais propriedades do material (ou componentes constitutivos) da região com dano é igualado à zero ou reduzido a uma fração dos seus valores originais. Fatores de degradação são utilizados para definir uma porcentagem da rigidez retida pelo material.

Sleight [26] descreve uma simples estratégia para realizar a degradação gradual das propriedades do material através da abordagem do desconto das lâminas com dano, conforme a seguir:

$$\begin{aligned}
 E_{11_{novo}} &= \alpha E_{11_{prévio}} \\
 E_{22_{novo}} &= \alpha E_{22_{prévio}} \\
 G_{12_{novo}} &= \alpha G_{12_{prévio}} \\
 \nu_{12_{novo}} &= \alpha \nu_{12_{prévio}} \\
 \nu_{21_{novo}} &= 0
 \end{aligned} \tag{20}$$

onde $\alpha = 10^{-n}$ ($0 \leq n \leq 20$, n = número inteiro)

Para $n = 0$, as propriedades não são degradadas. Contudo, se $n = -1$ as propriedades do material são degradadas em 10% a cada vez que uma falha ocorre.

O modelo de Sleight [26] foi usado para prever a resposta não linear e a falha de estruturas em laminado compósito. Foram usados elementos de placa e casca C^1 baseados na teoria clássica da laminação para calcular as tensões no plano. A metodologia foi implementada dentro de um código de análise por elementos finitos chamado COMET (“*Computational Mechanics Testbed*”).

Knight [32] também implementou um modelo de degradação de material, baseado na abordagem do desconto das lâminas através de uma sub-rotina (UMAT). Os termos da matriz de rigidez elástica do material são degradados da seguinte forma:

$$C_{ij}^{Degrado} = \beta_I C_{ij}^0 \quad (21)$$

onde os fatores de degradação β_I são definidos para três modos de falha: fator de degradação para falha em tração β_T , fator de degradação para falha em compressão β_C e fator de degradação para falha por cisalhamento β_S .

De acordo com Knight [32] esses fatores de degradação podem ser aplicados numa única vez com valores típicos de degradação, que variam entre 10^{-6} a 0,8 ou podem ser empregados de maneira recursiva.

Antoniou *et al.* [41] validaram um modelo que emprega ambos os conceitos de falha repentina (descarregamento instantâneo) e falha gradual. O modelo é dividido em modos de falha.

O modelo implementado por Antoniou *et al.* [41], foi validado por comparação, com os dados experimentais obtidos a partir de testes com carregamento biaxial de amostras tubulares. Nesse modelo, ocorre um descarregamento instantâneo para falha na fibra (“*Fiber fracture – FF*”) em tração ou compressão, adotando fatores de degradação na ordem de 10^{-10} com o propósito de manter a estabilidade numérica. Para a matriz, o modelo está dividido em três modos de falha chamados de falha entre fibras (“*Inter fiber fracture – IFF*”), sendo utilizadas as duas formas de degradação (gradual e repentina). As propriedades do material são degradadas da seguinte forma:

Modo de Falha

$$\begin{aligned}
 & E_1^{(i+1)} = 10^{-10} \cdot E_1^{(falha)} \\
 \text{FF}_T \text{ ou } \text{FF}_C & E_2^{(i+1)} = 10^{-10} \cdot E_{2t}^{(falha)} \\
 & G_{12}^{(i+1)} = 10^{-10} \cdot G_{12t}^{(falha)} \\
 \text{IFF}_A - \text{Tração} & E_2^{(i+1)} = \eta(i) \cdot E_{2t}^{(i)} \\
 & G_{12}^{(i+1)} = \eta(i) \cdot G_{12t}^{(i)} \\
 \text{IFF}_B - \text{Compressão} & G_{12}^{(i+1)} = \eta(i) \cdot G_{12t}^{(i)} \\
 & E_2^{(i+1)} = 10^{-10} \cdot E_{2t}^{(falha)} \\
 \text{IFF}_C - \text{Compressão} & G_{12}^{(i+1)} = 10^{-10} \cdot G_{12t}^{(falha)}
 \end{aligned} \tag{22}$$

Na equação (22), o início da degradação ocorre quando uma das condições limite para o critério de falha de Puck é atendida. O fator de degradação η é dado pela seguinte fórmula:

$$\eta = \frac{1-\eta_r}{1+c\left(\frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_2^{Falha}}-1\right)^\xi} + \eta_r \quad (23)$$

onde ε_2 indica a deformação transversal às fibras para uma determinada carga, enquanto que ε_2^{Falha} indica a deformação no momento do início da falha. O termo η_r especifica o valor da rigidez residual após a acumulação de danos (falha na matriz) atingir seu nível de saturação, sendo assumido valor zero para todos os modos de falha no trabalho de Antoniou *et al.* [41]. Os parâmetros c e ξ foram calibrados para predição da curva tensão-deformação, obtida experimentalmente a partir de teste com carregamento trativo, onde a acumulação de danos na matriz domina a performance do material.

Segundo Barbero e Cortes [42], o método de desconto das lâminas introduz um indesejável parâmetro empírico (fator de degradação), produzindo uma rigidez residual artificial no material que é função de diversos fatores. Desde que o nível de degradação depende, entre outras coisas, da densidade de trincas e sequência de empilhamento no laminado, uma avaliação precisa dos fatores de degradação é uma tarefa difícil e que dificulta sua implementação através de métodos numéricos na modelagem macroscópica dos danos [43].

A mecânica do dano contínuo é a abordagem mais usada para capturar o comportamento não linear dos laminados, devido à acumulação de danos [44]. Esta abordagem foi originalmente desenvolvida por Kachanov [45] e Rabotnov [46]. Nessa abordagem é introduzida uma variável de dano que representa a densidade superficial das descontinuidades no material e que leva diretamente ao conceito de tensão efetiva.

A tensão efetiva pode ser entendida como a tensão aplicada ao material em um estado fictício, no qual se encontra totalmente livre de dano e que, efetivamente, suporta as forças atuantes no material. Este estado é assumido ser mecanicamente equivalente ao estado de dano real do material, através de uma variável interna de dano. A variável interna de dano representa uma degradação média do material, a qual reflete os vários tipos de danos no nível microscópico como nucleação e crescimento de vazios, trincas, microtrincas e outros tipos de defeitos [47].

Consideremos, conforme Figura 23, um sólido com dano no qual um elemento de volume de tamanho suficientemente grande seja isolado, com respeito às não homogeneidades do meio, e imaginarmos que este elemento seja grosseiramente alargado.

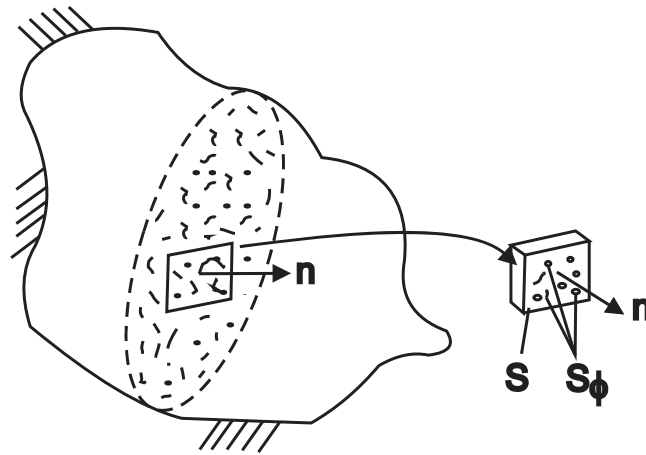


Figura 23 – Elemento com dano mostrando as áreas S , S_ϕ e o vetor normal $\mathbf{n}$ [48]

Considere S a área de uma seção do elemento de volume identificado pela sua normal $\mathbf{n}$. Sobre esta seção existem trincas e cavidades as quais constituem os danos no material. Considere agora $\bar{S}$ como sendo a área resistente efetiva ($\bar{S} < S$), levando em consideração as descontinuidades geométricas, a concentração de tensão em torno de cada descontinuidade e suas interações com defeitos vizinhos. Assim, teremos [48]:

$$S_\phi = S - \bar{S} \quad (24)$$

onde S_ϕ é a área total das descontinuidades presentes no material.

Considerando a hipótese de isotropia do dano, pode ser definida uma variável de dano escalar (D_n) com referência ao plano de normal $\mathbf{n}$ da seguinte forma [48]:

$$D_n = \frac{S_\phi}{S} \quad (25)$$

A partir da equação (25), podemos observar que a variável de dano assume valores dentro do intervalo $0 \leq D_n \leq 1$, sendo que $D_n = 0$ corresponde ao material íntegro e $D_n = 1$ indicando um estado de total degradação.

No caso de tração uniaxial, se F é a força aplicada sobre uma seção representativa do elemento de volume, a tensão nominal (σ) será:

$$\sigma = \frac{F}{S} \quad (26)$$

Na presença de um dano, a área resistente efetiva é obtida através das equações (24) e (25) da seguinte forma:

$$\bar{S} = S - S_\phi = S(1 - D_n) \quad (27)$$

Considerando que $\sigma S = \bar{\sigma} \bar{S}$ e substituindo na equação (27), teremos a equação para a tensão efetiva ($\bar{\sigma}$):

$$\bar{\sigma} = \frac{\sigma}{1 - D_n} \quad (28)$$

Por inspeção na equação (28) é possível notar que $\bar{\sigma} \geq \sigma$. A relação será $\bar{\sigma} = \sigma$ para um material íntegro ($D_n = 0$) e $\bar{\sigma} \rightarrow \infty$ no momento da falha ($D_n \rightarrow 1$).

Este conceito foi, posteriormente, generalizado para um estado de tensão tridimensional por Lemaitre [49] e Chaboche [50].

Matzenmiller *et al.* [51] propuseram um modelo constitutivo (modelo chamado MLT) baseado no uso da função de Weibull para descrever a natureza estatística dos defeitos internos e a resistência última de um feixe de fibras dentro de uma lâmina.

Shuecker e Pettermann [52] desenvolveram um modelo aplicado à lâmina, baseado na mecânica do dano contínuo para danos devido a modos de falha dominados pela matriz. Uma lei de evolução de danos escalar e uma relação tensorial foram definidos descrevendo o efeito de diferentes modos de falha sobre a rigidez do material.

O método Mori-Tanaka [53,54] foi usado para descrever fenomenologicamente a mudança do tensor flexibilidade, devido a mudança no material, de uma maneira termodinamicamente consistente.

Maimí *et al.* [55] propuseram um modelo de danos constitutivo que tem sua fundação na irreversibilidade termodinâmica para predição do início e crescimento de mecanismos de falha intralaminar em laminados compósitos sob tensão plana.

Donadon *et al.* [31] propuseram um modelo de falha que, de forma similar aos trabalhos publicados por Maimí *et al.* [55,56], utiliza uma abordagem unificada combinando mecânica do meio contínuo e mecânica da fratura, para a elaboração de uma lei de evolução de danos de uma maneira termodinamicamente consistente.

Mais recentemente, Flatscher and Pettermann [57] realizaram uma análise usando um modelo constitutivo aplicado à lâmina para simular a abertura de um furo numa amostra sujeita a um carregamento uniaxial de tração combinando dano e plasticidade.

2.4 Projeto de tubos compósitos

Durante a fase de projeto de um produto tubular compósito, o projetista tem a sua disposição diversas ferramentas de projeto para efetuar um bom dimensionamento mecânico. Entre as ferramentas empregadas para otimização de produtos tubulares compósitos, podemos citar: *Netting analysis*, teoria clássica dos laminados, análise por elementos finitos e os algoritmos genéticos e recozimento simulado (“*simulated annealing*”) [58]. Os sub-itens 2.4.1, 2.4.2 e 2.4.3 mostram, em detalhes, as três ferramentas de projeto mais empregadas para otimização de produtos compósitos tubulares.

2.4.1 Netting analysis

De acordo com a literatura, a forma mais simples de otimizar produtos tubulares compósitos é a utilização de uma ferramenta, ainda empregada pela indústria, conhecida como *Netting Analysis* [59]. Trata-se de uma técnica analítica muito simples, mas que apresenta algumas restrições. Nesta técnica, é assumido que toda a carga atuante no tubo compósito, submetido unicamente à pressão interna, é suportada somente pelas fibras, desprezando qualquer contribuição por parte da matriz e qualquer interação entre as fibras. O ângulo ótimo de enrolamento de $54,74^\circ$, obtido a partir desta técnica, é muito utilizado na construção de estruturas tubulares, em material compósito, submetidas a uma condição de carregamento em que a estrutura pressurizada possui as extremidades fechadas e sem a presença de suportes que restrinjam seu movimento axial durante operação. Esta condição de carregamento é típica em vasos de pressão e de possível ocorrência em dutos e tubulações industriais, desde que não existam suportes restritores que limitem seu movimento.

Para mostrar o princípio dessa técnica [60], vamos considerar um vaso de pressão fabricado por enrolamento filamentar com raio R e uma pressão interna P . Assumindo que o vaso seja formado apenas por camadas helicoidais com um ângulo de enrolamento $\pm\alpha^\circ$, uma tensão admissível na fibra σ_f e espessura t_f . A Figura 24 mostra as forças atuantes sobre uma camada $\pm\alpha^\circ$ na direção axial. A carga atuante N_x , é a força por unidade de comprimento na direção axial.

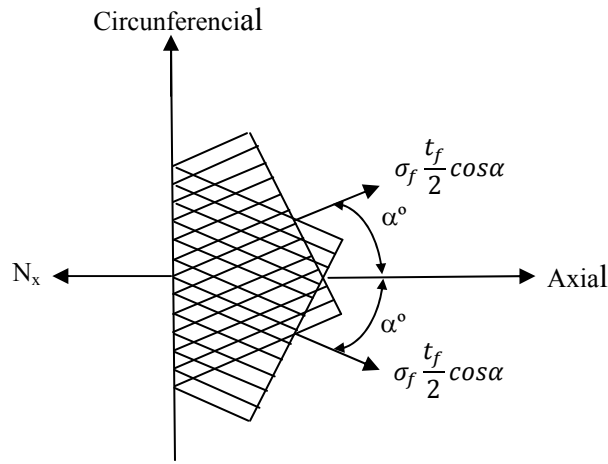


Figura 24 – Equilíbrio de forças na direção axial [60]

Somando as forças na direção axial, teremos:

$$N_x = \frac{PR}{2} = \sigma_f t_f \cos^2 \alpha \quad (29)$$

Colocando t_f em evidência, iremos obter a espessura necessária para suportar a pressão interna:

$$t_f = \frac{PR}{2\sigma_f \cos^2 \alpha} \quad (30)$$

A Figura 25 mostra as forças atuantes sobre uma camada $\pm\alpha^\circ$ na direção circunferencial. A carga atuante N_H , é a força por unidade de comprimento na direção circunferencial.

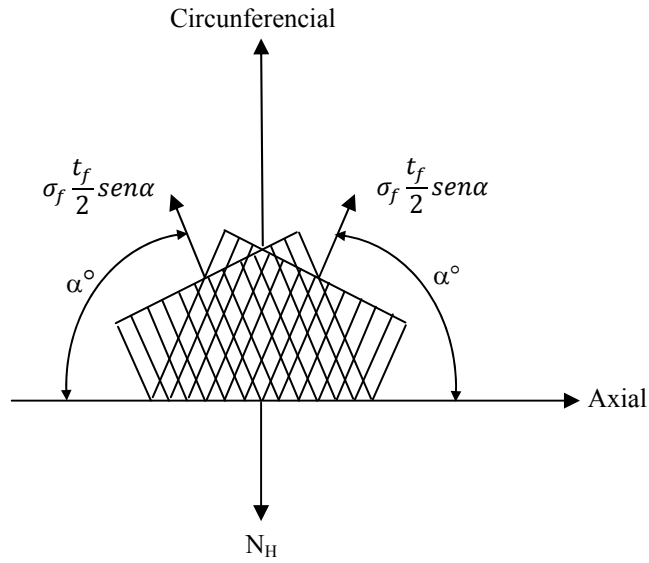


Figura 25 – Equilíbrio de forças na direção circunferencial [60]

Somando as forças na direção circunferencial, teremos:

$$N_H = PR = \sigma_f t_f \sin^2 \alpha \quad (31)$$

Novamente, colocando t_f em evidência, iremos obter a espessura necessária para suportar a pressão interna:

$$t_f = \frac{PR}{\sigma_f \sin^2 \alpha} \quad (32)$$

O ângulo ótimo de enrolamento será aquele que propicie a máxima pressão interna, considerando as duas direções. Para isso, é necessário igualar a equação (30) com a equação (32), resultando em $\tan^2 \alpha = 2$. Assim, o ângulo ótimo de enrolamento através dessa técnica será dado por $\alpha = \pm \arctan \sqrt{2}$. Efetuando esse cálculo, chega-se ao valor encontrado na literatura de $\alpha = \pm 54.74^\circ$.

Evans e Gibson [61] conduziram um cuidadoso estudo para conhecer porque a técnica de *Netting analysis* não oferece resultado satisfatório na predição do ângulo ótimo de enrolamento para produtos compósitos tubulares. Foi verificado através desse estudo, que o ângulo estável de inclinação das fibras, onde não ocorre nenhuma rotação da fibra com o aumento da deformação, difere do ângulo ideal indicado pela técnica de *Netting analysis*, porque esse ângulo é função da razão entre a rigidez da matriz e da fibra (E_T/E_L). Assim, a técnica de *Netting analysis* seria precisa somente quando a rigidez da matriz fosse muito pequena em relação ao reforço. Isto poderia surgir, por exemplo, no caso de mangueiras de borracha reforçada e, mais recentemente, tubos compósitos com matriz termoplástica.

2.4.2 Teoria clássica dos laminados

Diversos autores têm publicado trabalhos de análise de vasos de pressão, produzidos por enrolamento filamentar, através do emprego da teoria clássica dos laminados [62,63]. A solução analítica, baseada nesta teoria, para tubos compósitos carregados com pressão interna, será apresentada a seguir.

O emprego da teoria clássica dos laminados no projeto de tubos compósitos começa com o estabelecimento das relações constitutivas para uma lâmina, assumindo que esta seja um material ortotrópico homogêneo em um estado de tensão plana e onde as tensões interlaminares sejam desprezadas. A geometria de uma lâmina está mostrada na Figura 26.

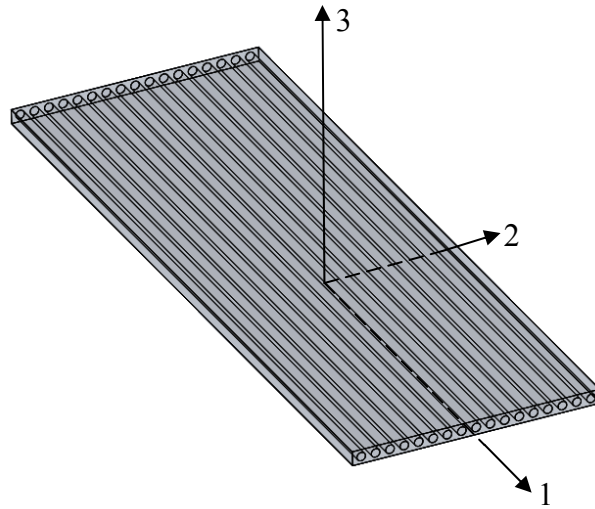


Figura 26 – Geometria de uma lâmina [62]

A lei de Hooke para um material homogêneo com propriedades ortotrópicas em um estado de tensão plana é:

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{21} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & 2Q_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \frac{1}{2}\gamma_{12} \end{bmatrix} \quad (33)$$

Os componentes da matriz de rigidez reduzida [Q] são:

$$Q_{11} = \frac{E_{11}}{(1 - \nu_{12}\nu_{21})}$$

$$Q_{22} = \frac{E_{22}}{(1 - \nu_{12}\nu_{21})}$$

(34)

$$Q_{21} = \frac{\nu_{21}E_{11}}{(1 - \nu_{12}\nu_{21})} = \frac{\nu_{12}E_{22}}{(1 - \nu_{12}\nu_{21})}$$

$$Q_{66} = G_{12}$$

onde E_{11} , E_{22} e G_{12} são os módulos de elasticidade e cisalhamento, respectivamente, nas direções principais 1-2 da lâmina. ν_{12} e ν_{21} são os coeficientes de Poisson.

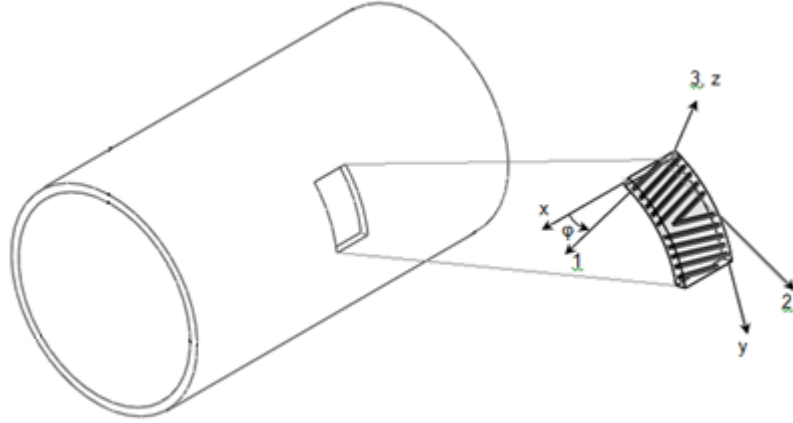


Figura 27 – Sistema de coordenadas do material (1,2,3) e local (x,y,z) [62]

As relações tensão-deformação na lâmina podem ser reescritas a partir do sistema de coordenadas local (Figura 27), conforme mostrado a seguir:

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{21} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{61} & \bar{Q}_{62} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} \quad (35)$$

onde os elementos da matriz de rigidez reduzida transformada $[\bar{Q}]$ são dados a seguir:

$$\begin{aligned} \bar{Q}_{11} &= Q_{11} \cos^4 \varphi + 2(Q_{12} + 2Q_{66}) \sin^2 \varphi \cos^2 \varphi + Q_{22} \sin^4 \varphi \\ \bar{Q}_{22} &= Q_{11} \sin^4 \varphi + 2(Q_{12} + 2Q_{66}) \sin^2 \varphi \cos^2 \varphi + Q_{22} \cos^4 \varphi \\ \bar{Q}_{12} &= (Q_{11} + Q_{22} - 4Q_{66}) \sin^2 \varphi \cos^2 \varphi + Q_{12} (\sin^4 \varphi + \cos^4 \varphi) \\ \bar{Q}_{66} &= (Q_{11} + Q_{22} - 2Q_{12} - 2Q_{66}) \sin^2 \varphi \cos^2 \varphi + Q_{66} (\sin^4 \varphi + \cos^4 \varphi) \\ \bar{Q}_{16} &= (Q_{11} - Q_{12} - 2Q_{66}) \sin \varphi \cos^3 \varphi + (Q_{12} - Q_{22} + 2Q_{66}) \sin^3 \varphi \cos \varphi \\ \bar{Q}_{26} &= (Q_{11} - Q_{12} - 2Q_{66}) \sin^3 \varphi \cos \varphi + (Q_{12} - Q_{22} + 2Q_{66}) \sin \varphi \cos^3 \varphi \end{aligned} \quad (36)$$

Da mesma forma que em uma lâmina, podemos estabelecer as relações tensão-deformação para o laminado. As tensões podem ser obtidas através da equação:

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix}_K = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{21} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{61} & \bar{Q}_{62} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix}_K \begin{bmatrix} \varepsilon_x^\circ \\ \varepsilon_y^\circ \\ \gamma_{xy}^\circ \end{bmatrix} + z \begin{bmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{bmatrix} \quad (37)$$

onde K é uma lâmina genérica no tubo compósito. $\varepsilon_x^\circ, \varepsilon_y^\circ$ e γ_{xy}° são a deformação da superfície média e z é a coordenada medida a partir da superfície média do laminado. κ_x, κ_y e κ_{xy} são as curvaturas.

A equação (37) define as tensões atuantes sobre qualquer lamina em termos de deformações e curvaturas na superfície média. Para encontrar as forças resultantes atuando no tubo compósito, a equação (37) deve ser integrada ao longo da espessura do tubo compósito (direção z). Por sua vez, os momentos resultantes atuando no tubo compósito são encontrados pela integração, também ao longo da espessura multiplicada pelo braço do momento (referente à superfície média).

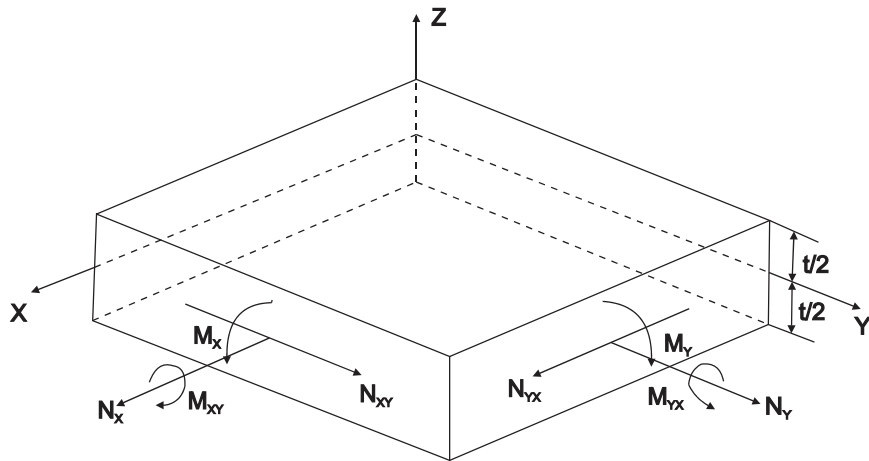


Figura 28 – Forças e momentos resultantes [34]

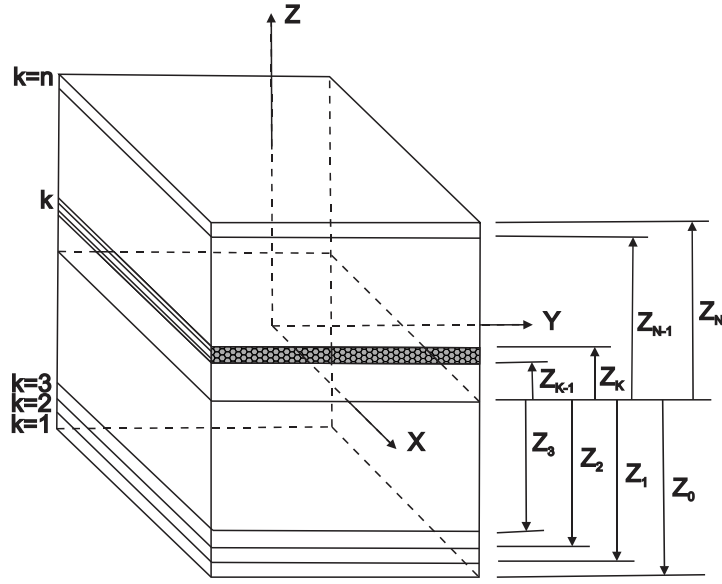


Figura 29 – Sistema de numeração das lâminas [34]

Assim temos:

$$\begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{bmatrix} = \int_{-t/2}^{t/2} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix}_k dz = \sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} dz \quad (38)$$

$$\begin{bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{bmatrix} = \int_{-t/2}^{t/2} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix}_k z dz = \sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} z dz \quad (39)$$

onde t é a espessura do laminado, como mostrado na Figura 28. z_k e z_{k-1} são as coordenadas na direção z da superfície superior e inferior na lâmina k (Figura 29).

As equações (38) e (39) podem ser rearranjadas para tirar vantagem do fato de que a matriz de rigidez é frequentemente constante dentro da lâmina. A matriz de rigidez sofrerá mudanças somente se a lâmina tem propriedades dependentes da temperatura e se existe um gradiente de temperatura através da lâmina. Substituindo a equação (37) nas equações (38) e (39), teremos:

$$\begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{bmatrix} = \sum_{k=1}^N \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix}_k \left[\int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{bmatrix} \varepsilon_x^\circ \\ \varepsilon_y^\circ \\ \gamma_{xy}^\circ \end{bmatrix} dz + \int_{z_{x-1}}^{z_x} \begin{bmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{bmatrix} z dz \right] \quad (40)$$

$$\begin{bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{bmatrix} = \sum_{k=1}^N \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix}_k \left[\int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{bmatrix} \varepsilon_x^\circ \\ \varepsilon_y^\circ \\ \gamma_{xy}^\circ \end{bmatrix} z dz + \int_{z_{x-1}}^{z_x} \begin{bmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{bmatrix} z^2 dz \right] \quad (41)$$

Considerando que $\varepsilon_x^\circ, \varepsilon_y^\circ, \gamma_{xy}^\circ, \kappa_x, \kappa_y$ e κ_{xy} não são funções de z , eles devem ser removidos de dentro das integrais. Então, as equações (40) e (41) ficam da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \\ M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ A_{21} & A_{22} & A_{26} & B_{21} & B_{22} & B_{26} \\ A_{61} & A_{62} & A_{66} & B_{61} & B_{62} & B_{66} \\ B_{11} & B_{12} & B_{16} & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ B_{21} & B_{22} & B_{26} & D_{21} & D_{22} & D_{26} \\ B_{61} & B_{62} & B_{66} & D_{61} & D_{62} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_x^\circ \\ \varepsilon_y^\circ \\ \gamma_{xy}^\circ \\ \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{bmatrix} \quad (42)$$

onde:

$$A_{ij} = \sum_{k=1}^N \left(\bar{Q}_{ij} \right)_k (z_k - z_{k-1}) \quad (43)$$

$$B_{ij} = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^N \left(\bar{Q}_{ij} \right)_k (z_k^2 - z_{k-1}^2) \quad (44)$$

$$D_{ij} = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^N \left(\bar{Q}_{ij} \right)_k (z_k^3 - z_{k-1}^3) \quad (45)$$

com os subscritos $i, j = 1, 2$ ou 6 .

Um tubo compósito submetido somente à pressão interna, tal como ocorre em vasos de pressão, apresenta a matriz $[N]$ da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{PR}{2} \\ PR \\ 0 \end{bmatrix} \quad (46)$$

Por outro lado, a ausência de outros carregamentos leva a matriz $[M] = 0$. Se o tubo compósito for considerado um laminado simétrico balanceado, teremos $[B] = 0$ e $A_{16} = A_{26} = 0$. Assim, as equações constitutivas (equação (42)) ficarão da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 \\ A_{21} & A_{22} & 0 \\ 0 & 0 & A_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_x^\circ \\ \varepsilon_y^\circ \\ \gamma_{xy}^\circ \end{bmatrix} \quad (47)$$

Como visto a partir da equação (47), as deformações são as variáveis dependentes, tendo em vista, que o carregamento é conhecido e os elementos da submatriz de rigidez extensional $[A]$ podem ser calculados através da equação (43). Portanto, a forma mais conveniente dessas equações constitutivas seria colocar as deformações na superfície média em evidência. Para isso, devemos inverter a matriz de rigidez da seguinte forma:

$$[A^{-1}] = \frac{1}{A_{11}A_{22} - A_{12}^2} \begin{bmatrix} A_{22} & -A_{12} & 0 \\ -A_{12} & A_{11} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{(A_{11}A_{22} - A_{12}^2)}{A_{66}} \end{bmatrix} \quad (48)$$

As equações constitutivas ficariam assim:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_x^\circ \\ \varepsilon_y^\circ \\ \gamma_{xy}^\circ \end{bmatrix} = [A^{-1}] \begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ 0 \end{bmatrix} \quad (49)$$

As deformações na superfície média, obtidas a partir da equação (49), permitem determinar as tensões em cada uma das lâminas do compósito através da equação (37).

2.4.3 Análise por elementos finitos

2.4.3.1 Método variacional

Um modelo matemático pode ser definido como um conjunto de relações entre variáveis, que expressam as características de um sistema físico ou processo em termos analíticos. Os modelos matemáticos podem ser classificados em sistemas discretos e aqueles baseados na mecânica do contínuo (sistemas contínuos). Na análise de um sistema discreto, sua resposta pode ser diretamente descrita pela solução de um número finito de variáveis de estado. Já na análise de sistemas contínuos, a formulação das equações de equilíbrio é obtida através da solução de equações diferenciais. No entanto, a solução exata das equações diferenciais que satisfazem todas as condições de contorno, só é possível para sistemas relativamente simples, de tal forma, que procedimentos numéricos devem, em geral, ser empregados para predição da resposta do sistema. Esses procedimentos, em essência, reduzem o sistema contínuo para uma idealização discretizada que possa ser analisada da mesma maneira como um sistema discreto [64].

Em sistemas contínuos, existem dois métodos de abordagem do problema. Um é conhecido como método direto e o outro como método variacional. Esses métodos são utilizados para gerar as equações diferenciais de governo. Em uma formulação diferencial, deve-se estabelecer uma condição de equilíbrio e relações constitutivas para elementos escolhidos que constituam o sistema em estudo. O resultado é um sistema de equações diferenciais em termos de variáveis de estado. É possível que todos os requisitos de compatibilidade já estejam contidos nas equações diferenciais. Contudo, em geral, as equações devem ser suplementadas por equações diferenciais adicionais, que imponham restrições sobre as variáveis de estado e garantam a compatibilidade.

Além disso, para completar a formulação do problema, todas as condições de contorno devem ser definidas.

O método variacional pode ser considerado a base do método de elementos finitos (MEF). A formulação variacional se baseia na primeira lei da termodinâmica ou lei da conservação de energia. A essência desse método é encontrar o potencial total para o sistema, indicado por Π , conhecido também como funcional do problema. O equilíbrio será, então, estabelecido com a imposição da estacionariedade de Π ($\delta\Pi = 0$), em relação às variáveis de estado a serem escolhidas. A maior vantagem de utilizar este procedimento está na sua eficiência para a solução de problemas contínuos, apresentando uma grande facilidade na satisfação das condições de contorno [64].

O MEF está baseado na idéia de que todo sistema é fisicamente composto de diferentes partes. Além disso, a solução de cada parte é representada com uma combinação linear de parâmetros indeterminados e funções de posição conhecidas. As partes podem diferir uma da outra em forma, propriedades do material e comportamento físico [65].

O MEF é dotado de três características básicas. Primeiro, um domínio do sistema é representado como uma coleção de subdomínios com geometria relativamente simples chamada elementos finitos. Segundo, sobre cada elemento finito, as variáveis desconhecidas são aproximadas por uma combinação linear de polinômios algébricos e parâmetros indeterminados. As relações algébricas entre os parâmetros são obtidas pela satisfação das equações de governo. Os parâmetros indeterminados representam os valores das variáveis desconhecidas em um número finito de pontos pré-selecionados, chamados nós do elemento. Terceiro, as relações algébricas de todos os elementos são reunidas usando considerações de continuidade e equilíbrio [65].

As equações gerais empregadas no MEF [64] são concebidas a partir da definição das forças e deslocamentos atuantes no corpo em equilíbrio, como indicado na Figura 30.

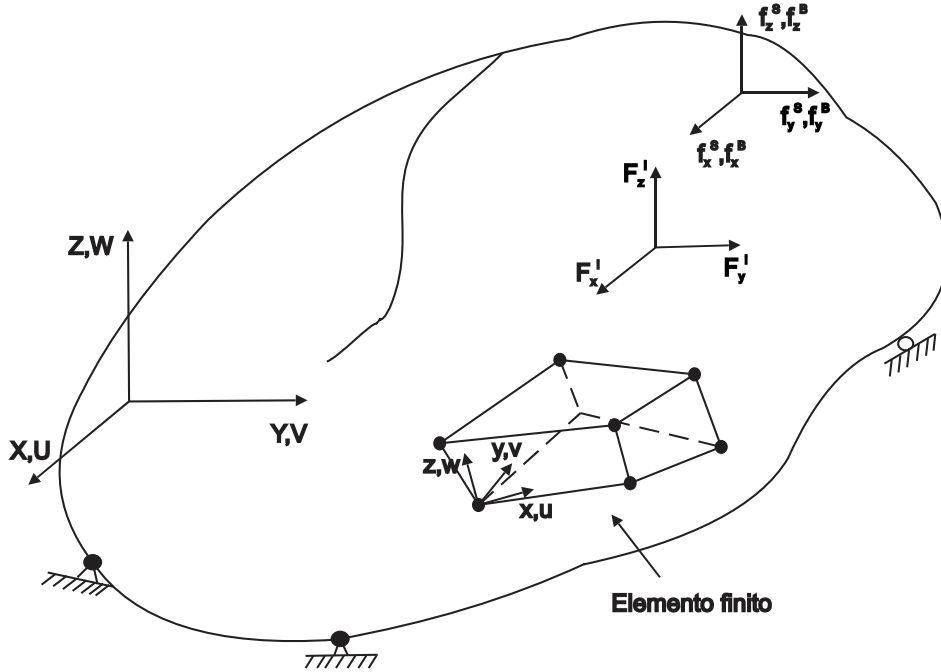


Figura 30 – Corpo sujeito a carregamentos e restrições de movimento [64]

As forças externas que estão atuando sobre este corpo (Figura 30) são as de superfície f^S , de corpo f^B e as forças concentradas F^i . Estas forças incluem todas as forças externamente aplicadas e as reações e tem, em geral, três componentes correspondendo aos três eixos de coordenadas:

$$f^B = \begin{bmatrix} f_x^B \\ f_y^B \\ f_z^B \end{bmatrix}; f^S = \begin{bmatrix} f_x^S \\ f_y^S \\ f_z^S \end{bmatrix}; F^i = \begin{bmatrix} F_x^i \\ F_y^i \\ F_z^i \end{bmatrix} \quad (50)$$

Os deslocamentos do corpo, a partir de uma configuração descarregada, são denotados por U da seguinte forma:

$$U^T = [U \ V \ W] \quad (51)$$

As deformações correspondentes a U são:

$$\varepsilon^T = [\varepsilon_{xx} \ \varepsilon_{yy} \ \varepsilon_{zz} \ \gamma_{xy} \ \gamma_{yz} \ \gamma_{zx}] \quad (52)$$

e as tensões correspondentes a ε são:

$$\tau^T = [\tau_{xx} \ \tau_{yy} \ \tau_{zz} \ \tau_{xy} \ \tau_{yz} \ \tau_{zx}] \quad (53)$$

Assumindo que as forças externamente aplicadas são dadas e que se deseja encontrar os deslocamentos resultantes, deformações e tensões nas equações (51), (52) e (53). Para isso, é necessário estabelecer as equações diferenciais de equilíbrio que necessitam serem resolvidas com condições de contorno e compatibilidade apropriadas e assim, permitir calcular a resposta do corpo. Nesta análise, as equações diferenciais de equilíbrio e as condições de contorno naturais poderiam ser estabelecidas diretamente usando a condição de estacionariedade do potencial total do corpo.

2.4.3.2 Princípio dos deslocamentos virtuais (análise linear)

Além do princípio da energia potencial total, outra forma de expressar o equilíbrio do corpo é usar o princípio dos deslocamentos virtuais (PVD). O PVD é uma abordagem equivalente à imposição da estacionariedade de Π . O MEF baseado em deslocamentos é a formulação mais importante e largamente empregada em problemas práticos. Praticamente todos os grandes programas de análise para uso geral têm sido escritos usando esta formulação.

O PVD estabelece que, na condição de equilíbrio, para qualquer deslocamento virtual imposto, infinitesimal e compatível com as restrições de vinculação, o trabalho virtual total interno é igual ao trabalho virtual total externo. Esse princípio pode ser expresso da seguinte forma:

$$\int_V \bar{\varepsilon}^T \tau dV = \int_V \bar{U}^T f^B dV + \int_S \bar{U}^{S^T} f^S dS + \sum_i \bar{U}^{i^T} F^i \quad (54)$$

O termo à esquerda na equação (54), expressa o trabalho virtual de deformação interna. À direita está indicado o trabalho realizado pelos carregamentos externos, como as forças de corpo f^B , as forças de superfície f^S e as forças concentradas, F^i . A variação dos vetores de deslocamentos, U , e de deformações, ε , estão indicados sob travessões. Estes são considerados “virtuais”, ou seja, possíveis e próximos da configuração de equilíbrio da estrutura, mediante os carregamentos impostos. Nesta equação, τ representa o vetor das componentes de tensões, devido às solicitações externas.

A estrutura é discretizada por elementos finitos que são conectados entre si, por meio de pontos nodais em suas superfícies externas, garantindo a compatibilidade dos deslocamentos. Os deslocamentos medidos em um sistema de coordenadas local, a ser escolhido convenientemente dentro de cada elemento, são assumidos ser uma função dos deslocamentos de N pontos nodais do elemento finito. Isto é realizado utilizando as funções de interpolação. Denomina-se H a matriz formada por estas funções de interpolação, para cada elemento (i), sendo representada da seguinte forma:

$$u^i = H^i \hat{u} \quad (55)$$

onde u^i representa o campo de deslocamentos correspondente ao elemento (i) e o vetor $\hat{u}$ de deslocamentos global de todos os pontos nodais.

Agora o campo de deformação, ε^i , dentro do elemento (i), pode ser mostrado:

$$\varepsilon^i = B^i \hat{u} \quad (56)$$

onde: B^i é a matriz deformação-deslocamento.

Associado ao campo de deformação, tem-se os campos de tensão, como condição de equilíbrio para cada elemento (i).

$$\tau^i = C^i \varepsilon^i + \tau^{i^I} \quad (57)$$

onde C^i representa a matriz rigidez do elemento (i) e τ^{i^I} é um estado de tensão inicial a que o elemento (i) pode estar submetido.

Tendo sido obtido o campo de deslocamentos dentro de cada elemento finito, o PVD pode ser reescrito considerando a soma das integrais sobre o volume e área de todos os elementos finitos:

$$\sum_i \int_{V^i} \bar{\varepsilon}^i{}^T \tau^i dV^i = \sum_i \int_{V^i} \bar{u}^i{}^T f^{Bi} dV^i + \sum_i \int_{S^i} \bar{u}^i{}^T f^{Si} dS^i + \sum_i \bar{u}^i{}^T F^i \quad (58)$$

onde: $i = 1, 2, \dots, k$ e k = número de elementos.

A equação (58) pode ser reescrita com auxílio das equações (55) a (57). Assim, tem-se:

$$\begin{aligned} \bar{\hat{u}}^T \left[\sum_i \int_{V^i} B^{iT} C^i B^i dV^i \right] \bar{\hat{u}} = \bar{\hat{u}}^T \left[\left(\sum_i \int_{V^i} H^{iT} f^{Bi} dV^i \right) \right. \\ \left. + \left(\sum_i \int_{S^i} H^{SiT} f^{Si} dS^i \right) - \left(\sum_i \int_{V^i} B^{iT} \tau^{i^I} dV^i \right) + F \right] \end{aligned} \quad (59)$$

O somatório das integrais no lado esquerdo da equação (59) significa a soma das matrizes de rigidez de cada elemento (i). O lado direito da igualdade inclui os carregamentos impostos à estrutura. Assim, efetuando-se os somatórios sobre os domínios dos elementos, tem-se que:

$$K \hat{u} = R \quad (60)$$

A solução da equação (60) fornece o vetor de deslocamentos nodais, $\hat{u}$. Para a obtenção do vetor de carregamentos R , consideram-se todas as cargas externas impostas à estrutura. A partir destes valores, considerando-se as matrizes de interpolação elementares, obtêm-se os deslocamentos nos pontos do contínuo. Das equações (56) e (57), podem-se obter os campos de tensões e deformações. Nestes procedimentos, observa-se a importância da discretização, porque a aproximação numérica do método dependerá do número de elementos finitos, das expressões escolhidas para as funções de interpolação, e também da cinemática de deformação empregada. São várias as possibilidades para interpolações, desde aproximações lineares a maiores ordens. A interpolação linear é bastante comum e onera menos em termos de esforços computacionais. Em outros casos, diferentes funções de interpolação poderão ser utilizadas, conhecendo-se melhor a natureza da aplicação.

2.4.3.3 Análise não linear geométrica

Em geral, as estruturas antes de atingir sua tensão limite de resistência, irão exibir uma resposta não linear. O comportamento não linear de uma estrutura, sob a ação de um determinado carregamento, tem como causas típicas: a não linearidade material, onde a estrutura não segue a lei de Hooke, a não linearidade geométrica e a não linearidade de contato decorrente de mudanças nas condições de apoio ou de aplicação das cargas [66].

A análise não linear geométrica, torna-se necessária quando as alterações na rigidez do material forem decorrentes apenas da mudança na geometria, ou seja, quando os deslocamentos em um elemento estrutural não forem proporcionais às forças aplicadas. Quando esses deslocamentos em um elemento estrutural forem relativamente grandes, sua deflexão lateral pode trazer, como consequência, o surgimento de

momentos fletores adicionais (denominados de segunda ordem), responsáveis pela mudança na rigidez e, conseqüentemente, pelo comportamento não linear exibido.

Uma regra geralmente aceita sugere a realização de uma análise não linear geométrica se as deformações forem maiores do que 5% da maior dimensão da estrutura analisada. Um vaso de pressão submetido a uma pressão hidrostática muito elevada, experimenta uma mudança em sua geometria e é um bom exemplo de não linearidade geométrica [67].

Dois tipos de não linearidade geométrica podem ser modelados. O primeiro é quando a não linearidade geométrica é decorrente de pequenas deformações e grandes deslocamentos (teoria de von Kármán) e os modelos não lineares decorrentes de grandes deformações. No primeiro caso, a geometria da estrutura antes da deformação permanece inalterada após a deformação. Entretanto, a estrutura está sujeita a grandes deslocamentos e o equilíbrio é obtido com a configuração afastada da condição inicial. No segundo caso, a geometria da estrutura está mudando durante a deformação e o equilíbrio é obtido com a configuração deformada. Em ambos os casos as equações de equilíbrio são não lineares [68].

Como visto no item 2.4.3.2, a equação (60) fornece a resposta linear estática para um determinado carregamento. Contudo, quando a análise considera a não linearidade geométrica, a equação (60) deve ser satisfeita para todo intervalo de tempo através de procedimentos incrementais. O item 2.4.3.3.1 mostra, de forma simples, alguns procedimentos iterativos para conhecer a solução de problemas não lineares.

2.4.3.3.1 Procedimentos de iteração

Um procedimento de iteração muito utilizado, é o método de iteração de Newton-Raphson. Considere a equação não linear [65]:

$$K(\hat{u})\hat{u} = R \text{ ou } r(\hat{u}) = 0 \quad (61)$$

onde $\hat{u}$ é a solução a ser determinada, $K(\hat{u})$ é uma função conhecida de $\hat{u}$ e R é uma força conhecida. O vetor de forças desbalanceadas ou resíduo (r) será:

$$r(\hat{u}) = K(\hat{u})\hat{u} - R \quad (62)$$

A trajetória ou caminho de equilíbrio, $r(\hat{u}, R) = 0$, está mostrada na Figura 31.

Para qualquer valor de $\hat{u}_1$, $K(\hat{u}_1)$ fornece a secante da curva em $\hat{u} = \hat{u}_1$ e $\left(\frac{\partial r}{\partial \hat{u}}\right)\bigg|_{\hat{u}_1}$

indica a tangente da curva também em $\hat{u} = \hat{u}_1$.

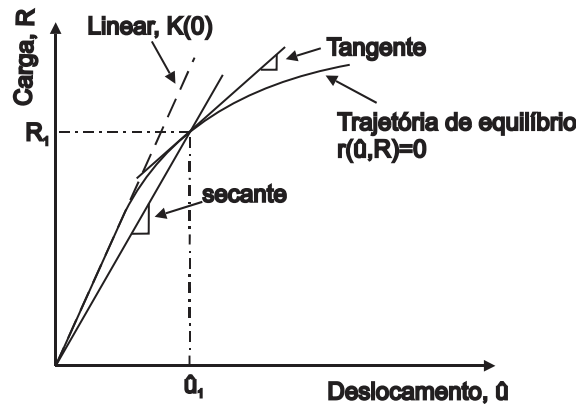


Figura 31 – Curva típica carga-deslocamento [65]

Se a solução da equação (61) é conhecida na primeira iteração ($n - 1$), onde n é o número da iteração e se deseja conhecer a solução na enésima iteração, deve-se expandir $r(\hat{u})$ sobre a solução conhecida $\hat{u}^{n-1}$ em séries de Taylor, teremos:

$$r(\hat{u}) = r(\hat{u}^{(n-1)}) + \left(\frac{\partial r}{\partial \hat{u}}\right)\bigg|_{\hat{u}^{(n-1)}} \delta \hat{u} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial^2 r}{\partial \hat{u}^2}\right)\bigg|_{\hat{u}^{(n-1)}} (\delta \hat{u})^2 + \dots = 0 \quad (63)$$

onde $\delta \hat{u}$ é o incremento $\delta \hat{u}^{(n)} = \hat{u}^{(n)} - \hat{u}^{(n-1)}$.

Desprezando o segundo termo e os de ordem superior em $\delta\hat{u}$, a equação (63) pode ser escrita da seguinte forma:

$$\delta\hat{u}^{(n)} = -\left(K_T(\hat{u}^{(n-1)})\right)^{-1} r(\hat{u}^{(n-1)}) = \left(K_T(\hat{u}^{(n-1)})\right)^{-1} (R - K(\hat{u}^{(n-1)})\hat{u}^{(n-1)}) \quad (64)$$

onde $K_T = \frac{\partial r}{\partial \hat{u}} \Big|_{\hat{u}^{(n-1)}}$ é a inclinação (tangente) da curva $r(\hat{u})$ em $\hat{u}^{(n-1)}$.

O resíduo, $r(\hat{u}^{(n-1)})$ é gradualmente reduzido a zero se o procedimento converge. A equação (64) fornece o incremento de $\hat{u}$ para a iteração n , de tal forma que a solução total seja:

$$\hat{u}^n = \hat{u}^{n-1} + \delta\hat{u}^n \quad (65)$$

A iteração é continuada até que um critério de convergência seja satisfeito.

A interpretação geométrica do procedimento de Newton-Raphson está mostrado na Figura 32.

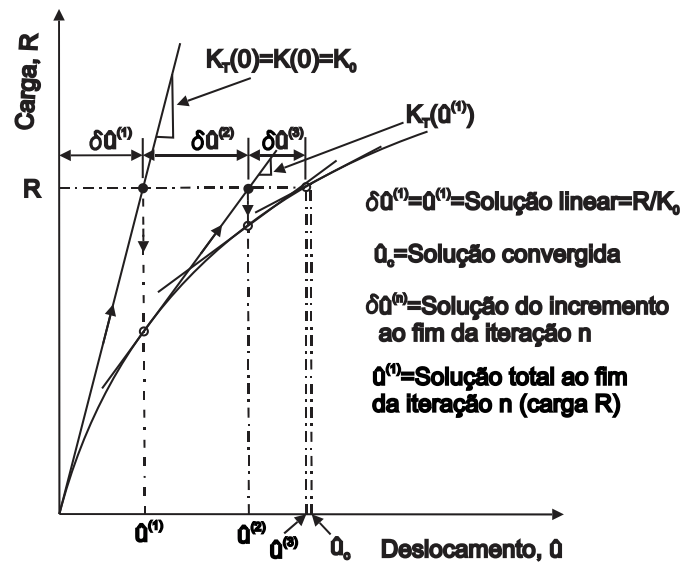


Figura 32 – Método de iteração de Newton-Raphson [65]

O método de Newton-Raphson requer que a tangente K_T seja computada em cada iteração [65]. Isto pode ser muito dispendioso quando muitos graus de liberdade estão envolvidos. Uma técnica modificada de Newton-Raphson envolve, para uma dada carga fixa, manter K_T fixo, enquanto atualiza o resíduo em cada iteração ou atualiza K_T somente para um dado número de iterações pré-selecionado, enquanto atualiza o resíduo em cada iteração (Figura 33).

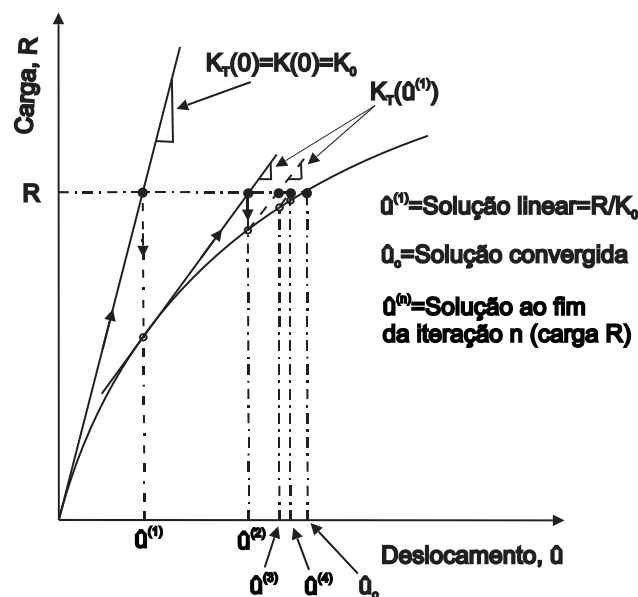


Figura 33 - Método de iteração de Newton-Raphson modificado [65]

O método de Newton-Raphson e suas modificações são frequentemente usados para encontrar a solução não linear. Entretanto, o método de newton-Raphson falha ao tentar estabelecer o equilíbrio não linear em pontos limites (Figura 34).

Como pode ser observado na Figura 34, o comportamento de uma estrutura pode ser de amolecimento (“*Softening*”) ou enrijecimento (“*Stiffning*”), o caminho de equilíbrio pode ser estável ou instável, e a estrutura pode estar sujeita a carregamento ou descarregamento. Um sistema não linear irá exibir estes fenômenos e a transição entre os mesmos é marcada pela presença destes pontos limites. O método de Newton-Raphson não consegue estabelecer o equilíbrio, porque nas vizinhanças de um ponto limite a matriz tangente torna-se singular ($[K_T] = 0$) e a iteração diverge.

Riks e Wempner sugeriram um procedimento para prever o caminho de equilíbrio não linear nestes pontos limites [65,69,70]. Este procedimento fornece ao método de Newton-Raphson e suas modificações uma técnica para controlar o progresso da solução ao longo da trajetória de equilíbrio.

A idéia básica da técnica de Riks, como sugerido por Crisfield [65], pode ser descrita para um problema não linear utilizando um arco circular com comprimento Δs (Figura 35). O centro do arco circular está sobre um ponto de equilíbrio conhecido e Δs é seu raio. O novo ponto de equilíbrio é encontrado como a interseção do arco com o caminho de equilíbrio.

Um fator de incremento de carga (λ) é introduzido na equação (62), ficando a mesma da seguinte forma:

$$r(\hat{u}) = K(\hat{u})\hat{u} - \lambda \bar{R} \quad (66)$$

onde $R = \lambda \bar{R}$.

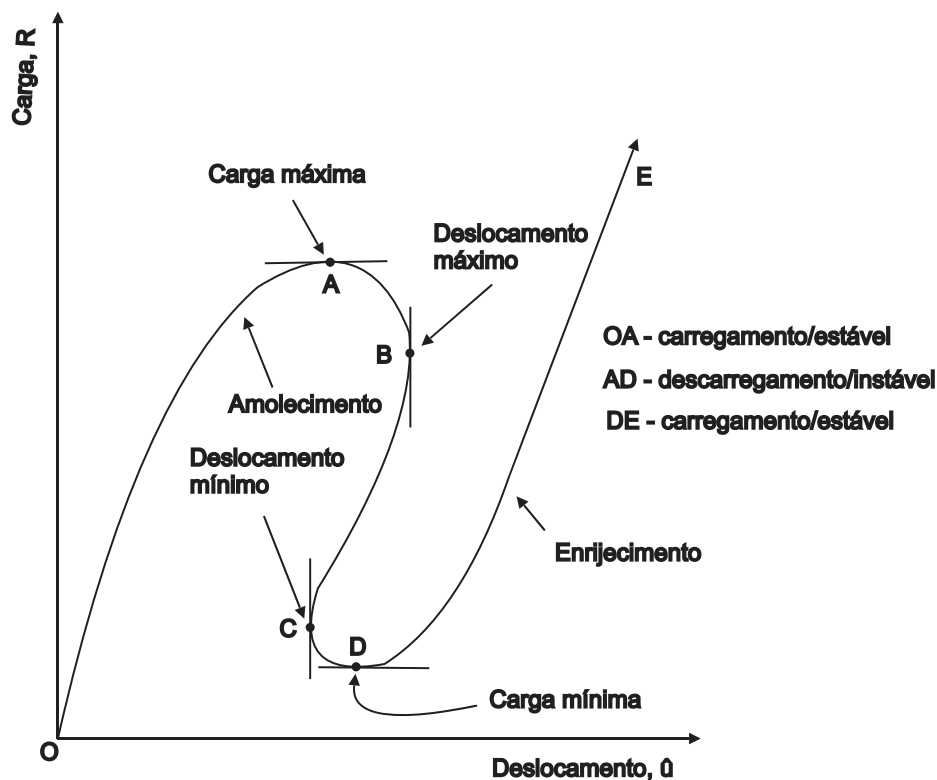


Figura 34 – Curva carga-deslocamento de um sistema não linear [65]

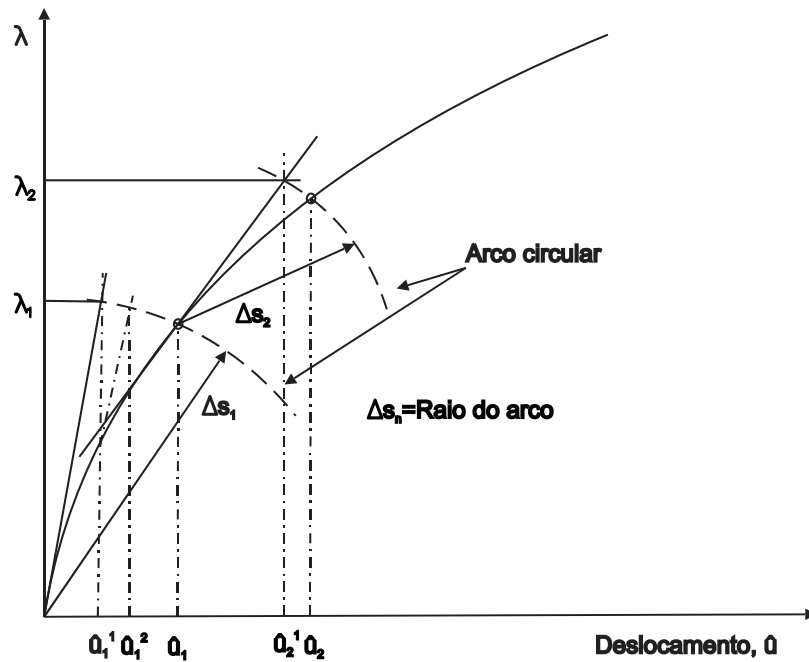


Figura 35 – Método do comprimento do arco [65]

2.4.3.4 Tipos de abordagem

A análise de materiais compósitos por elementos finitos pode ser realizada com base em duas abordagens. Elas são conhecidas como teorias da camada única equivalente (“*Equivalent single-layer theories – ESL*”) e a teoria das camadas discretizadas (“*Layerwise theory – LWT*”) [68,71,72].

Quando o principal objetivo da análise é determinar a resposta global de um material laminado compósito, seu comportamento pode ser determinado facilmente utilizando uma das teorias ESL, especialmente para laminados muito finos. Dois exemplos dessas teorias ESL comumente empregadas são a teoria clássica dos laminados (“*Classical laminate theory – CLT*”) e a teoria de deformação cisalhante de primeira ordem (“*First-order shear deformation theories – FSDT*”).

Por outro lado, em materiais laminados compósitos de maior espessura, a determinação da resposta global pode requerer uma teoria mais refinada que considere os efeitos da espessura. Além disso, uma avaliação de regiões com potencial para iniciação de danos começa com uma determinação precisa do estado de tensão e deformação tridimensional no nível da lâmina. As teorias ESL são, muitas vezes, incapazes de determinar precisamente o campo de tensões tridimensional no nível da lâmina, sendo necessário nesses casos empregar a teoria LWT que contém a cinemática e as relações constitutivas para uma análise mais completa. Na teoria LWT cada camada é modelada como um sólido tridimensional.

2.4.3.4.1 Métodos de modelagem

As duas abordagens citadas no item 2.4.3.4, se refletem na forma pela qual o comportamento do laminado é fornecido ao software comercial de elementos finitos. Enquanto na abordagem baseada nas teorias ESL, a inomogeneidade do material na direção da espessura é condensada em uma única descrição do material, a abordagem utilizando a teoria LWT preserva as diferentes fases do material requerendo uma discretização geométrica através da espessura [29].

2.4.3.4.1.1 Método da camada única equivalente

Utilizando esta abordagem, a sequência de empilhamento do laminado é interpretada como parte da descrição do material e, conseqüentemente, entra na parte de definição do material na análise por elementos finitos. O software comercial ABAQUS oferece interface gráfica conveniente para criar e monitorar a sequência de empilhamento, consistindo da definição do material, a espessura e o ângulo de orientação de cada lâmina individual. A integração necessária através da espessura é controlada pelo número de pontos de integração, dos quais os resultados solicitados (normalmente tensões e deformações) irão sair.

Destinado para elementos de casca ou elementos de casca contínuos, a seção criada do laminado representa toda a sequência de empilhamento, em apenas um elemento. Isto significa que a abordagem pelo método da camada única equivalente requer exatamente um elemento para a discretização da sequência de empilhamento na direção da espessura. Se a resolução na direção da espessura deve ser refinada, é possível aumentar o número de pontos de integração na espessura. De forma alternativa, a sequência de empilhamento pode ser fixada em partes condensadas em algumas seções, o qual deve ser atribuído a um adequado número de elementos empilhados na direção da espessura [29].

2.4.3.4.1.2 Método *layerwise*

O método *layerwise* para fornecer o comportamento do laminado é uma combinação das definições separadas do material de cada lâmina e a representação geométrica da sequência de empilhamento do laminado. Assim, o esforço em descrever o comportamento do laminado tem sido transferido da definição do material para a representação geométrica do laminado. Dessa forma, o número de elementos na direção da espessura, depende do número de lâminas incorporadas no laminado, enquanto que uma discretização mínima de um elemento por camada é necessária. A resolução na direção da espessura é definida pelo número de elementos por camada empilhada. Geralmente, o método *layerwise* resulta em um número maior de elementos associado a um custo computacional maior [29].

2.4.3.4.2 Seleção do tipo de elemento

O primeiro passo na seleção de um tipo de elemento apropriado, está na decisão de como as espessuras locais da estrutura do laminado devem ser representadas no modelo de elementos finitos. Para representação de geometrias com pequena espessura, pode ser razoável reduzir a geometria do laminado a sua superfície média. Neste caso, a espessura local da estrutura é interpretada como um parâmetro material. De forma alternada, a espessura local da estrutura pode ser retida na geometria discretizada, o que resulta numa representação tridimensional por elementos finitos da estrutura (Figura 36).

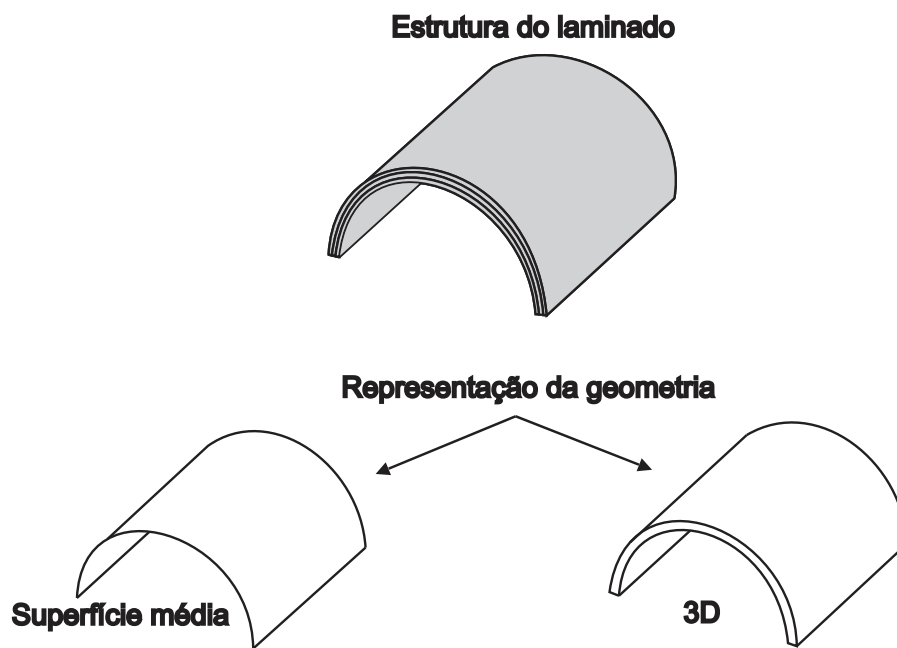


Figura 36 – Modos de representação da geometria [29]

2.4.3.4.2.1 Elementos de casca

Os tipos de elementos mais comuns na representação de geometrias com pequena espessura são os elementos de casca (Figura 37). A informação sobre a espessura da estrutura representada é inserida na definição do material. Elementos de casca são fornecidos para estruturas finas baseadas na cinemática de Kirchhoff, bem como, para estruturas espessas baseadas na cinemática de Reissner-Mindlin [29]. Elementos de casca fina possuem três graus de liberdade de translação, mas somente dois graus de liberdade de rotação a partir do qual as componentes das deformações no plano são avaliadas. Elementos de casca espessa possuem todos os graus de liberdade translacional e rotacional, a partir do qual as deformações cisalhantes através da espessura são obtidas, adicionalmente. Em ambos os casos, somente as componentes das tensões no plano estão presentes nas equações diferenciais, consequentemente, somente estas grandezas são obtidas a partir da solução derivada do princípio dos deslocamentos virtuais (PVD).

Utilizando um elemento de casca, qualquer condição de contorno aplicada está relacionada à superfície média.

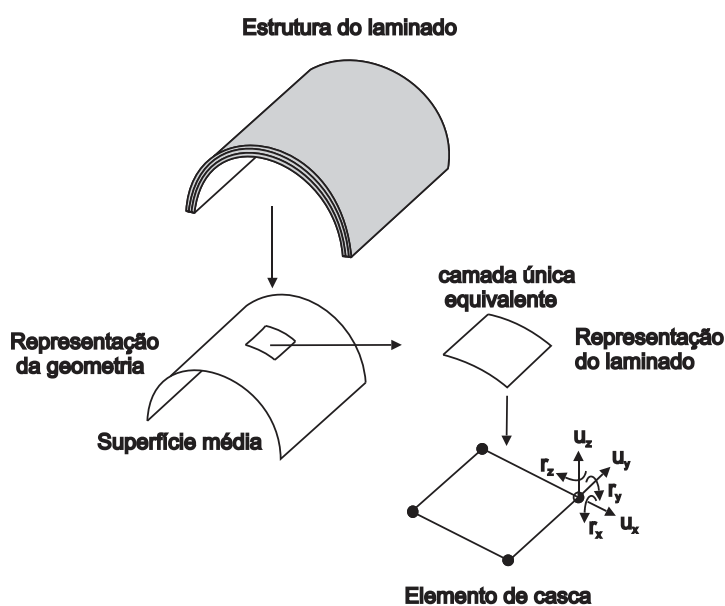


Figura 37 – Elemento de casca [29]

2.4.3.4.2.2 Elementos de casca contínuos

Elementos de casca contínuos estão geralmente baseados na cinemática e equações de trabalho definidos para elementos de casca convencionais [72]. Entretanto, eles são usados para discretizar geometrias em três dimensões (Figura 38). Eles automaticamente derivam a informação sobre a espessura da casca, a partir da geometria se a normal à casca foi corretamente definida pelo usuário. As medidas de deformação estão relacionadas exclusivamente aos graus de liberdade translacionais nos elementos. Elementos de casca contínuos geralmente fornecem a mesma informação que os elementos de casca – nenhuma tensão σ_z e nenhuma deformação ε_z - mas eles têm uma capacidade ilimitada de empilhamento. Portanto, eles estão disponíveis para ambos os métodos de modelagem para descrição do laminado. Os laminados na direção da espessura podem ser discretizados por um único elemento de casca contínuo, ou seja, uma descrição do laminado por meio do método da camada única equivalente ou por um ou mais elementos de casca contínuos por camada junto com as descrições do material ortotrópico da respectiva lâmina [29].

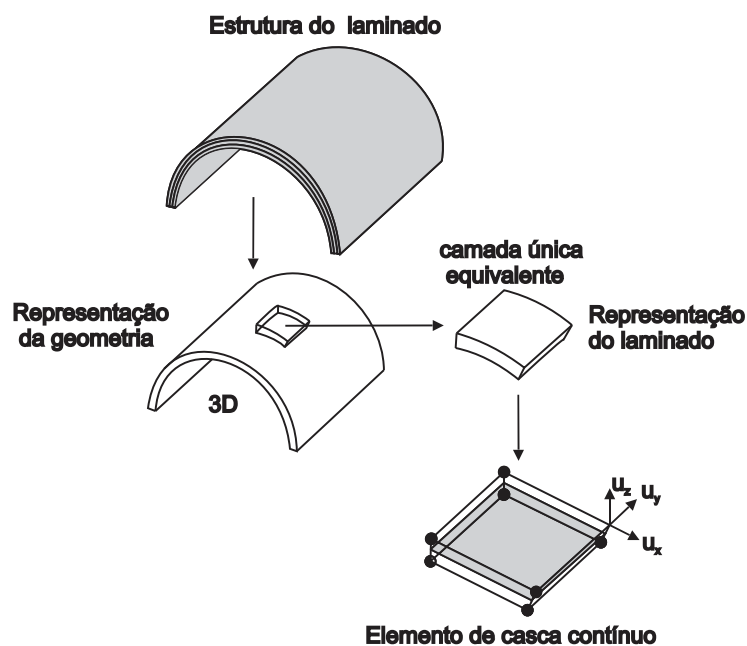


Figura 38 – Elemento de casca contínuo [29]

2.4.3.4.2.3 Elementos sólidos

Elementos sólidos não são comumente recomendados para a discretização de geometrias com pequenas espessuras, porque a precisão desses grupos de elementos baseia-se em proporções espaciais balanceadas [29]. No caso de estruturas laminadas, este requisito eventualmente resulta em uma densidade de discretização igual, pelo menos, a espessura da lâmina. Isto resultará em um custo computacional extremamente alto. Uma característica a mais é a disponibilidade da tensão e deformação σ_z e ε_z na direção da espessura do material. Visando uma verdadeira análise de falha esta característica é extremamente valiosa e sugere o uso de elementos sólidos pelo menos na análise detalhada do comportamento do laminado (Figura 39).

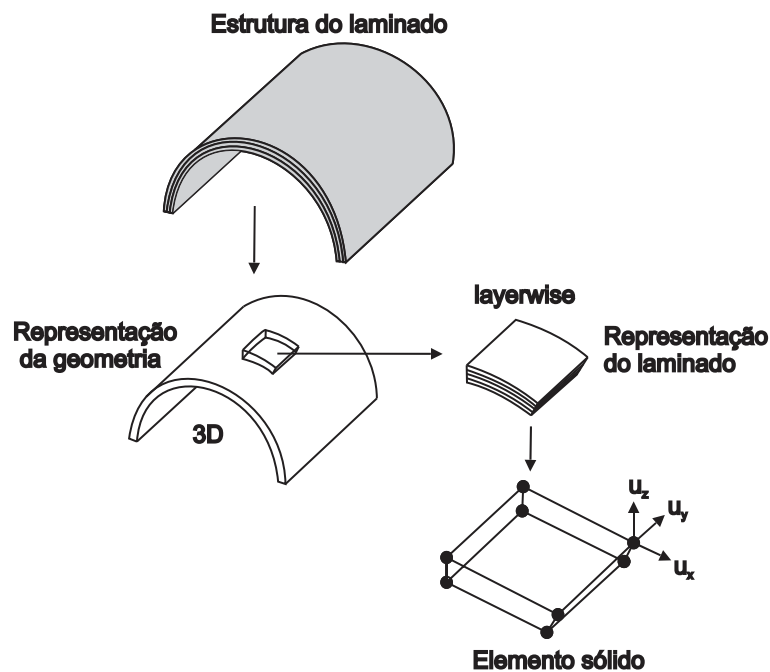


Figura 39 – Elemento sólido [29]

2.5 Teste hidrostático de tubos compósitos

O teste hidrostático é uma forma de demonstração da capacidade de um componente pressurizado em serviço. Uma tubulação ou vaso de pressão, após um teste, pode ser submetido com segurança às condições de serviço. O nível de confiança que um duto ou vaso de pressão submetido a teste hidrostático atinge, é função do aumento da razão da pressão de teste em relação à pressão de operação [4].

Normalmente, dois tipos de testes hidrostáticos são realizados com produtos tubulares compósitos para investigar o efeito das cargas [23]. Testes hidrostáticos de longa duração são, normalmente, utilizados em programas de qualificação de produtos tubulares, enquanto que os testes de curta duração são, frequentemente, empregados na monitoração da qualidade. Independente do tipo de teste hidrostático realizado, o modo de falha, mecanismo de falha, a localização da falha devem ser registrados e verificados durante e/ou após os testes [6].

A norma ASTM D1598 [73] é destinada à realização de testes hidrostáticos de longa duração. Neste tipo de teste, cada amostra é condicionada à temperatura de teste e a pressão é ajustada para produzir o carregamento desejado. O tempo para a amostra testada falhar deve ser gravado.

A norma ASTM D1599 [74] é utilizada em testes hidrostáticos de curta duração. Este tipo de teste normalmente é realizado à temperatura ambiente e a pressão deve elevada de forma gradual e uniforme até a ocorrência da falha da amostra, em um intervalo definido entre 60 a 70 s. O tempo também deve ser registrado nesse caso.

Para as duas normas da ASTM [73,74], o comprimento mínimo das amostras com diâmetro nominal de até 150 mm deve ser de, pelo menos, 5 vezes o diâmetro externo do tubo e, em todos os casos, nunca menor que 300 mm.

Naik [4] investigou o efeito das condições ambientais na pressão de explosão de tubos compósitos reforçados com fibra de vidro e impregnados com resinas vinil éster e epóxi, empregando a norma ASTM D1599 [74]. As amostras para teste possuíam 1 m de comprimento e 150 mm de diâmetro. Os testes hidrostáticos foram realizados com um aparato que produziu apenas tensões circunferenciais nos tubos. Foi observado que a falha ocorreu, tipicamente, em pontos de mínima espessura de parede nos tubos ou em pontos onde existiam defeitos no material. Outra importante observação foi a falha por delaminação e torção nos tubos compósitos feitos com resina vinil éster, enquanto que os tubos compósitos produzidos com resina epóxi apresentaram longas trincas ao longo de seu comprimento.

Karpuz [75] realizou uma série de testes hidrostáticos em tubos compósitos reforçados com fibra de vidro e fibra de carbono e impregnados com resina epóxi, de acordo com a norma ASTM D1599 [74]. A configuração típica dos tubos era $[\pm\theta][\pm90^\circ]$, utilizando camadas helicoidais de 25°, 45°, 54°, 65° e 90°. As amostras para teste possuíam 400 mm de comprimento e 60 mm de diâmetro. O carregamento analisado foi típico de vasos de pressão com a tensão circunferencial sendo o dobro da tensão axial. A pressão de explosão atingiu valores máximos para camada helicoidal de 54° e a rigidez circunferencial para um ângulo de 65°.

Onder *et al.* [76] investigaram o efeito do carregamento higrótérmico e pressão interna em vasos de pressão compósitos produzidos com camadas helicoidais $[\pm\theta]_2$ simétricas e assimétricas. As amostras testadas tinham 400 mm de comprimento e 100 mm de diâmetro e foram carregadas com uma taxa de 1MPa/min. Os testes de explosão atingiram os maiores valores para o ângulo de enrolamento de 55°. Além disso, os testes mostraram que as amostras com configuração assimétrica atingiram uma pressão de explosão levemente superior que as amostras com configuração simétrica.

Gemi *et al.* [77] investigaram o comportamento sob fadiga de tubos compósitos produzidos por enrolamento filamentar. A norma ASTM D2992 [78] foi empregada para realização dos testes hidrostáticos. A formação e evolução dos danos por fadiga foram examinados em tubos com configuração de $[\pm 75^\circ]_4$ com carregamento apenas circunferencial. O estudo concluiu que os modos de falha ocorrem numa dada sequência começando pelo branqueamento (“*Whitening*”), passando pela iniciação do vazamento (“*Leakage*”) e terminando com a falha final.

Capítulo 3

Materiais e Métodos

O objetivo principal deste capítulo foi de realizar uma descrição minuciosa dos materiais empregados, da fabricação dos tubos compósitos e os corpos de prova utilizados nos ensaios mecânicos, o desenvolvimento do sistema de pressurização e do sistema de vedação, o procedimento de preparação dos tubos para realização dos testes hidrostáticos, e a metodologia empregada no estudo numérico.

3.1 Materiais

Uma resina polimérica e o elemento de reforço foram os materiais básicos utilizados no desenvolvimento desse trabalho. Os subitens 3.1.1 e 3.1.2 descrevem esses materiais.

3.1.1 Matriz Polimérica

O sistema polimérico utilizado na fabricação dos tubos compósitos é composto por uma resina epoxídica DGEBA, de cura a quente, cujo nome comercial é Araldite MY 750, um agente de cura (endurecedor) anidrido denominado HY 2918 e acelerador/iniciador amina terciária conhecida comercialmente como DY 062. Este sistema polimérico é indicado para produção de compósitos através dos processos de enrolamento filamentar e pultrusão.

A Tabela 3 apresenta as características do sistema polimérico e as proporções em peso de cada componente.

Tabela 3 – Características do sistema polimérico *

Dados	Resina	Agente de cura	Acelerador
Nome	MY 750	HY 2918	DY 062
Razão em Peso	100	85	0,2-2,0
Densidade a 25°C (g/cm ³)	1,16	1,16-1,20	0,90
Viscosidade a 25°C (mPa.s)	12000-16000	50-100	≤ 50

*Fonte: Vantico Ltda.

3.1.2 Reforço

Para a fabricação dos tubos compósitos foram utilizadas fibras de vidro tipo-E, isentas de boro, produzidas pela Owens Corning. O produto, conhecido pelo nome comercial Advantex® Type 30® 111A, é um *roving* direto adequado para uso com resina epóxi e emprego nos processos de enrolamento filamental, pultrusão e tecelagem. As fibras têm suas superfícies tratadas quimicamente, para que se tornem compatíveis com a resina epóxi. Apresentam uma densidade de 2,62 g/cm³, *tex* 1100 (1100 g/km) e fibras com um diâmetro médio de 16 µm.

3.2 Fabricação dos tubos

Os tubos compósitos foram fabricados em uma máquina de enrolamento filamental de dois eixos, da Tecservice; para mandris entre 30 e 500 mm de diâmetro e até 3m de comprimento. Foi utilizado um mandril de aço colapsável de 4” (101,6 mm) de diâmetro externo e 2000 mm de comprimento, desenvolvido no Laboratório de Materiais Compósitos do PEMM.

O mandril colapsável consiste de um tubo bipartido com um conjunto de cabeças móveis nas pontas (Figura 40), para que essas possam ser acopladas à máquina de enrolamento filamental e à estufa.



Figura 40 – Mandril colapsável

Inicialmente, para facilitar a retirada do tubo composto, a superfície do mandril foi tratada com um agente desmoldante e revestida com uma folha de teflon, conforme Figura 41. Posteriormente, com o objetivo de melhorar a superfície interna do tubo, o mandril foi revestido com um tecido de poliéster e recoberto com a resina polimérica (Figura 42).

Finalmente, após a fabricação, os tubos foram colocados em uma estufa de secagem de $700 \times 700 \times 1800 \text{ mm}^3$ da Tecservice (Figura 43), para a cura da matriz polimérica seguindo um ciclo de $2\text{h} / 80^\circ\text{C} + 2\text{h} / 120^\circ\text{C}$, conforme indicação do fornecedor da resina.

Um total de nove tubos compostos (Figura 44) foram fabricados, com um comprimento em torno de 1500 mm. O comprimento final dos tubos, após o corte das extremidades, foi de 1100 mm. Todos os tubos foram fabricados com quatro camadas helicoidais. Foram fabricados dois tubos para os ângulos de $\pm 45^\circ$, $\pm 60^\circ$ e $\pm 75^\circ$ e três tubos, no caso do ângulo de $\pm 55^\circ$, respectivamente.



Figura 41 – Mandril revestido com teflon



Figura 42 – Tecido de poliéster sobre teflon



Figura 43 – Estufa de secagem



Figura 44 – Tubos compósitos

3.3 Mapeamento dos tubos

Um mapeamento foi realizado em cada tubo, com o propósito de obter as dimensões a serem usadas nos modelos construídos para simulação numérica. Para isso, foram realizadas marcações em 10 seções ao longo da direção longitudinal do tubo. Estas seções estão separadas entre si por uma distância de 100 mm. Em cada seção, ao longo da direção circunferencial, dez pontos espaçados entre si de 18° foram marcados (Figura 45).

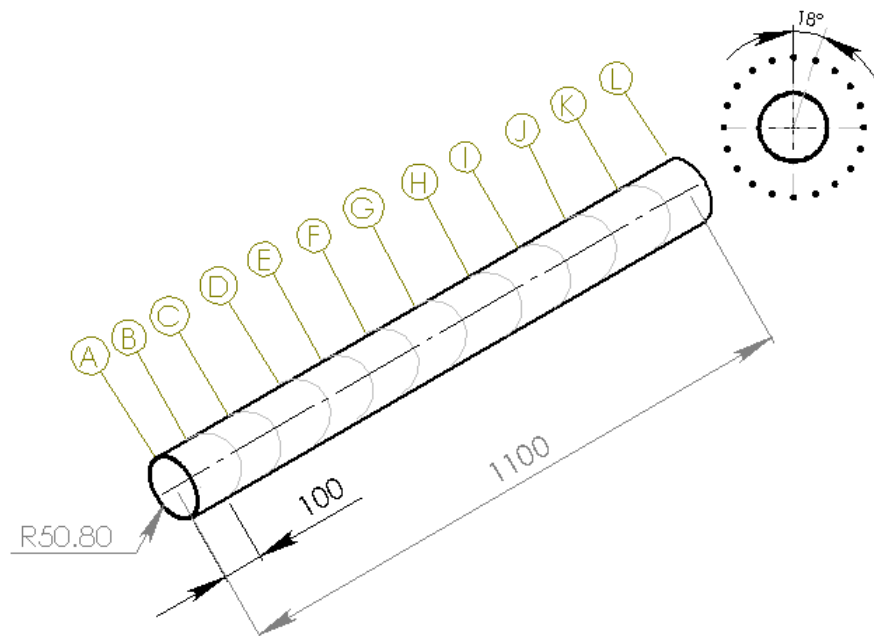


Figura 45 – Desenho esquemático mostrando as seções para mapeamento

O instrumento utilizado na medição do diâmetro externo dos tubos foi um paquímetro de 300 mm, com resolução de 0,02 mm. Em cada extremidade, foram realizadas dez medições do diâmetro interno dos tubos e vinte medições de espessura, com um paquímetro digital de 150 mm e resolução de 0,01 mm.

3.4 Produção de placas laminadas

Placas laminadas foram fabricadas para realização de ensaios mecânicos, através da técnica de laminação manual. Duas placas laminadas unidirecionais foram produzidas com 5 lâminas de fibra de vidro, para realização de ensaios de tração longitudinal e transversal ao reforço, respectivamente. Uma terceira foi produzida para tração em corpos-de-prova retirados de uma placa laminada a $\pm 45^\circ$ com 6 camadas (12 lâminas) de tecido em fibra de vidro.

As placas laminadas foram produzidas de tal modo que sua fração volumétrica fosse próxima da obtida nos tubos compósitos utilizados nesse trabalho. O ciclo de cura empregado também foi o mesmo, como descrito no item 3.2.

3.5 Determinação da massa específica e fração volumétrica

Para cada tubo e placa laminada produzida, foram realizadas medidas de massa específica [79] e de fração volumétrica de fibras [80]. Foram utilizados o método da queima, para determinação da fração em massa de fibras, e o método de diferença de volume, utilizando um picnômetro, para determinar a massa específica do compósito.

A massa de fibras é obtida pela diferença de peso das amostras de compósito antes e após a queima da matriz polimérica. Para tanto, cinco amostras de cada laminado, previamente pesadas em cadinhos, foram levadas a um forno da marca Eroeletronic, onde permaneceram durante duas horas a 500°C . O forno utilizado encontra-se no Laboratório de Processamento Térmicomecânico (Termic 2) do PEMM.

3.6 Bancada de teste hidrostático

Um sistema de pressurização de alta pressão foi projetado e montado no Laboratório de Materiais Compósitos do PEMM, para realização desse trabalho.

As principais partes integrantes do sistema de pressurização são:

- Conjunto portátil “Test Pac”, fornecido pela Flutrol, para testes hidrostáticos. Possui uma bomba hidropneumática Haskell com capacidade de pressurização de até 10000 psi (69 MPa) com acionamento pneumático (Figura 46);
- Compressor;
- Computador;
- Software RCHART;
- Sistema de aquisição de dados constituído de um registrador eletrônico com oito canais de entrada e conversor USB (Figura 47);
- Transmissor de Pressão JONHIS mod. TP-110, sinal de saída 4 - 20 mA e pressão de 7500 psi (51,7 MPa) (Figura 46);
- Caixa de aço carbono (3,2 mm espessura) com tampa de policarbonato (Figura 48).

A Figura 49 mostra um desenho esquemático da bancada de teste hidrostático com as principais partes integrantes do sistema de pressurização.

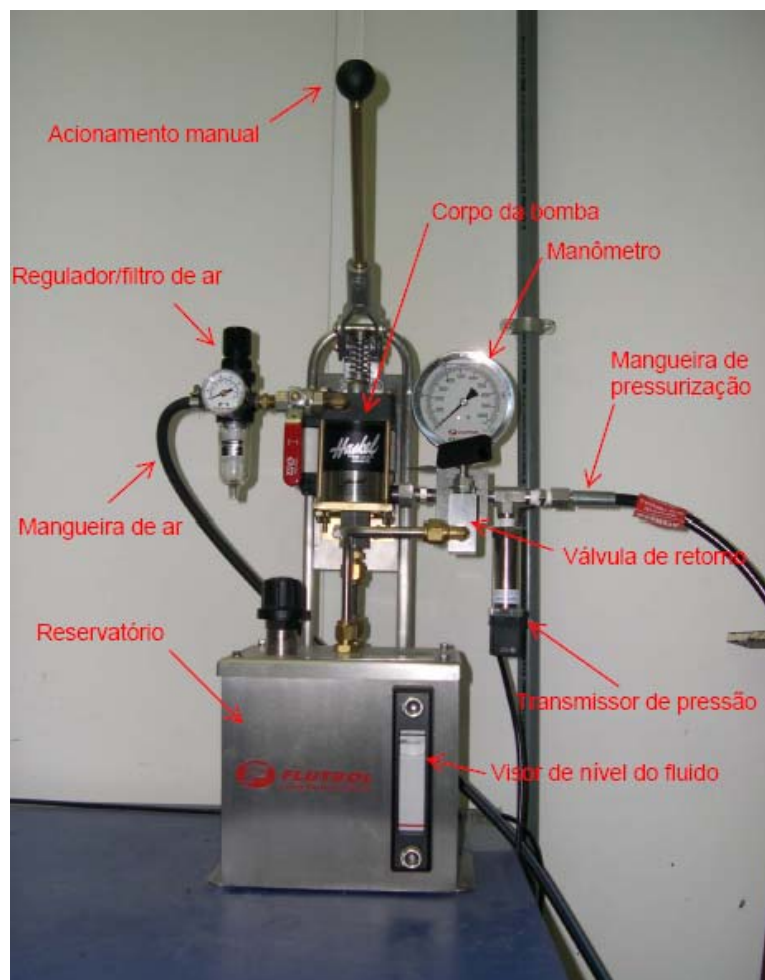


Figura 46 – Conjunto portátil para testes hidrostáticos

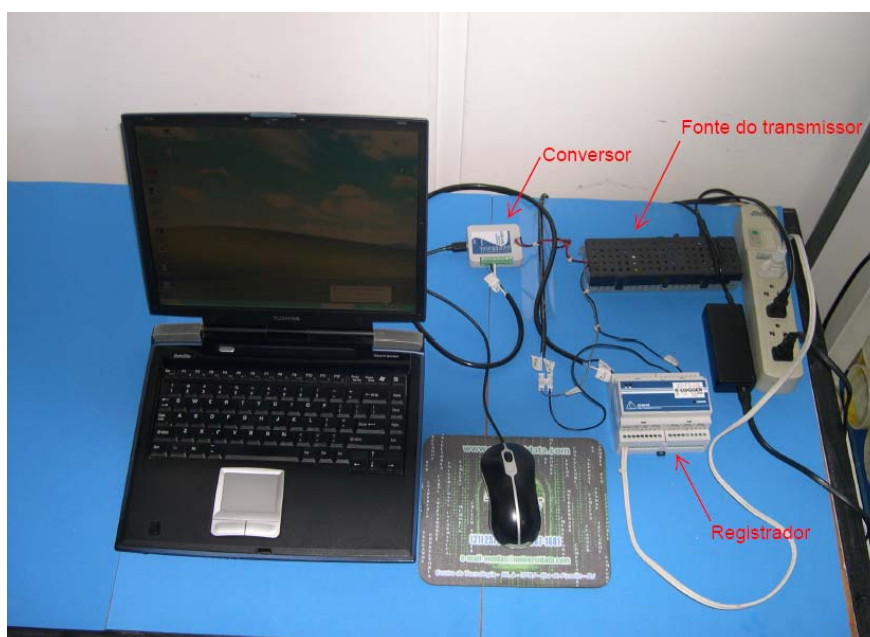


Figura 47 – Sistema de aquisição de dados



Figura 48 – Caixa de aço para proteção durante os testes hidrostáticos

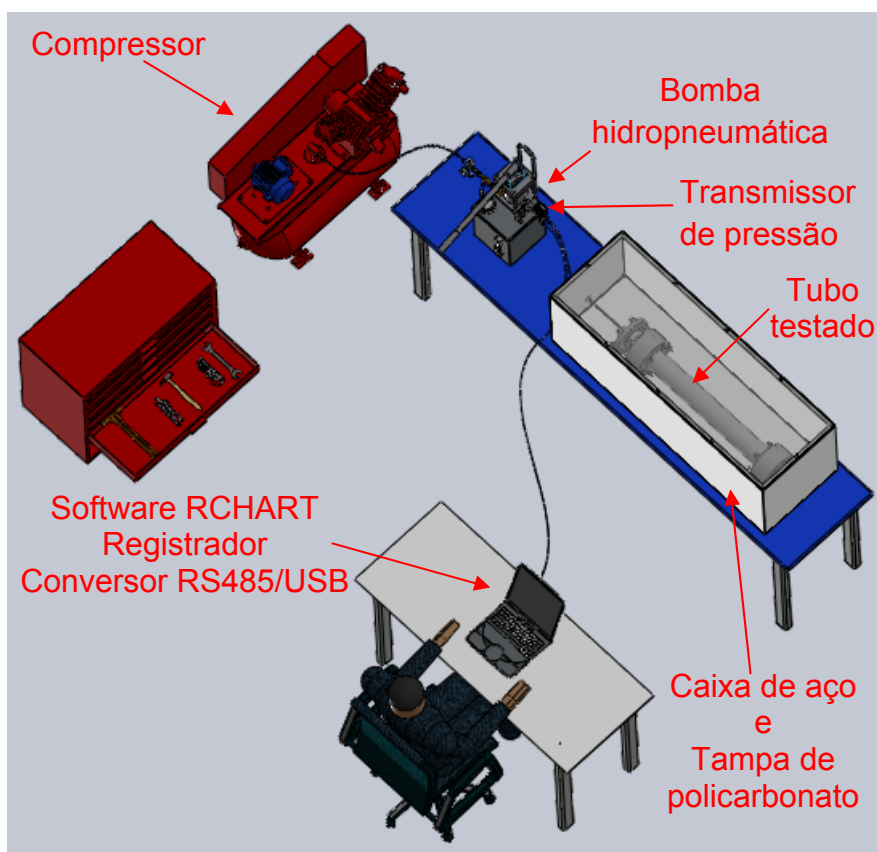


Figura 49 – Desenho esquemático da bancada de teste hidrostático

3.7 Carregamentos e as cabeças de vedação

Foram desenvolvidos três tipos de cabeças de vedação, a partir de um sistema de vedação empregado por Gomes [81]. Duas cabeças de vedação foram desenvolvidas (uma para cada condição de carregamento) para a realização dos testes hidrostáticos e obtenção da pressão de falha funcional. A falha funcional ocorre quando o tubo deixa de conter o fluido em seu interior, estando relacionado com o modo de falha chamado vazamento, e que normalmente, ocorre em tubos sem *liner* (revestimento interno). Uma terceira cabeça de vedação, mais simples, foi utilizada para teste hidrostático nas duas condições de carregamento com *liner* de PVC, para obtenção da pressão de falha estrutural. A falha estrutural ocorre quando o tubo perde a capacidade de suportar qualquer tipo de carregamento após o teste hidrostático, estando relacionado com o modo de falha chamado de explosão.

O primeiro carregamento é bastante conhecido por ser típico em vasos de pressão. Neste caso, o carregamento axial que incide sobre o disco de aço é transferido para o tubo através do sistema de fixação das cabeças de vedação (Figura 50). A razão entre a tensão circunferencial (σ_H) e a tensão axial (σ_A) é, neste caso, de 2H:1A. A Figura 51 mostra, em detalhes, o aparato utilizado neste carregamento.

O segundo carregamento é típico de tubulações bastante restringidas em que a deformação axial é zero. Na realidade, durante o carregamento o tubo sofre uma deformação circunferencial (dilatação), aumentando seu perímetro. Em contrapartida, na direção axial deveria ocorrer uma deformação axial (contração) pelo efeito de Poisson. Contudo, as garras do aparato utilizado (Figura 52) impedem essa deformação, fazendo surgir uma tensão axial nos tubos testados com essa condição de carregamento. A razão de tensão, neste caso, necessita ser calculada para cada ângulo de enrolamento empregado na fabricação dos tubos. O aparato utilizado para este carregamento é

semelhante ao empregado no caso da razão de tensão 2H:1A. A diferença está nos discos de aço que precisaram ser modificados para utilização da barra roscada. Para efeito prático, a barra de aço roscada é considerada ter rigidez infinita, sendo desprezada qualquer deformação axial durante os testes hidrostáticos decorrente de seu emprego.

Oito tubos (4 tubos para cada tipo de carregamento estudado) foram testados primeiro sem liner, para se conhecer a pressão correspondente à falha funcional (vazamento). Em seguida, esses tubos foram retestados com *liner* para obtenção da pressão máxima correspondente à falha estrutural dos tubos.

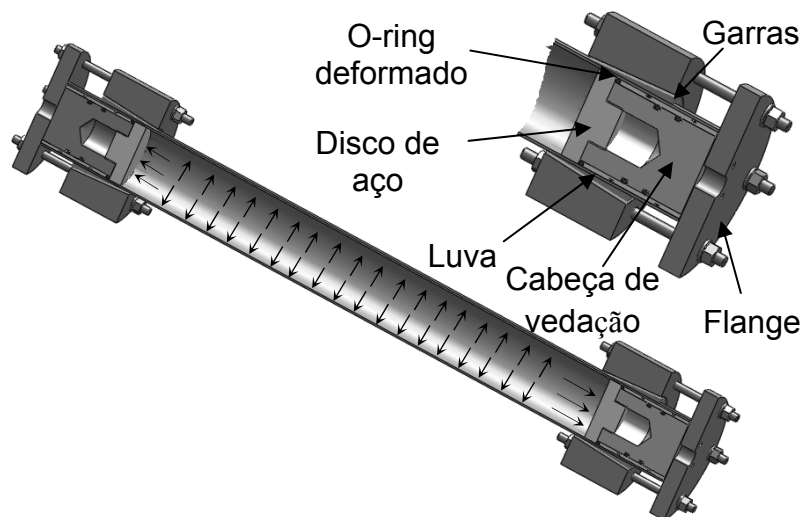


Figura 50 – Desenho esquemático mostrando o tubo montado para teste hidrostático com carregamento típico de vaso de pressão (tubo fechado)

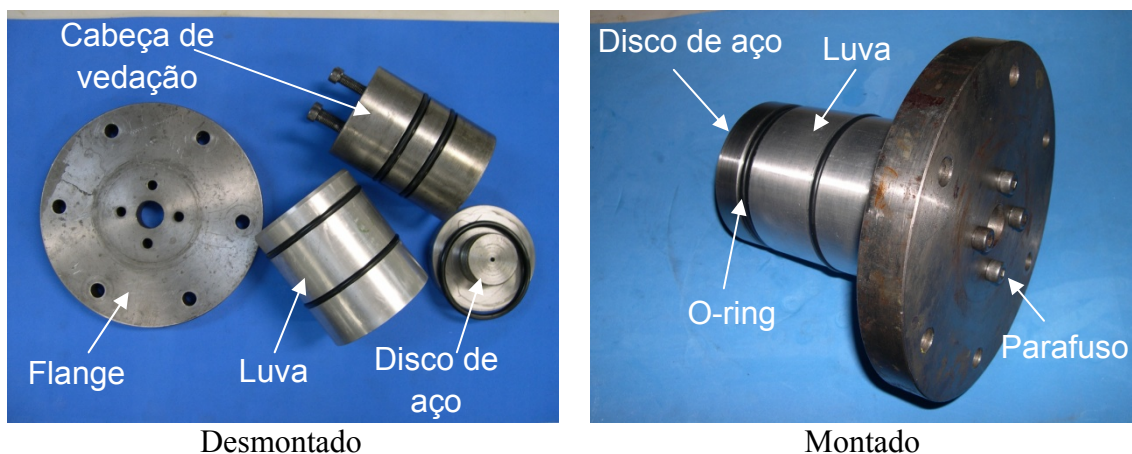


Figura 51– Aparato utilizado nos testes hidrostáticos sem *liner*

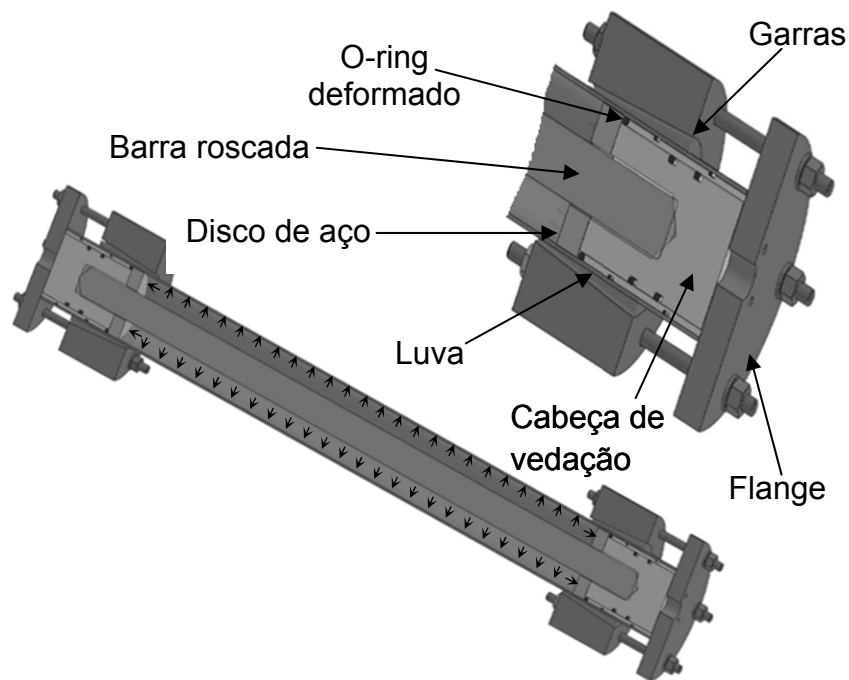


Figura 52 – Desenho esquemático mostrando tubo montado para ensaio com carregamento típico de tubulação restringida (tubo restringido)

As cabeças de vedação desenvolvidas nesse trabalho utilizam um *o-ring* que sofre deformação durante a montagem dos tubos, através do torque de quatro parafusos (Figura 51). Essa deformação provocada pelo deslocamento da luva durante o torque dos parafusos (Figura 53), força o *o-ring* copiar a superfície interna do tubo o suficiente para oferecer um sistema estanque e sem ocorrências de vazamento durante os testes. Normalmente, mais dois *o-rings* são utilizados para fornecer uma segunda barreira. Esse sistema é ideal para tubos compósitos sem *liner*, por causa da sua superfície interna irregular. Em tubos com *liner* não é necessário utilizar esse sistema, porque a superfície do *liner* é lisa. Nesse caso, podem ser utilizados apenas os *o-rings* que funcionam como segunda barreira (Figura 54).



Figura 53 – Deformação do *o-ring* promovido pelo deslocamento da luva



Figura 54 – Aparato utilizado nos testes hidrostáticos com *liner*

3.8 Preparação dos tubos

Para a realização dos testes hidrostáticos foi necessária uma preparação dos tubos, para receber o aparato montado em ambas as extremidades. O objetivo foi o de melhorar a fixação do aparato, sem a introdução de danos na parede dos tubos. A preparação dos tubos foi feita com a aplicação de duas camadas de reforço com cerca de 200 mm de comprimento, nas extremidades dos tubos, utilizando tecido em fibra de vidro impregnado com resina epóxi. A Figura 55 mostra, em detalhes, a preparação dos tubos.

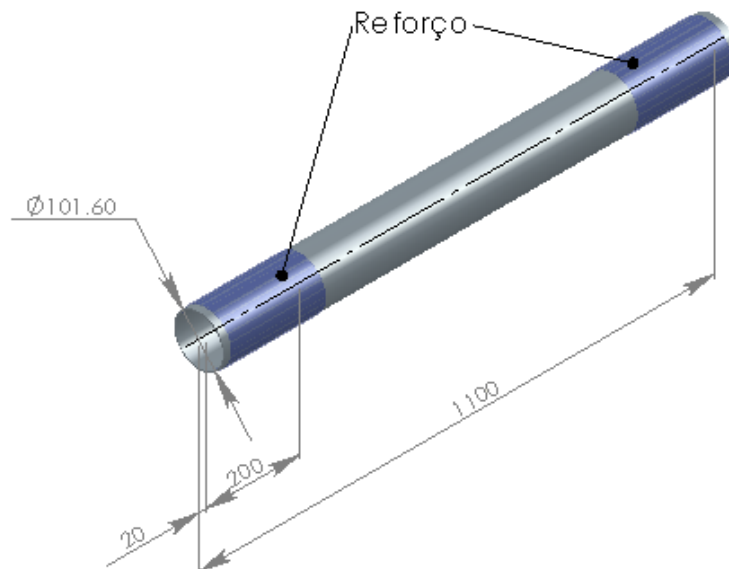


Figura 55 – Preparação dos tubos

3.9 Montagem/Desmontagem dos tubos

A montagem/desmontagem dos tubos foi uma etapa difícil para realização dos testes hidrostáticos, particularmente, nos testes envolvendo o uso de *liner*. Pequenas variações no diâmetro interno dos tubos compósitos (101,6 mm) e até mesmo, no diâmetro externo dos tubos de PVC, utilizados como *liner* (Figura 56), dificultaram bastante o processo de montagem.

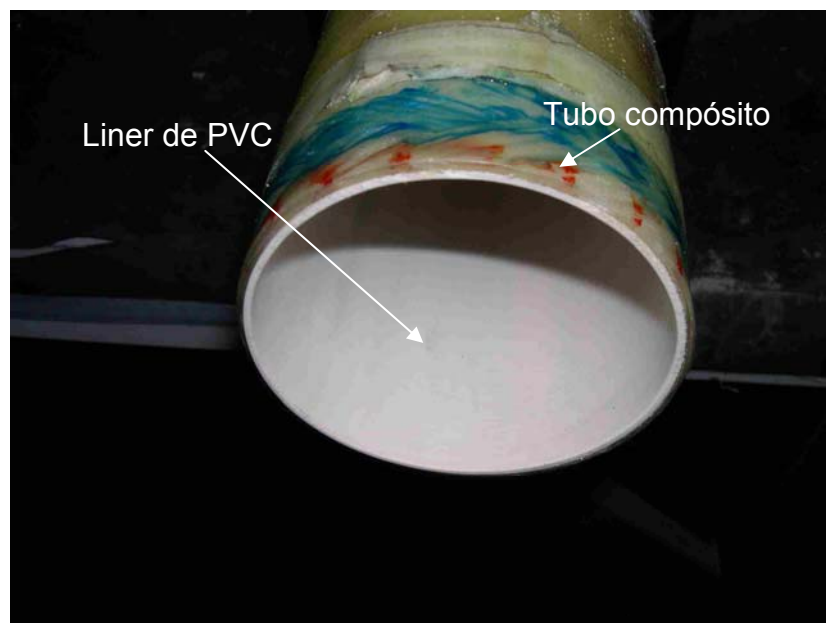


Figura 56 – *Liner* de PVC colocado no tubo compósito

Os tubos de PVC empregados nesse trabalho possuíam, em média, um diâmetro externo de 101,4 mm e espessura de 2,0 mm.

Em quase todos os tubos testados com *liner* foi necessário o lixamento dos tubos de PVC, para efetuar a montagem dos mesmos. Um extrator simples, feito com chapas de aço carbono e barra roscada, foi de grande utilidade, tanto durante a colocação do *liner* nos tubos, quanto na desmontagem para a retirada do conjunto cabeça de vedação/luva. A Figura 57 mostra a retirada do conjunto cabeça de vedação/luva de um tubo compósito com auxílio do extrator.

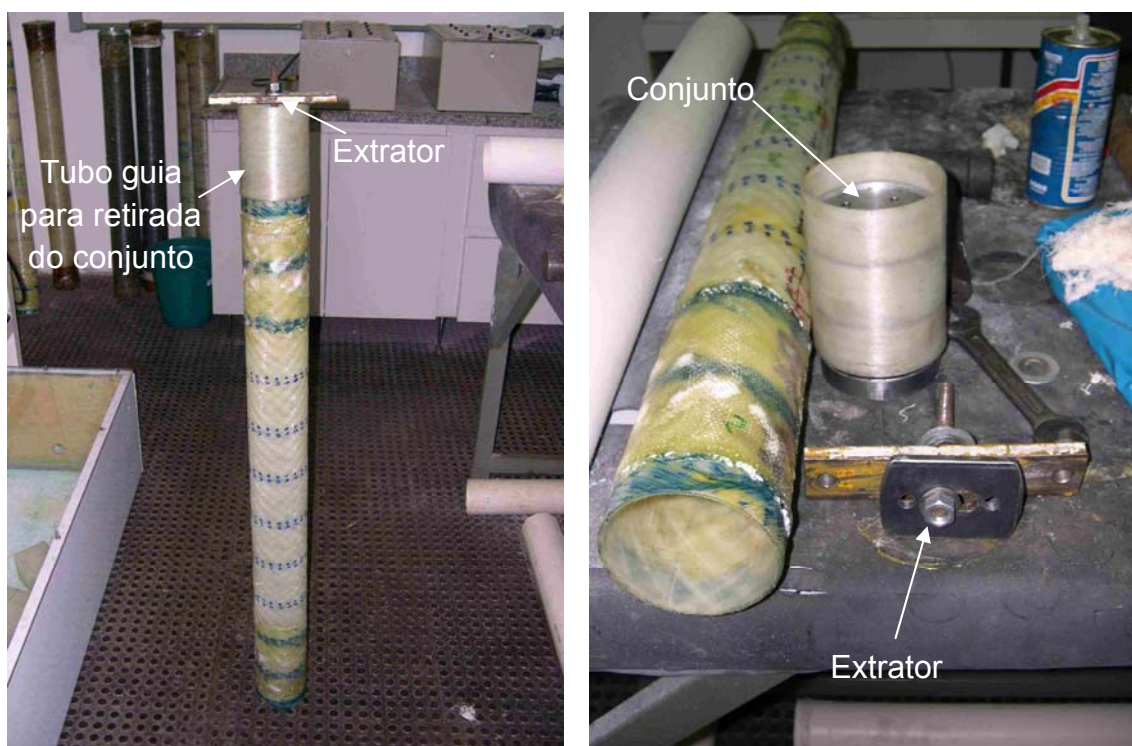


Figura 57 – Retirada do conjunto cabeça de vedação/ luva com extrator

A montagem dos tubos para realização dos testes hidrostáticos seguiu o seguinte procedimento:

- Colocação do conjunto cabeça de vedação/luva juntamente com flange em uma das extremidades;
- Posicionamento das garras sobre o reforço;
- Colocação do anel cônico e dos parafusos estojos para fixação do aparato;
- Torquear os parafusos estojos;
- Torquear os parafusos para deformação do *o-ring* de vedação;
- Colocar o tubo em pé e encher com água;
- Colocar o segundo anel cônico no tubo para montagem do conjunto cabeça de vedação/luva oposto;
- Colocar o conjunto cabeça de injeção/luva e purgar a água excedente no tubo;
- Posicionar as garras sobre o reforço;
- Levantar o anel até o encontro com as garras e colocar os parafusos estojos para fixação do aparato;
- Torquear os parafusos estojos e verificar o aperto no lado oposto;
- Torquear os parafusos para deformação do *o-ring* de vedação;
- Posicionar o tubo na caixa de proteção e conectar a mangueira da bomba hidropneumática;
- Fechar a caixa de proteção com a tampa de policarbonato e dar início ao procedimento de teste.

3.10 Ensaios mecânicos

Ensaios mecânicos de tração foram realizados com o propósito principal de fornecer algumas propriedades mecânicas necessárias à análise numérica. Foram realizados ensaios de tração longitudinal e transversal às fibras, além de ensaios de tração em laminados a $\pm 45^\circ$, para obtenção da resposta ao cisalhamento no plano.

Os ensaios mecânicos de tração foram realizados em uma máquina universal de ensaios EMIC, modelo EMIC DL 10000 de 100 kN de capacidade, localizada no Laboratório de Propriedades Mecânicas do Programa de engenharia Metalúrgica e de Materiais (PEMM). A velocidade de carregamento nos ensaios foi de 2 mm/min. Foi utilizada uma célula de carga de 49 kN (5000kgf) e um extensômetro com comprimento base de 50 mm para medição da deformação longitudinal nos corpos-de-prova. Os corpos-de-prova utilizados foram obtidos a partir do corte de placas laminadas nas dimensões sugeridas pela norma ASTM D 3039M (Tabela 4 e Figura 58) [82]. A norma ASTM D 3518 [83] foi utilizada, especificamente, para produção da placa laminada a $\pm 45^\circ$ e obtenção das propriedades mecânicas.

Seis corpos-de-prova foram empregados para os ensaios de tração longitudinal e transversal, enquanto que se utilizaram sete corpos-de-prova para o ensaio de tração a $\pm 45^\circ$.

Tabela 4 – Medidas dos corpos-de-prova

Ensaio	Tração longitudinal	Tração transversal	Tração a $\pm 45^\circ$
Norma	ASTM D 3039	ASTM D 3039	ASTM D 3518
Dimensões (mm)*			
Comprimento, A	250	175	250
Largura, B	15	25	25
Espessura, C	2,0	2,0	2,0
Comp. Reforço, D	56	25	-
Esp. Reforço, E	1,5	1,5	-

* Ver Figura 58

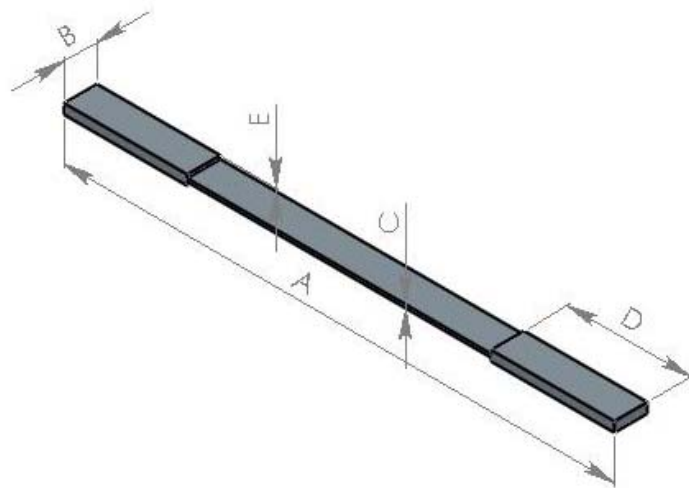


Figura 58 – Dimensões dos corpos-de-prova usados nos ensaios de tração

Assim, foram obtidos através dos ensaios mecânicos de tração, a tensão limite de resistência à tração longitudinal (X_T), transversal (Y_T) e de cisalhamento em laminados a $\pm 45^\circ$ (S_{12}). Foram, da mesma forma, obtidos os módulos de elasticidade longitudinal (E_L) e transversal (E_T). O módulo de cisalhamento nos laminados a $\pm 45^\circ$ (G_{LT}) foi obtido pela razão entre a tensão cisalhante ($\tau_{12} = \frac{P}{2A}$) e a deformação cisalhante ($\gamma_{12} = \varepsilon_L - \varepsilon_T$) para dois pontos da curva obtida. A deformação transversal (ε_T) foi obtida através do coeficiente de Poisson ($\nu_{LT} = -\frac{\varepsilon_T}{\varepsilon_L}$), uma vez que a máquina de ensaio de tração utilizada opera apenas com um extensômetro.

Os coeficientes de Poisson (ν_{LT}) e (ν_{TT}) foram obtidos pela regra das misturas e pela relação ($\frac{E_T}{2G_{TT}} - 1$), respectivamente.

As demais propriedades mecânicas, necessárias à análise numérica, foram obtidas através de equações da micromecânica aplicada a materiais compósitos e da literatura.

Uma equação para estimar o módulo de cisalhamento transversal (G_{TT}), proposta por Chamis [84], foi usada:

$$G_{TT} = \frac{G_m}{1 - \sqrt{V_f} \left(1 - \frac{G_m}{G_{f23}}\right)} \quad (67)$$

onde G_m e G_{f23} são os módulos de cisalhamento da matriz e das fibras, respectivamente. O subscrito “T” do modulo de cisalhamento transversal (G_{TT}) refere-se às duas direções transversais e ortogonais à direção da fibra. V_f é a fração volumétrica das fibras.

Uma equação desenvolvida por Hopkins e Chamis [85] foi usada na predição da tensão limite de resistência à compressão na direção longitudinal às fibras (X_C):

$$X_C = X_{fc} \left[V_f + \frac{V_m E_m}{E_{f1}} \right] \quad (68)$$

onde X_{fc} é a resistência à compressão da fibra na direção longitudinal e V_m é a fração volumétrica da matriz. E_m é o modulo de elasticidade da matriz e E_{f1} é o módulo elástico longitudinal da fibra.

A tensão limite de resistência à compressão na direção transversal às fibras (Y_C), de 145 MPa, foi obtida no trabalho de Soden *et al.* [86]. As energias de fratura da fibra e da matriz empregadas no trabalho foram $G_f=12,5 \text{ N/mm}$ e $G_m=1,0 \text{ N/mm}$ [87], respectivamente.

As Tabelas 5 e 6 mostram as propriedades mecânicas da matriz e da fibra usadas na predição de algumas propriedades dos laminados compósitos, através das equações da micromecânica.

Tabela 5 - Propriedades mecânicas da fibra de vidro

Material	E_{f1}^a (GPa)	E_{f2}^a (GPa)	G_{f12}^b (GPa)	G_{f23}^b (GPa)	ν_{f12}^b	X_{ft}^a (MPa)	X_{fc}^b (MPa)	ε_T^a (%)
<i>Fibra de vidro</i>	80	80	30,8	30,8	0,2	3100	1450	4,6

^aFonte: Owens Corning; ^bSoden et al. [86]

Tabela 6 - Propriedades mecânicas da matriz

Material	E_m^a (GPa)	G_m^b (GPa)	ν_m^b	Y_{mt}^a (MPa)	Y_{mc}^b (MPa)	ε_T^a (%)
<i>Resina epóxi</i>	3,6	1,24	0,35	61	120	2

^aFonte: Vantico Ltda; ^bSoden et al. [86]

Foi necessário ajustar as propriedades mecânicas obtidas a partir dos ensaios mecânicos, com os laminados planos, devido à diferença nas frações volumétricas entre estes laminados e os tubos compósitos. Este ajuste está baseado em procedimento publicado pela Det Norske Veritas (DNV) [23]. As seguintes fórmulas foram empregadas para ajustar as propriedades mecânicas:

$$E_L = E_L^0 \cdot \frac{V_f}{V_f^0} \quad (69)$$

$$E_T = E_T^0 \cdot \frac{1 - V_f^0}{1 - V_f} \quad (70)$$

$$G_{LT} = G_{LT}^0 \cdot \frac{1 - V_f^0}{1 - V_f} \quad (71)$$

$$X_T = X_T^0 \cdot \frac{V_f}{V_f^0} \quad (72)$$

onde o subscrito “L” nas constantes elásticas do material refere-se à direção longitudinal e o subscrito “T” refere-se à direção transversal à direção da fibra. A propriedade mecânica (X_T) é a tensão limite de resistência à tração longitudinal. O sobrescrito “0” identifica as propriedades obtidas a partir dos laminados.

As fórmulas usadas para ajuste das propriedades mecânicas são válidas se a diferença na fração volumétrica das fibras entre os laminados e os tubos, for menor que 10%. As propriedades transversais e de cisalhamento que são governadas pela matriz foram mantidas inalteradas.

Os Ensaios de tração em anel foram realizados, de acordo com a Norma ASTM D2290 [88], em cinco amostras retiradas de um tubo compósito $[\pm 55^\circ]_4$, para efeito de comparação com os resultados experimentais e numéricos. A Figura 59 apresenta a geometria e as dimensões dos corpos-de-prova.

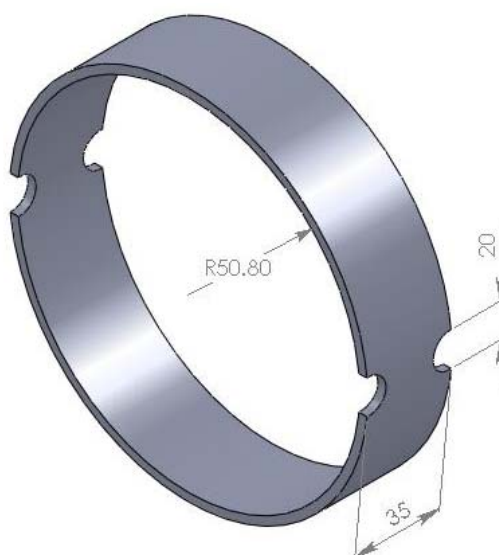


Figura 59 – Dimensões dos corpos-de-prova usados nos ensaios de anel

Os ensaios foram realizados no Laboratório de Tecnologia Submarina do Programa de Engenharia Oceânica/COPPE, em uma máquina Instron 8800 com célula de carga de 250 kN e taxa de deslocamento do travessão de 5 mm/min.

3.11 Microscopia ótica

A análise microscópica teve três objetivos, a saber: mostrar a distribuição das fases e a presença de vazios na microestrutura dos tubos, medir o ângulo de enrolamento nos tubos compósitos e revelar as trincas introduzidas na parede dos tubos depois dos testes hidrostáticos. Para tal, foram retiradas amostras nas direções transversais e paralelas às fibras nos tubos para analisar a microestrutura dos materiais. As amostras foram embutidas em resina epóxi e, em seguida, lixadas e polidas para posterior análise.

No caso da medição do ângulo de enrolamento nos tubos, a retirada e preparação das amostras foram efetuadas após a realização de uma marcação feita com estilete na superfície dos tubos e que serviu como base de referência na verificação dos ângulos de enrolamento. O próprio aparato empregado nos testes hidrostáticos e um esquadro garantiram o alinhamento correto para a marcação feita com estilete (Figura 60) nos tubos compósitos.



Figura 60 – Marcação dos tubos para verificação do ângulo de enrolamento

A marcação inicial com estilete foi reforçada utilizando uma lâmina de serra, formando um entalhe na amostra (Figura 61). As arestas do entalhe são utilizadas como referência na medição do ângulo de enrolamento. O restante do procedimento de preparação dessas amostras foi idêntico ao adotado para as demais.

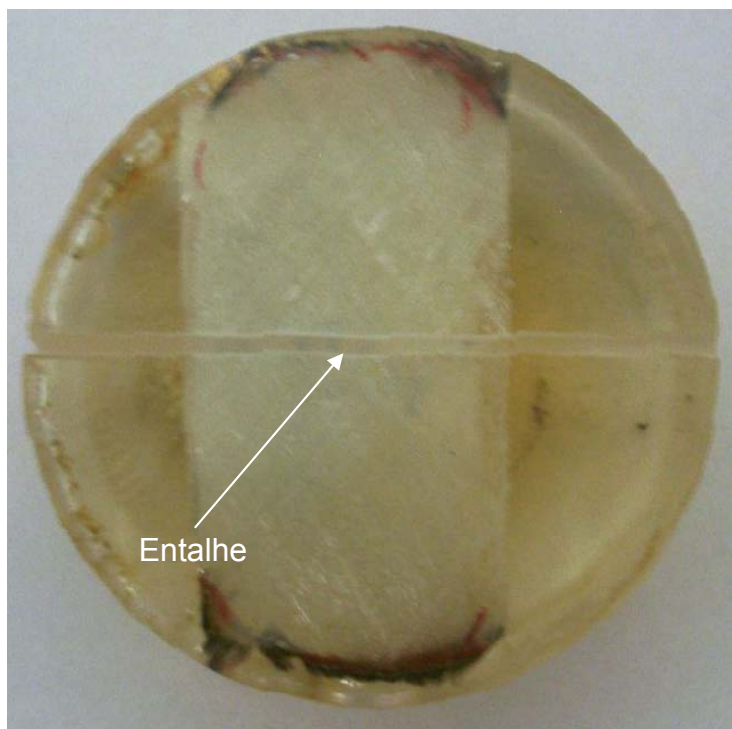


Figura 61 – Amostra sendo preparada para medição do ângulo de enrolamento

3.12 Análise térmica

A técnica de Calorimetria Exploratória Diferencial (“DSC - *Differential Scanning Calorimeter*”) foi utilizada para verificar se o ciclo de cura foi suficiente para promoção da cura completa do sistema polimérico empregado nos tubos e placas laminadas. Foi feita uma corrida inicial de 0°C a 250°C, com taxa de aquecimento de 10°C/min, seguida de um resfriamento rápido e reaquecimento na mesma taxa da primeira corrida. O calorímetro utilizado está localizado no Laboratório Multiusuário de Caracterização de Materiais pertencente ao Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais (PEMM).

3.13 Análise por elementos finitos

Os modelos empregados no estudo numérico foram construídos com base no mapeamento realizado nos tubos testados, conforme visto no item 3.3.

A análise numérica foi efetuada com emprego do programa de elementos finitos ABAQUS e uma sub-rotina externa (UMAT).

Na análise com elementos finitos, a discretização dos modelos foi realizada utilizando elementos de casca contínuos de 8 nós e integração reduzida (SC8R). O controle de *hourglass* foi usado para esses elementos.

O método de Riks foi empregado na solução numérica. A introdução de danos nos tubos compósitos, durante seu carregamento nos testes hidrostáticos, eventualmente causa um amolecimento localizado enquanto o material contíguo descarrega elasticamente. Estes efeitos locais podem ser acompanhados por uma mudança repentina no carregamento, mantendo o deslocamento praticamente constante (“*Snap-back*”) ou uma mudança repentina no deslocamento, mantendo o carregamento praticamente constante (“*Snap-through*”). Para obter uma solução de equilíbrio não linear estática para problemas de instabilidade, aonde a resposta carga-deslocamento pode exibir este tipo de comportamento, o método de Riks oferece uma solução efetiva.

Essa análise está dividida em duas partes:

- A primeira foi a validação dos modelos numéricos (4 modelos para cada carregamento investigado experimentalmente, perfazendo um total de 8 modelos);
- Um estudo paramétrico foi realizado, posteriormente, visando conhecer o ângulo ótimo de enrolamento para diferentes carregamentos nos tubos e extrapolar os resultados para diferentes relações de espessura/raio (h/r) com modelos empregando um ângulo de enrolamento de 55° .

Os itens 3.13.1 e 3.13.2 detalham a metodologia empregada neste trabalho.

3.13.1 Modelos de elementos finitos

Um total de oito modelos foram construídos, a partir dos dados obtidos no mapeamento dos tubos, conforme item 3.3, para validação a partir dos resultados experimentais. Posteriormente, mais seis modelos foram construídos para compor o estudo paramétrico. A construção dos modelos foi efetuada no próprio ABAQUS. A Figura 61 mostra a aparência dos modelos construídos.

Como observado na Figura 62, os modelos foram construídos assumindo que a deformação na seção transversal dos tubos fosse simétrica nos planos 1-3 e 2-3. Além disso, o plano 1-2 (Figura 62) localizado no centro do eixo longitudinal do tubo foi assumido ser também um plano de simetria. Desta forma, com as hipóteses adotadas, o problema inicial foi reduzido a 1/8, ajudando a reduzir o custo computacional nas análises numéricas.

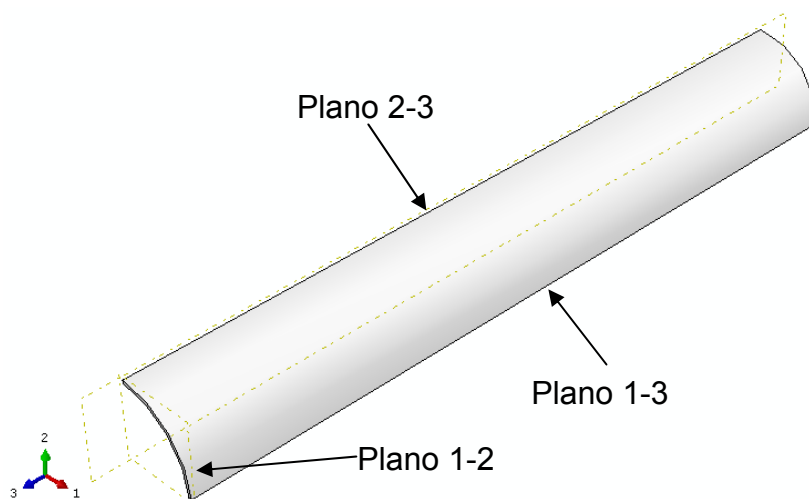


Figura 62 – Aspecto dos modelos construídos

Uma seção de 50 mm, em cada modelo, foi modelada com uma redução gradual na espessura que reproduz os valores encontrados no mapeamento dos tubos. A redução de espessura ocorre tanto no plano 1-2 quanto no plano 2-3 em direção ao ponto A (ponto de menor espessura nos modelos), como indicado na Figura 63.

Dois tipos de carregamentos foram utilizados nos modelos, a saber:

- O primeiro carregamento, típico em vasos de pressão, os tubos fechados (2H:1A) não tem restrição de movimento na direção longitudinal, mas possuem uma carga axial (Figura 64);
- O segundo ocorre em tubos com extremidades restringidas ($U_3=0$), onde uma carga axial também ocorre decorrente do efeito de Poisson no tubo compósito e que será função do ângulo de enrolamento (Figura 64);

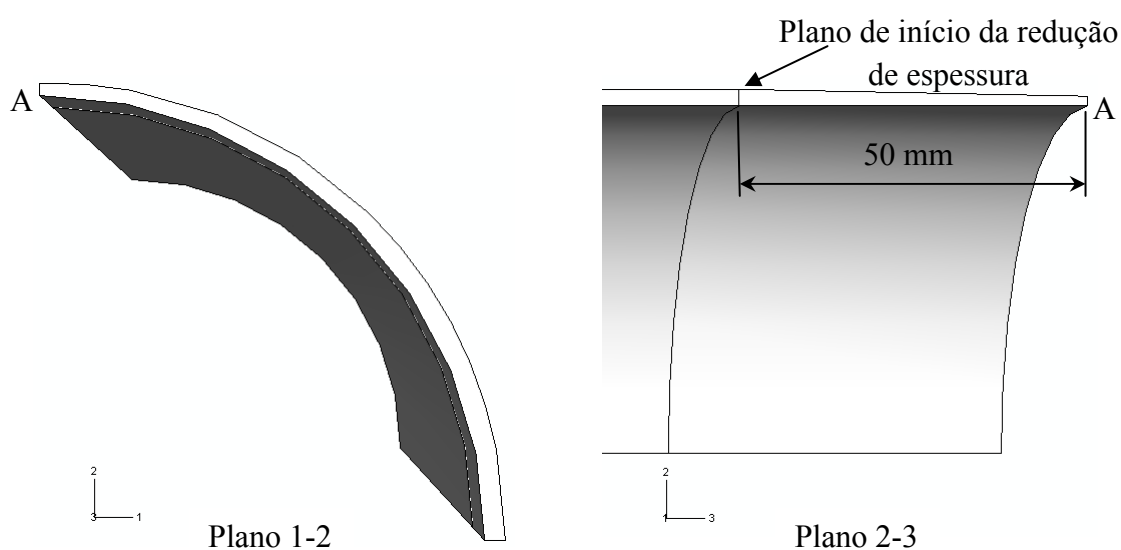


Figura 63 – Redução gradual de espessura nos modelos

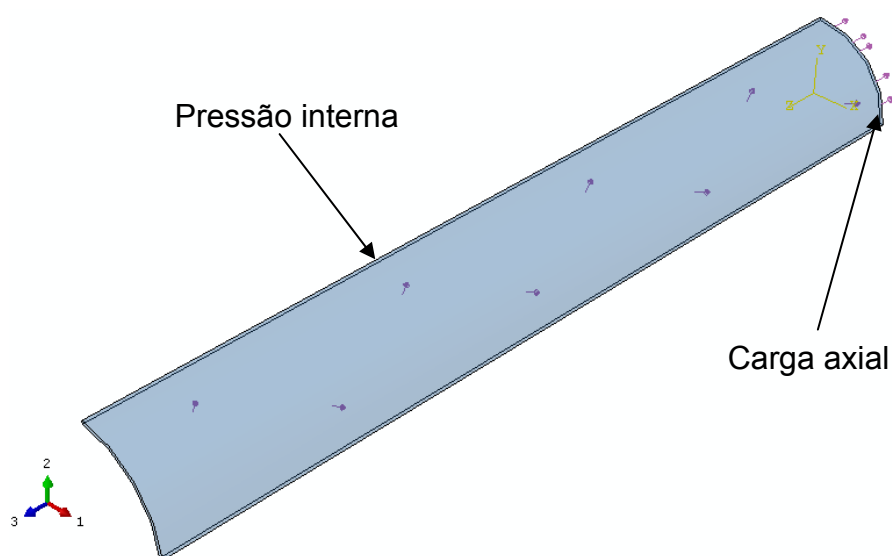


Figura 64 – Cargas aplicadas nos modelos

As condições de contorno foram definidas em função dos carregamentos estudados na análise numérica. A Figura 65 mostra as condições de contorno nos modelos para tubos fechado.

A Figura 66 mostra as condições de contorno nos modelos para o carregamento idealizado para tubos restringidos.

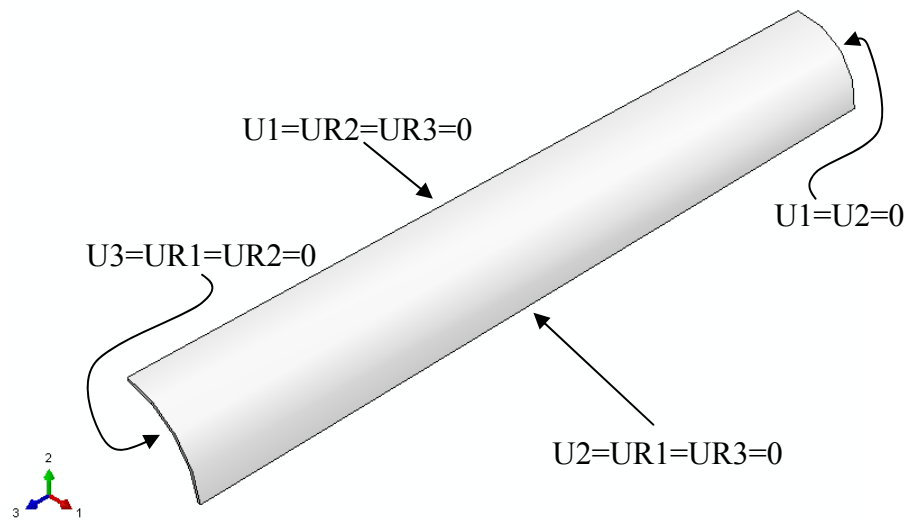


Figura 65 – Condições de contorno para os tubos fechados

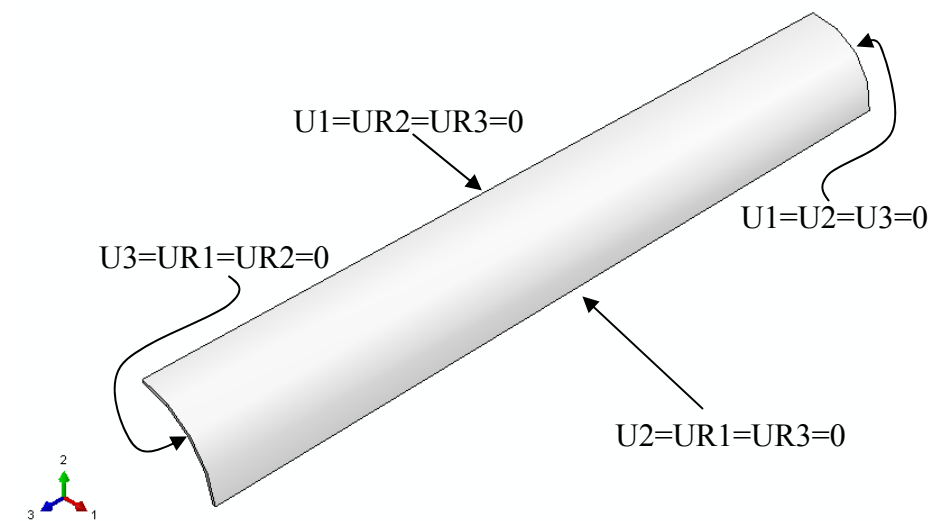


Figura 66 – Condições de contorno para os tubos restringidos

Os modelos foram discretizados na direção circunferencial e longitudinal utilizando divisões uniformes para geração de malhas regulares. A seleção da densidade das malhas (refinamento h), para cada carregamento analisado, foi efetuada através de análise de sensibilidade.

3.13.2 Sub-rotina de material definida pelo usuário (UMAT)

Neste estudo, a análise de falha progressiva foi empregada utilizando um modelo constitutivo proposto por Linde *et al.* [3]. Esse modelo é implementado no programa comercial ABAQUS (versão 6.7) através de uma sub-rotina de material definida pelo usuário (UMAT).

O modelo está baseado numa formulação de danos contínuos com diferentes critérios de falha para matriz e a fibra. No modelo, a degradação gradual do material é assumida. Esta degradação foi controlada pelas energias individuais de fratura da matriz e da fibra, respectivamente. Para a matriz, o seguinte critério foi usado [3]:

$$f_m = \sqrt{\frac{\varepsilon_{22}^t}{\varepsilon_{22}^c} (\varepsilon_{22})^2 + \left(\varepsilon_{22}^t - \frac{(\varepsilon_{22}^t)^2}{\varepsilon_{22}^c} \right) \varepsilon_{22} + \left(\frac{\varepsilon_{22}^t}{\varepsilon_{12}^s} \right)^2 (\varepsilon_{12})^2} \quad (73)$$

onde $\varepsilon_{22}^t = Y_T / C_{22}$ e $\varepsilon_{22}^c = Y_C / C_{22}$ são as deformações na falha, perpendiculares à direção da fibra em tração e compressão, respectivamente. A deformação na falha para o cisalhamento é $\varepsilon_{12}^s = S_{12} / C_{44}$. Os C_{ij} são os componentes da matriz de elasticidade sem danos e Y_T, Y_C, S_{12} são as propriedades de resistência transversais e cisalhantes dos tubos compósitos usados nesse trabalho, respectivamente. A falha ocorre quando o valor limite é excedido ($f_m > \varepsilon_{22}^t$).

Uma vez que o critério acima seja satisfeito, a variável de danos, d_m , evolui de acordo com a seguinte equação [3]:

$$d_m = 1 - \frac{\varepsilon_{22}^t}{f_m} e^{(-C_{22}\varepsilon_{22}^t(f_m - \varepsilon_{22}^t)/G_m)} \quad (74)$$

O critério para falha da fibra é dado por [3]:

$$f_f = \sqrt{\frac{\varepsilon_{11}^t}{\varepsilon_{11}^c} (\varepsilon_{11})^2 + \left(\varepsilon_{11}^t - \frac{(\varepsilon_{11}^t)^2}{\varepsilon_{11}^c} \right) \varepsilon_{11}^2} \quad (75)$$

aqui $\varepsilon_{11}^t = X_T / C_{11}$ e $\varepsilon_{11}^c = X_C / C_{11}$ são as deformações na falha, alinhadas com a direção das fibras em tração e compressão, respectivamente. X_T e X_C são as propriedades de resistência longitudinal do compósito usado neste trabalho. A falha ocorre quando f_f excede seu valor limite $(f_f > \varepsilon_{11}^t)$.

Um segundo parâmetro, para dano na fibra, é introduzido [3]:

$$d_f = 1 - \frac{\varepsilon_{11}^t}{f_f} e^{(-C_{11}\varepsilon_{11}^t(f_f - \varepsilon_{11}^t)/G_f)} \quad (76)$$

A camada vidro/epóxi exibe isotropia transversal. A matriz de rigidez da lei de Hooke que relaciona a tensão com a deformação, para um material transversalmente isotrópico, com seus coeficientes C_{ij} íntegros é:

$$C = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & & & C_{44} & 0 & 0 \\ & & & & C_{55} & 0 \\ Sim. & & & & & C_{66} \end{bmatrix} \quad (77)$$

Os coeficientes de rigidez C_{ij} na matriz são definidos em termos de constantes elásticas do material. Os termos não nulos são, a saber:

$$\begin{aligned} C_{11} &= \frac{E_L(1-\nu_{TT}^2)}{\Delta}; & C_{22} &= \frac{E_T(1-\nu_{LT}\nu_{TL})}{\Delta}; & C_{33} &= \frac{E_T(1-\nu_{LT}\nu_{TL})}{\Delta} \\ C_{12} &= \frac{E_T(\nu_{LT} + \nu_{LT}\nu_{TT})}{\Delta}; & C_{13} &= \frac{E_T(\nu_{LT} + \nu_{LT}\nu_{TT})}{\Delta}; & C_{23} &= \frac{E_T(\nu_{TT} + \nu_{LT}\nu_{TL})}{\Delta} \\ C_{44} &= G_{LT}; & C_{55} &= G_{LT}; & C_{66} &= G_{TT} \end{aligned} \quad (78)$$

com

$$\Delta = 1 - 2\nu_{LT}\nu_{TL} - \nu_{TT}^2 - 2\nu_{LT}\nu_{TL}\nu_{TT}$$

onde o subscrito “L” refere-se à direção longitudinal e o subscrito “T” refere-se às duas direções transversais ortogonais à direção da fibra.

Durante a progressão dos danos a matriz de elasticidade efetiva é reduzida por duas variáveis de danos d_f e d_m , como mostrado a seguir:

$$C_d = \begin{bmatrix} (1-d_f)C_{11} & (1-d_f)(1-d_m)C_{12} & (1-d_f)C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & (1-d_m)C_{22} & (1-d_f)(1-d_m)C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & & & (1-d_f)(1-d_m)C_{44} & 0 & 0 \\ & & & & C_{55} & 0 \\ Sim. & & & & & C_{66} \end{bmatrix} \quad (79)$$

Na sub-rotina UMAT, as tensões são atualizadas de acordo com a seguinte equação:

$$\sigma = C_d : \varepsilon \quad (80)$$

Para melhorar a convergência, uma técnica baseada na regularização da viscosidade das variáveis de danos é implementada na sub-rotina UMAT. Com esta técnica, as variáveis de danos calculadas a partir das equações de evolução de danos, mostradas anteriormente, não são usadas diretamente; ao invés disso, as variáveis de danos são regularizadas através das seguintes equações [3]:

$$\begin{aligned}\dot{d}_m^v &= \frac{1}{\eta} (d_m - d_m^v) \\ \dot{d}_f^v &= \frac{1}{\eta} (d_f - d_f^v)\end{aligned}\tag{81}$$

onde d_m e d_f são as variáveis de danos da matriz e da fibra calculadas de acordo com as leis de evolução de danos apresentadas anteriormente, d_m^v e d_f^v são as variáveis de danos regularizadas usadas efetivamente nos cálculos da matriz de elasticidade degradada, e η é o parâmetro de viscosidade que controla a taxa na qual as variáveis de danos regularizados d_m^v e d_f^v se aproximam das variáveis de danos verdadeiros d_m e d_f . As variáveis de danos d_m e d_f foram armazenadas como variáveis dependentes da solução SDV2 e SDV1, respectivamente.

Baixos valores de viscosidade promovem uma redução na resistência do material, induzindo sua falha repentina. Testes com aumento gradual da viscosidade foram necessários para calibração dos modelos numéricos e, com isso, atingir valores satisfatórios na correlação com os resultados obtidos nos experimentos. O valor da viscosidade usada neste trabalho foi 0,005 para os tubos fechados (2H:1A) e 0,03 para os tubos restringidos.

Capítulo 4

Resultados e Discussões

Neste capítulo serão apresentados e discutidos os resultados obtidos em cada fase do desenvolvimento da tese. A discussão visa a melhor compreensão dos resultados e correlacioná-los, sempre que possível, com os resultados encontrados na literatura.

4.1 Mapeamento dos tubos

Todos os tubos compósitos foram mapeados antes dos testes hidrostáticos. Os resultados obtidos forneceram algumas informações importantes a respeito do processo de fabricação por enrolamento filamentar. A seguir, estão mostrados os resultados obtidos do mapeamento, para cada tubo.

Os tubos apresentaram um diâmetro interno (valores médios), medido em ambas as extremidades (Tabela 7), além dos respectivos desvios-padrão (SD).

Tabela 7 – Diâmetro interno dos tubos testados				
Tubo	Fechado		Restringido	
	Diâmetro interno (mm)			
	Média (mm)	SD	Média (mm)	SD
45°	101,16	0,4	101,93	0,24
55°	101,7	0,29	101,5	0,32
60°	102	0,31	102,8	0,2
75°	101,5	0,34	102	0,27

A dispersão encontrada entre os valores médios do diâmetro interno dos tubos testados, provavelmente, foi em função do emprego de diferentes mandris utilizados na fabricação dos tubos.

As demais medições importantes, realizadas nestes tubos, encontram-se na Tabela 8 e Tabela 9. As medidas destacadas com um retângulo correspondem ao menor valor médio do diâmetro externo obtido em cada tubo e o menor diâmetro externo, respectivamente.

Tabela 8 – Resultado do mapeamento externo dos tubos fechados

[±45°] ₄												
Diâmetro (mm)	Seção (mm)											
	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L
	0	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000	1100
Médio	107,64	107,39	107,07	106,91	106,86	106,97	106,74	107	107,01	107,5	108,32	108,63
Maior	108,1	108,56	108,1	107,76	108	108	107,44	108,2	107,8	108,8	109,1	109,38
Menor	107,32	106,72	106,44	106,32	105,96	106,08	105,96	106,24	106	106	106,9	107,76
Ovalização*(%)	0,36	0,85	0,77	0,67	0,95	0,9	0,69	0,91	0,84	1,3	1,02	0,75
[±55°] ₄												
Diâmetro (mm)	Seção (mm)											
	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L
	0	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000	1100
Médio	107,56	107,47	107,46	107,32	106,94	107,32	107,06	106,85	107,16	107,18	107,13	106,98
Maior	108,06	107,84	107,8	108	107,9	108,34	107,72	107,46	108,3	107,78	108	107,92
Menor	106,68	106,78	106,74	106,64	106,4	106,84	106,32	106,18	106,68	106,4	106,42	106,5
Ovalização*(%)	0,64	0,49	0,49	0,63	0,7	0,7	0,65	0,6	0,75	0,64	0,74	0,66
[±60°] ₄												
Diâmetro (mm)	Seção (mm)											
	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L
	0	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000	1100
Médio	106,71	107,06	106,96	106,47	106,41	106,66	106,81	107,09	107,52	107,95	108,17	108,24
Maior	107,08	107,56	107,96	107,06	106,9	107,3	107,2	107,86	107,96	108,5	108,9	108,48
Menor	106,00	106,48	105,92	106,00	105,66	106,16	106,3	106,48	107,00	107,4	107,56	107,56
Ovalização*(%)	0,51	0,5	0,95	0,5	0,58	0,53	0,42	0,64	0,45	0,51	0,62	0,43
[±75°] ₄												
Diâmetro (mm)	Seção (mm)											
	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L
	0	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000	1100
Médio	106,57	106,71	106,39	106,43	106,79	106,27	106,22	106,18	106,63	106,93	106,83	105,95
Maior	106,98	107,9	107,2	107,06	107,38	106,86	107,18	106,98	107,7	107,6	107,6	107,32
Menor	106	106,18	105,6	105,42	106,26	105,72	105,5	105,58	105,3	106,38	106,22	104,06
Ovalização*(%)	0,46	0,8	0,75	0,77	0,52	0,54	0,79	0,66	1,13	0,57	0,65	1,54

$$* \frac{D_{m\acute{a}x} - D_{m\grave{i}n}}{D_{m\acute{a}x} + D_{m\grave{i}n}} \times 100$$

Tabela 9 – Resultado do mapeamento externo dos tubos restringidos

[±45°] ₄												
Diâmetro (mm)	Seção (mm)											
	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L
	0	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000	1100
Médio	110,12	108,18	108,19	107,19	107,28	107,15	107,12	107,25	107,44	107,58	107,77	108,06
Maior	111,2	108,6	108,8	107,7	108,1	108	107,6	107,6	107,8	108	108,3	108,9
Menor	109,1	107,5	107,3	106,7	106,4	106,7	106,7	106,9	107,1	107,1	107,3	107,5
Ovalização*(%)	0,95	0,51	0,69	0,47	0,79	0,61	0,42	0,33	0,33	0,42	0,46	0,65
[±55°] ₄												
Diâmetro (mm)	Seção (mm)											
	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L
	0	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000	1100
Médio	108,88	107,92	107,27	106,92	106,86	106,59	106,39	106,54	106,61	107,08	106,46	107,368
Maior	109,5	108,64	107,6	107,76	107,62	107,56	107,26	107,5	107,86	108	107	107,96
Menor	108,24	107,1	107	106,38	105,74	106	105,58	105,6	106	106	105,94	106,7
Ovalização*(%)	0,58	0,71	0,28	0,64	0,88	0,73	0,79	0,89	0,87	0,93	0,5	0,59
[±60°] ₄												
Diâmetro (mm)	Seção (mm)											
	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L
	0	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000	1100
Médio	107,83	108,04	108,06	108,33	108,68	107,68	107,67	107,94	107,94	108,04	108,42	107,63
Maior	108,6	108,68	109,4	108,64	109,36	108,14	108,74	108,74	108,84	109,1	109,42	108,42
Menor	107,06	107,26	107,14	107,62	108	107,36	106,3	107,06	107,06	107,42	107,84	106,4
Ovalização*(%)	0,71	0,66	1,04	0,47	0,63	0,36	1,13	0,78	0,82	0,78	0,73	0,94
[±75°] ₄												
Diâmetro (mm)	Seção (mm)											
	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L
	0	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000	1100
Médio	106,68	106,6	107,02	106,39	106,92	106,67	107,08	106,6	106,57	106,91	107,42	106,50
Maior	107,2	107,36	108,1	107,04	107,56	107,44	107,88	107,76	107,5	107,78	107,96	106,88
Menor	106,1	105,84	106,38	105,52	106,28	106,28	106,16	104,8	105,7	106,36	106,9	105,98
Ovalização*(%)	0,52	0,71	0,8	0,72	0,6	0,54	0,8	1,06	0,84	0,66	0,49	0,42

$$* \frac{D_{\max} - D_{\min}}{D_{\max} + D_{\min}} \times 100$$

Em boa parte dos tubos compósitos fabricados, foi observado que o menor valor médio encontrado no diâmetro externo (Tabela 8 e 9), destacado com um retângulo, se localiza próximo à região central dos tubos. Provavelmente, isto foi decorrente de maior retirada do excesso de resina nessa região (procedimento manual de raspagem com espátula) durante o processo de enrolamento filamental.

Outra observação a partir do mapeamento dos tubos é uma gradual redução da espessura dos tubos, dos de ângulo mais baixo para o mais alto (Tabela 10). A origem dessa mudança na espessura da parede dos tubos compósitos em função do ângulo de enrolamento, deve estar relacionada com a redução no número de passadas necessárias para a cobertura completa do mandril.

Uma explicação para eventuais pontos, ou seção, onde ocorre uma redução acentuada na espessura da parede do tubo, é a ruptura dos *rovings* durante o processo de enrolamento filamental. No tubo fechado $[\pm 75^\circ]_4$ foi registrado o rompimento de fibra durante sua fabricação, onde possivelmente, esse problema pode ter ocorrido. Embora se possa efetuar a reposição do *roving* rompido, tão logo a falha seja identificada durante a fabricação, não há garantia de que essa reposição ocorra da maneira adequada.

Tabela 10 – Valores médios e espessura mínima dos tubos testados

Tubo		Média t (mm)	Menor valor médio t (mm)	Seção	Espessura mínima t _{min} (mm)	Seção
Fechado	$[\pm 45^\circ]_4$	3,09	2,79	G (600 mm)	2,4	G (600 mm)
	$[\pm 55^\circ]_4$	2,75	2,58	H (700 mm)	2,24	H (700 mm)
	$[\pm 60^\circ]_4$	2,54	2,21	E (400 mm)	1,83	E (400 mm)
	$[\pm 75^\circ]_4$	2,99	2,34	H (700 mm)	1,9	I (800 mm)
Restringido	$[\pm 45^\circ]_4$	2,93	2,59	G (600 mm)	2,39	G (600 mm)
	$[\pm 55^\circ]_4$	2,79	2,45	G (600 mm)	2,04	G (600 mm)
	$[\pm 60^\circ]_4$	2,61	2,44	G (600 mm)	1,75	G (600 mm)
	$[\pm 75^\circ]_4$	2,39	2,29	I (800 mm)	1,4	H (700 mm)

4.2 Massa específica e fração volumétrica

Os resultados das medições de massa específica e fração volumétrica percentual dos tubos compósitos e placas laminadas encontram-se nas Tabelas 11 e 12. As Tabelas 11 e 12 apresentam, além dos valores médios, os respectivos desvios-padrão (SD) e o coeficiente de variação (CV).

Tabela 11 – Massa específica e fração volumétrica dos laminados

Laminado	Massa específica			Fração volumétrica		
	Média (g/cm ³)	SD	CV (%)	Média (%)	SD	CV (%)
Longitudinal	1,550	0,037	2,42	30,77	2,40	7,8
Transversal	1,587	0,032	2,01	30,83	0,38	1,23
±45°	1,588	0,097	6,09	30,75	2,52	8,2

Tabela 12 - Massa específica e fração volumétrica dos tubos

Tubo	Massa específica			Fração volumétrica		
	Média (g/cm ³)	SD	CV (%)	Média (%)	SD	CV (%)
Fechado	[±45°] ₄	1,597	0,041	2,56	32,88	1,94 5,9
	[±55°] ₄	1,54	0,032	2,09	30,7	0,54 1,76
	[±60°] ₄	1,539	0,025	1,62	29,08	0,58 2
	[+/-75°] ₄	1,498	0,004	0,27	29,83	0,37 1,24
Restringido	[±45°] ₄	1,653	0,032	1,94	38,01	0,21 0,55
	[±55°] ₄	1,556	0,049	3,15	31,61	0,27 0,85
	[±60°] ₄	1,538	0,029	1,89	30,15	0,14 0,46
	[±75°] ₄	1,537	0,044	2,86	29,06	0,08 0,28

Os baixos valores atingidos na fração volumétrica de fibras nos tubos compósitos podem ser atribuídos, basicamente, a dois fatores: baixo tensionamento das fibras durante o processo de enrolamento filamentar e a ausência de controle sobre a viscosidade da resina que é utilizada à temperatura ambiente. A resina sendo utilizada em temperatura mais alta tem sua viscosidade reduzida, impregnando melhor as fibras e contribuindo para a expulsão do seu excesso durante o processo de enrolamento.

Outro fator que pode ter influenciado na redução da fração volumétrica das fibras é decorrente do emprego de tubos compósitos formados, unicamente, por camadas helicoidais. Os mosaicos resultantes das camadas cruzadas no processo de enrolamento filamental formam um padrão em forma de triângulos, que se repetem em torno da direção circunferencial e ao longo do eixo de rotação. Esse padrão, possivelmente, pode ter contribuído para uma maior retenção de resina no tubo compósito contribuindo assim, para redução da fração volumétrica das fibras. Possivelmente, em tubos com camada circunferencial a remoção do excesso de resina, por raspagem com espátula, seja mais fácil durante o processo de fabricação, ajudando a aumentar a fração volumétrica das fibras. Uma análise quantitativa, por microscopia, da fração volumétrica das fibras em tubos compósitos produzidos com camadas helicoidais e circunferenciais poderia oferecer uma resposta sobre esse problema.

A falta de um controle efetivo no tensionamento das fibras, durante o processo de enrolamento filamental, provavelmente, foi o maior responsável pela dispersão nos valores encontrados de fração volumétrica das fibras entre os tubos fabricados e que atingiu 23,5% (29,06% do tubo restringido $[\pm 75^\circ]_4$ contra 38,01% do tubo restringido $[\pm 45^\circ]_4$). Além disso, parece haver uma tendência de redução gradual nos valores obtidos, decorrentes de uma diminuição discreta no tensionamento das fibras, provocada pela mudança na velocidade do carro com o ângulo de enrolamento. Diferentemente, nas placas laminadas a dispersão foi quase nula.

Tanto para as placas laminadas quanto para os tubos compósitos, o coeficiente de variação, que é uma medida da dispersão dos resultados obtidos, foi considerado baixo atingindo valores inferiores a 10%.

4.3 Testes hidrostáticos

Testes preliminares foram realizados para avaliar a resposta das cabeças de vedação com as modificações efetuadas em seu projeto e o restante do aparato de teste. Estes testes permitiram qualificar um procedimento de montagem que pudesse ser utilizado nos testes programados.

Em seguida, foram realizados os testes hidrostáticos com o tubo de PVC e os tubos compósitos. Estes últimos foram testados com e sem *liner*, para obtenção da falha funcional e estrutural com os dois carregamentos analisados.

4.3.1 Tubo de PVC

Um teste hidrostático com um tubo de PVC foi realizado, inicialmente, para se conhecer sua pressão de falha e julgar se sua influência na falha estrutural dos tubos compósitos seria significativa. O tubo de PVC foi testado na condição aberto, ou seja, para uma razão de tensão igual a 1H:0A (razão entre a tensão circunferencial e axial) . Reforços em tubo compósito foram colocados para proteção das extremidades dos tubos em contato com as cabeças de vedação. A Figura 67 mostra o tubo de PVC pronto para ser testado.

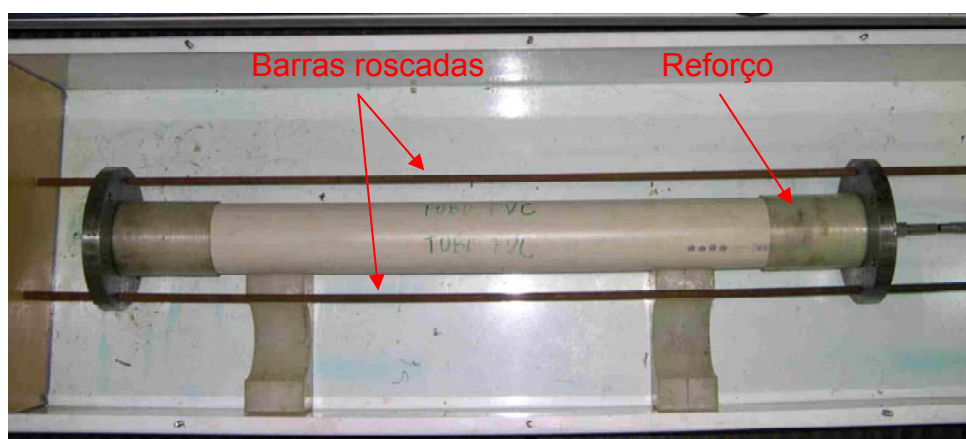


Figura 67 – Tubo de PVC para teste o hidrostático (1H:0A)

As duas barras roscadas na Figura 67 foram utilizadas para suportar a carga axial transferida pelo aparato, formado pelas cabeças de vedação e o flange durante a pressurização. Assim, o tubo de PVC ficou submetido apenas à tensão circunferencial.

A Figura 68 mostra como ficou a região onde ocorreu a falha no tubo. O tubo sofreu deformação plástica localizada (“*Ballooning*”) na região vizinha ao vazamento, apresentando uma dilatação acentuada e visível a olho nu.

A Figura 69 mostra a curva de pressão do tubo de PVC. A pressão máxima alcançada foi 1,24 MPa. O patamar formado no intervalo de tempo entre, aproximadamente, 8 a 15 min (500 a 900 s) ocorreu em função da deformação plástica do tubo, que provocou um aumento no volume interno do tubo, impedindo a elevação da pressão durante o teste hidrostático.

Foi concluído que os tubos de PVC, com a pressão de falha obtida neste teste hidrostático, não contribuem para um aumento substancial da pressão de falha dos tubos compósitos com *liner*.

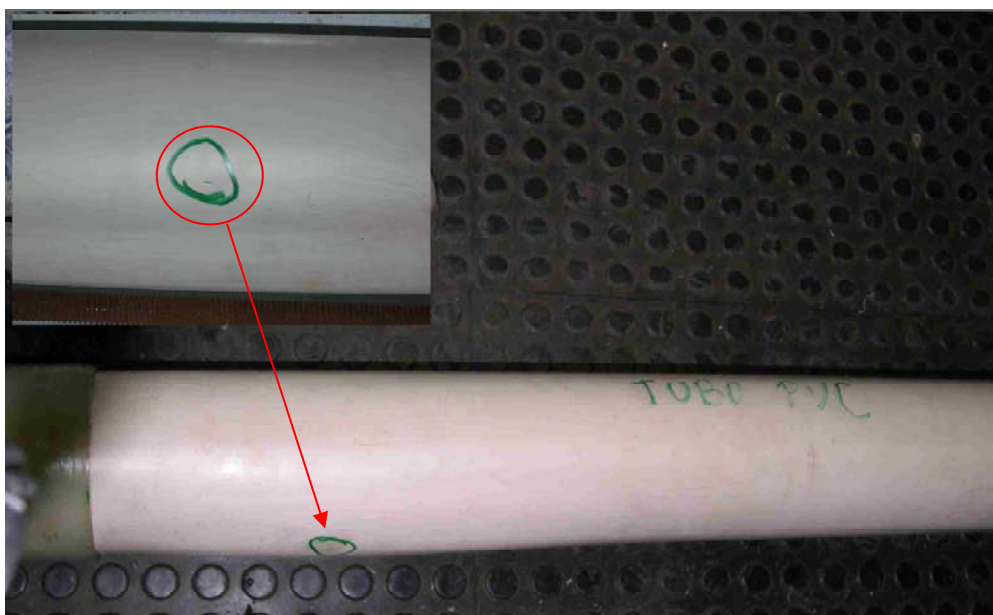


Figura 68 – Local do vazamento no Tubo de PVC após teste hidrostático

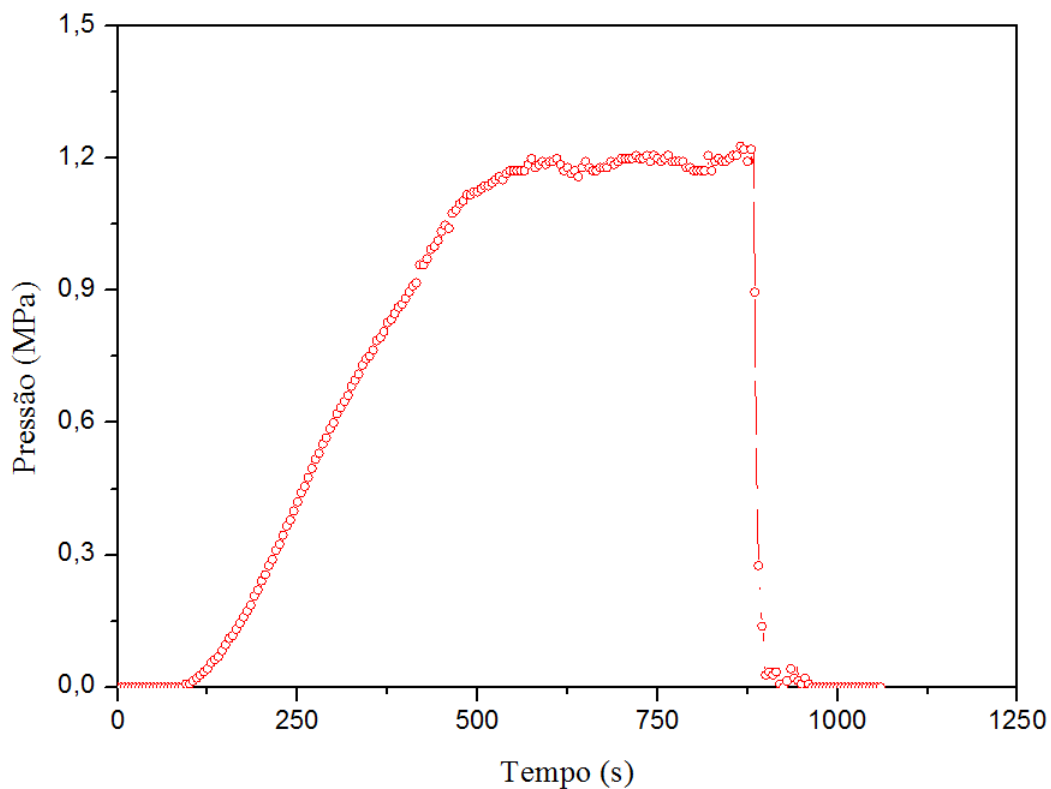


Figura 69 – Gráfico pressão x tempo do tubo de PVC

4.3.2 Falha funcional dos tubos compósitos

Os tubos sob pressão interna apresentam dois modos de falha, chamados de explosão e vazamento. A falha funcional ocorre quando o tubo não consegue mais conter o líquido (requisito funcional) produzindo um vazamento. Por outro lado, como será visto mais adiante, a falha estrutural é caracterizada pela perda de resistência do tubo, após a ocorrência da explosão, de tal forma que fica impedida sua reutilização, sem que haja um reparo e reforço para devolver a sua estanqueidade e reabilitar sua estrutura.

Os testes iniciais (sem *liner*) foram realizados para quantificar a pressão máxima para a falha funcional dos tubos compósitos. A falha funcional surge como um gotejamento (“*Weepage*”), quando uma pequena passagem de fluido é formada através da parede do tubo. Isto é decorrente da coalescência de trincas transversais que surgem durante o carregamento do tubo. Alguns autores relatam um processo de branqueamento (“*Whitening*”) uniforme do tubo precedendo essa falha funcional. O branqueamento nos tubos é caracterizado pela formação de pequenas listras paralelas às fibras. Por outro lado, a falha funcional, como um vazamento localizado, é observada normalmente para pressões internas mais elevadas do que visto no processo de gotejamento e ocorre na forma de jato fino de líquido no tubo [89].

Neste trabalho, todas as falhas funcionais observadas foram causadas por vazamento com formação de um jato fino de água, sem sinais visíveis de branqueamento e gotejamento. Em alguns casos, no entanto, foi possível ouvir estalos agudos e que foram, presumidamente, associados com a nucleação e crescimento de trincas transversais durante o carregamento dos tubos.

No caso dos tubos fechados, após os testes iniciais, todos foram inspecionados e nenhum dano estrutural foi encontrado, exceto para o tubo $[\pm 75^\circ]_4$ que mostrou trincas alinhadas com a direção circunferencial (falha estrutural), próximo à região do vazamento, visíveis à olho nu. As Figuras 70, 71, 72 e 73 mostram o momento do vazamento durante os testes hidrostáticos. A localização do vazamento no tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$, próximo a extremidade das garras de fixação do aparato usado para as cabeças de vedação, pode estar associada a algum dano introduzido no momento da montagem do tubo ou o sistema de fixação pode ter funcionado como um concentrador de tensão.

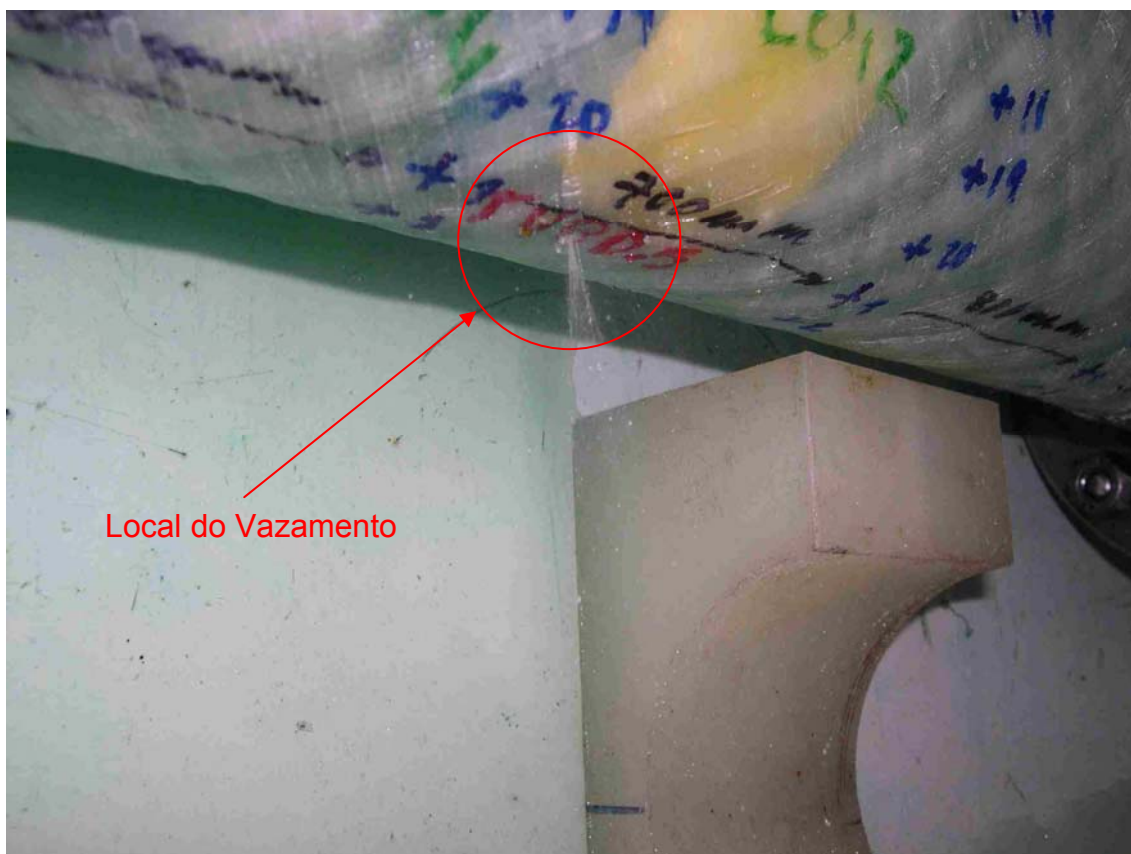


Figura 70 – Falha funcional do tubo fechado $[\pm 45^\circ]_4$



Figura 71 - Falha funcional do tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$



Figura 72 - Falha funcional do tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$

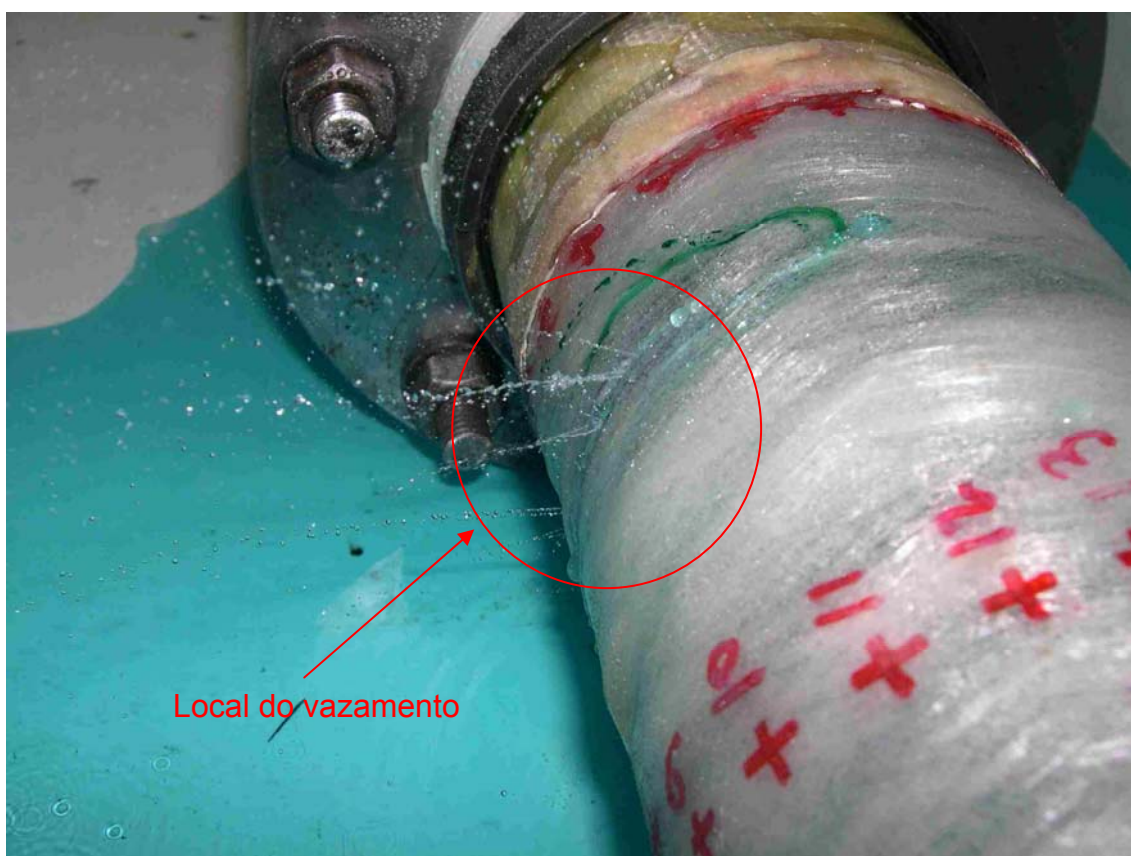


Figura 73 – Falha estrutural do tubo fechado $[\pm 75^\circ]_4$

A Figura 74 mostra as curvas de pressão versus tempo obtido durante os testes hidroestáticos para verificação da falha funcional nos tubos fechados.

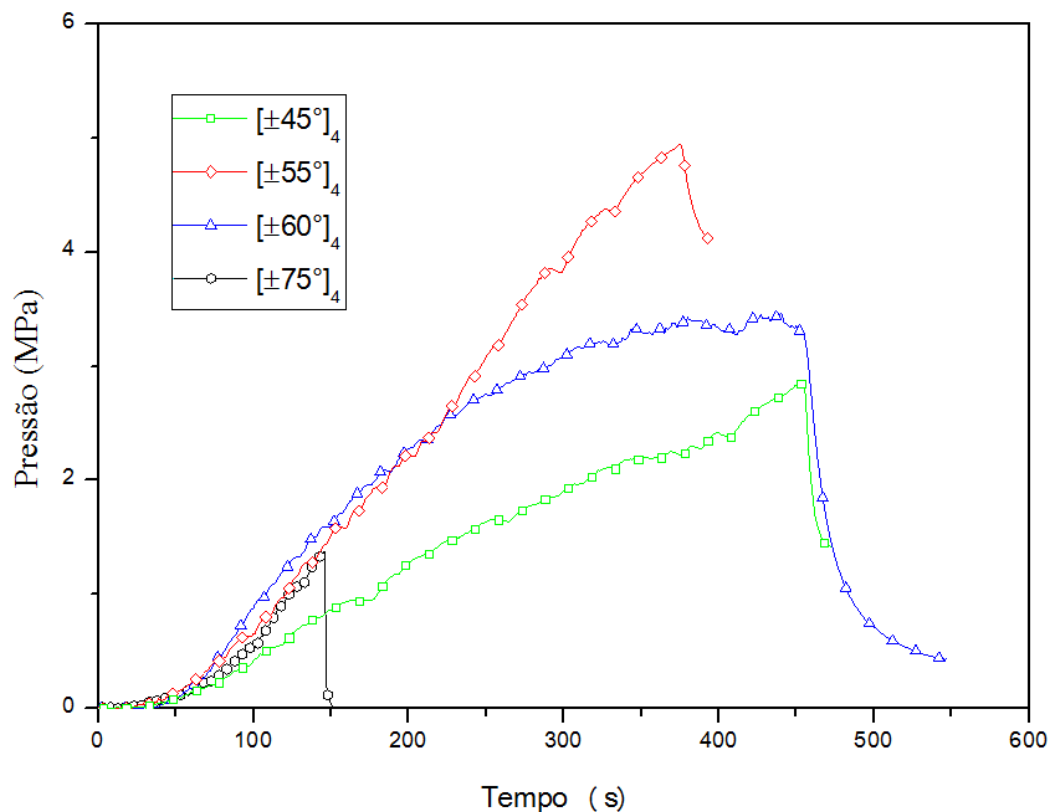


Figura 74 – Curvas dos testes iniciais (sem *liner*) dos tubos fechados

Como mostrado na Figura 74, o tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$ atingiu a pressão de falha mais alta quando comparado com os demais. O valor da pressão obtido, neste caso, foi de 4,95 MPa.

O tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$ (Figura 74) apresentou uma resposta diferente dos demais, possivelmente, por alguma acomodação das garras de fixação e consequente movimento de alguma cabeça de vedação durante o carregamento, impedindo que a curva obtida tivesse um aspecto linear. Uma mudança no volume interno do tubo, por menor que seja, pode causar uma mudança na resposta por alterar a taxa de carregamento do tubo.

No caso dos tubos restringidos, após os primeiros testes, todos foram inspecionados e nenhum dano estrutural foi encontrado. Por outro lado, exceto o tubo restringido $[\pm 45^\circ]_4$, todos os outros tubos apresentaram o local do vazamento próximo das garras de fixação do aparato usado para as cabeças de vedação. Essa incidência de falhas numa mesma região faz presumir que a falha funcional nestes tubos pode ter sido induzida por danos introduzidos durante sua montagem, concomitante com o tipo de carregamento aplicado aos tubos.

Os danos introduzidos na matriz durante a montagem poderiam ser oriundos, por exemplo, do torque excessivo dos parafusos que promovem a deformação dos *o-rings* de vedação e/ou da posição destes *o-rings* além das garras de fixação, promovendo um pré-tensionamento nos tubos nessa região. Cabe lembrar, que as garras de fixação empregadas foram projetadas, originalmente, para tubos com 8 camadas.

A mudança da posição dos *o-rings* de vedação em relação às garras de fixação ocorre pela mudança gradual na espessura da parede dos tubos compósitos. Assim, à medida que o ângulo de enrolamento aumenta (diminui a espessura do tubo), mais próximo fica o anel cônico do flange, afastando as garras de fixação da posição dos *o-rings* de vedação. O tubo restringido $[\pm 45^\circ]_4$, provavelmente, não apresentou vazamento junto às garras de fixação em virtude de apresentar uma espessura de parede do tubo maior, o que contribuiu para deixar os *o-rings* de vedação abaixo das garras de fixação.

As Figuras 75, 76, 77 e 78 mostram o momento do vazamento durante os testes hidrostáticos.

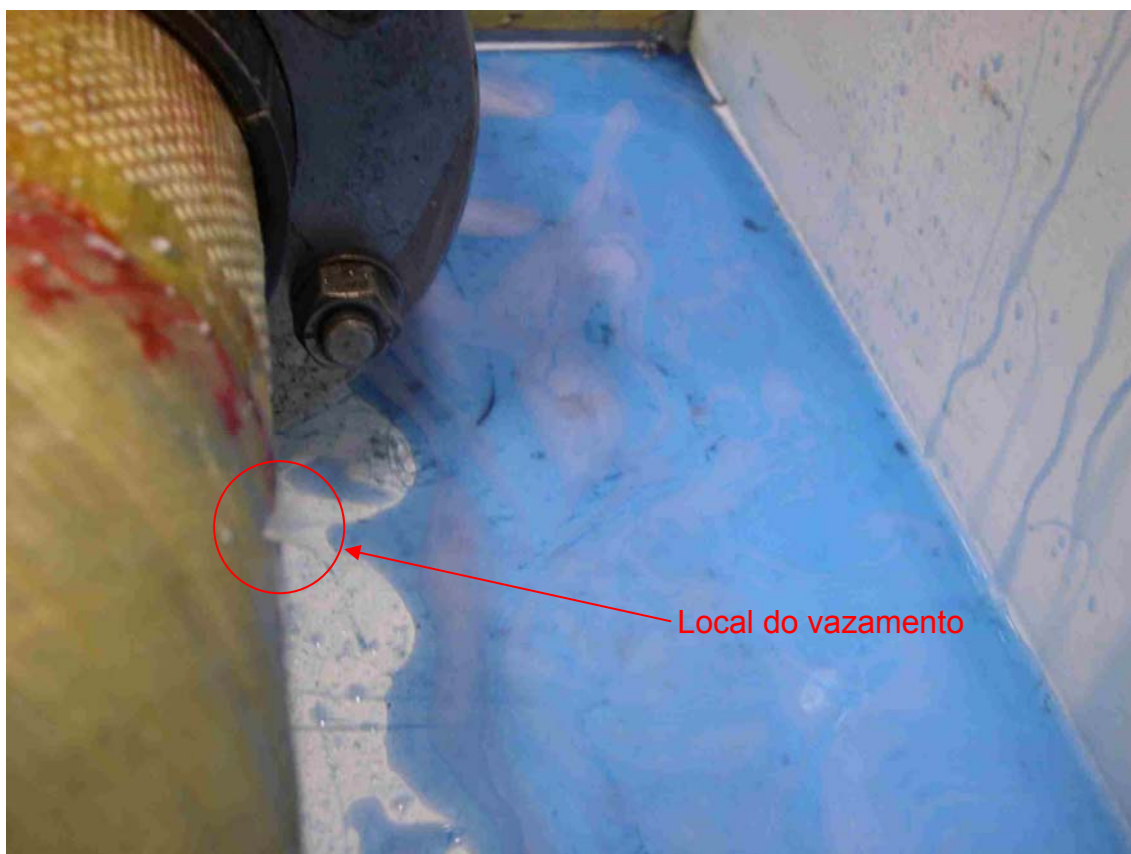


Figura 75 - Falha funcional do tubo restringido $[\pm 45^\circ]_4$



Figura 76 – Falha funcional do tubo restringido $[\pm 55^\circ]_4$

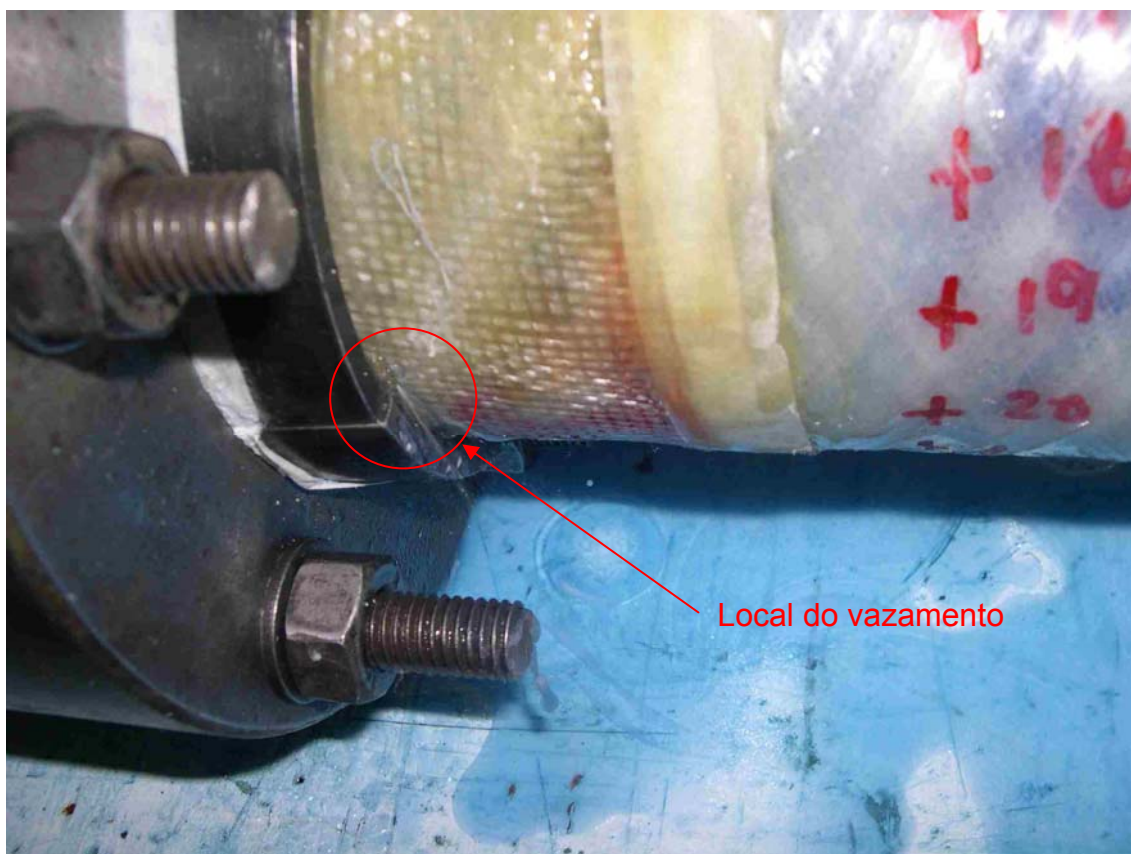


Figura 77 - Falha funcional do tubo restringido $[\pm 60^\circ]_4$



Figura 78 – Falha funcional do tubo restringido $[\pm 75^\circ]_4$

A solução para este problema seria refazer o projeto das cabeças de vedação, reduzindo seu comprimento para garantir que os *o-rings* fiquem sempre abaixo das garras de fixação. Uma alternativa seria o de aumentar o número de camadas de reforço, o que elevaria a espessura na região onde ficam localizadas as garras de fixação, protegendo mais a parede dos tubos e posicionando corretamente os mesmos sobre os *o-rings* de vedação.

A Figura 79 mostra as curvas de pressão versus tempo obtido durante os testes hidrostáticos para verificação da falha funcional nos tubos restringidos.

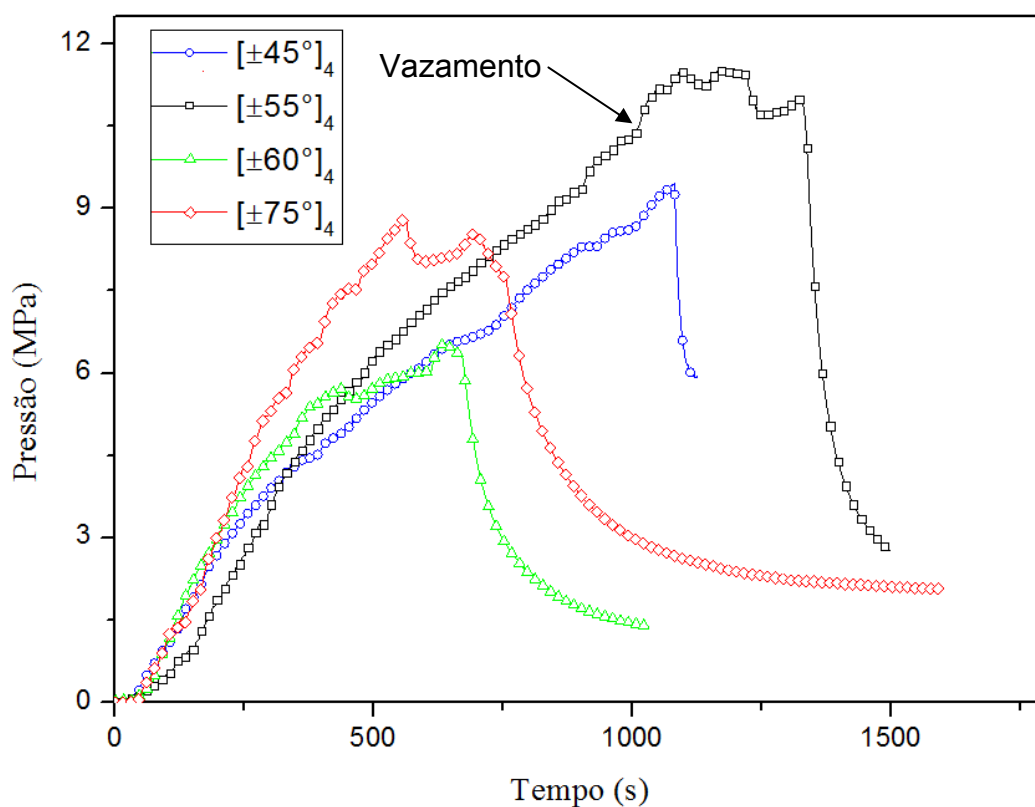


Figura 79 - Curvas dos testes para falha funcional dos tubos restringidos

A pressão de falha funcional do tubo restringido $[\pm 60^\circ]_4$ atingiu um valor considerado muito baixo. A severidade dos danos introduzidos na montagem, como relatado anteriormente, poderia ser a causa raiz do problema. Contudo, outra explicação possível seria um alinhamento de vazios que ajudariam a formar um caminho mais fácil, resultando em um vazamento com baixa pressão de falha. Como será visto no item 4.5, existe uma grande incidência de vazios nos tubos fabricados. A alta fração volumétrica de vazios atingida, embora não quantificada, pode ter atingido valores acima do que é preconizado como aceitável, abaixo de 4%, e contribuído sobremaneira para os resultados alcançados.

4.3.3 Falha estrutural dos tubos compósitos

Os testes finais tiveram por objetivo avaliar o limite de pressão interna suportada pelos tubos compósitos.

Nos tubos fechados o modo de falha foi por explosão, predominantemente, assim como o mecanismo de falha da fibra. Esse modo de falha ocorreu nos tubos fechados $[\pm 45^\circ]_4$, $[\pm 55^\circ]_4$ e $[\pm 60^\circ]_4$ (Figuras 80, 81 e 82), enquanto que a falha por vazamento foi observada, novamente, no tubo $[\pm 75^\circ]_4$ (Figura 83) devido ao mecanismo de crescimento de trinca na matriz.

A pressão de falha no tubo fechado $[\pm 75^\circ]_4$ foi, aproximadamente, de 3,45 MPa (510 psi) com aumento no tamanho das trincas alinhadas com a direção circunferencial. Este tubo perdeu a capacidade de suportar carga adicional na direção axial. Consequentemente, a carga axial durante o teste final foi parcialmente transferida para o *liner* que falhou formando uma trinca circunferencial (Figura 84).

A mudança no modo de falha para o tubo $[\pm 75^\circ]_4$ parece ser função do ângulo de enrolamento. O ângulo de enrolamento alto das fibras eleva muito a resistência do tubo na direção circunferencial. Contudo, debilita o mesmo na direção axial em que existe uma carga relativamente alta. Neste caso, a matriz já fragilizada pela presença de trincas decorrente do primeiro carregamento, não consegue transferir o carregamento imposto para as fibras e falha com crescimento e formação de novas trincas na direção circunferencial (Figura 85).

Os tubos fechados $[\pm 45^\circ]_4$, $[\pm 55^\circ]_4$ e $[\pm 60^\circ]_4$ apresentaram o mecanismo de falha da fibra com mesmo aspecto, orientados com o ângulo de enrolamento nos tubos (Figuras 80, 81 e 82). Possivelmente, o aspecto da falha apresentando um único plano de fratura está relacionado com a rotação das fibras que provoca o encurtamento/dilatação ou alongamento/contração dos tubos durante os testes, propiciando em algum ponto (região de menor espessura próxima de um ponto de cruzamento das fibras, por exemplo) a flexão da fibra, seguido de sua ruptura.

As regiões onde ocorreu a falha funcional e estrutural foi próxima para os tubos fechados $[\pm 60^\circ]_4$ e $[\pm 75^\circ]_4$. De acordo com a Tabela 13, a posição da falha estrutural coincidiu ou ficou próxima da região de menor espessura medida em todos os testes hidrostáticos, exceto para o tubo $[\pm 60^\circ]_4$.

Tabela 13 – Posição da falha estrutural e espessura nos tubos fechados

Tubo	Menor valor médio		Espessura mínima		Posição da falha
	t (mm)	Seção	$t_{\min}$ (mm)	Seção	
$[\pm 45^\circ]_4$	2,79	G (600 mm)	2,4	G (600 mm)	E-G
$[\pm 55^\circ]_4$	2,58	H (700 mm)	2,24	H (700 mm)	H-I
$[\pm 60^\circ]_4$	2,21	E (400 mm)	1,83	E (400 mm)	I-J
$[\pm 75^\circ]_4$	2,34	H (700 mm)	1,9	I (800 mm)	I-J

A Figura 86 mostra as curvas de pressão versus tempo obtido durante os testes hidrostáticos para verificação da falha estrutural nos tubos fechados.



Figura 80 – Falha estrutural do tubo fechado $[\pm 45^\circ]_4$

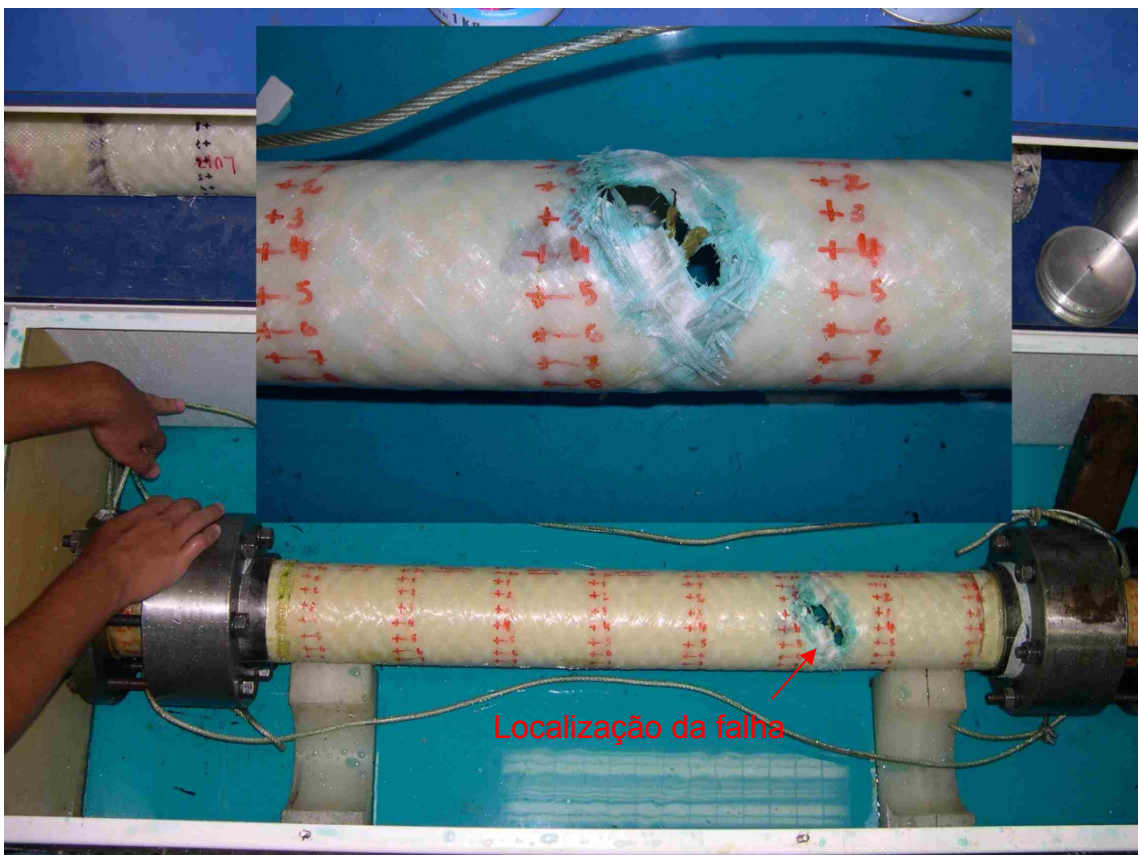


Figura 81 – Falha estrutural do tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$



Figura 82 – Falha estrutural do tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$



Figura 83 – Falha estrutural do tubo fechado $[\pm 75^\circ]_4$



Figura 84 – Trinca circunferencial formada no *liner* por onde ocorreu vazamento

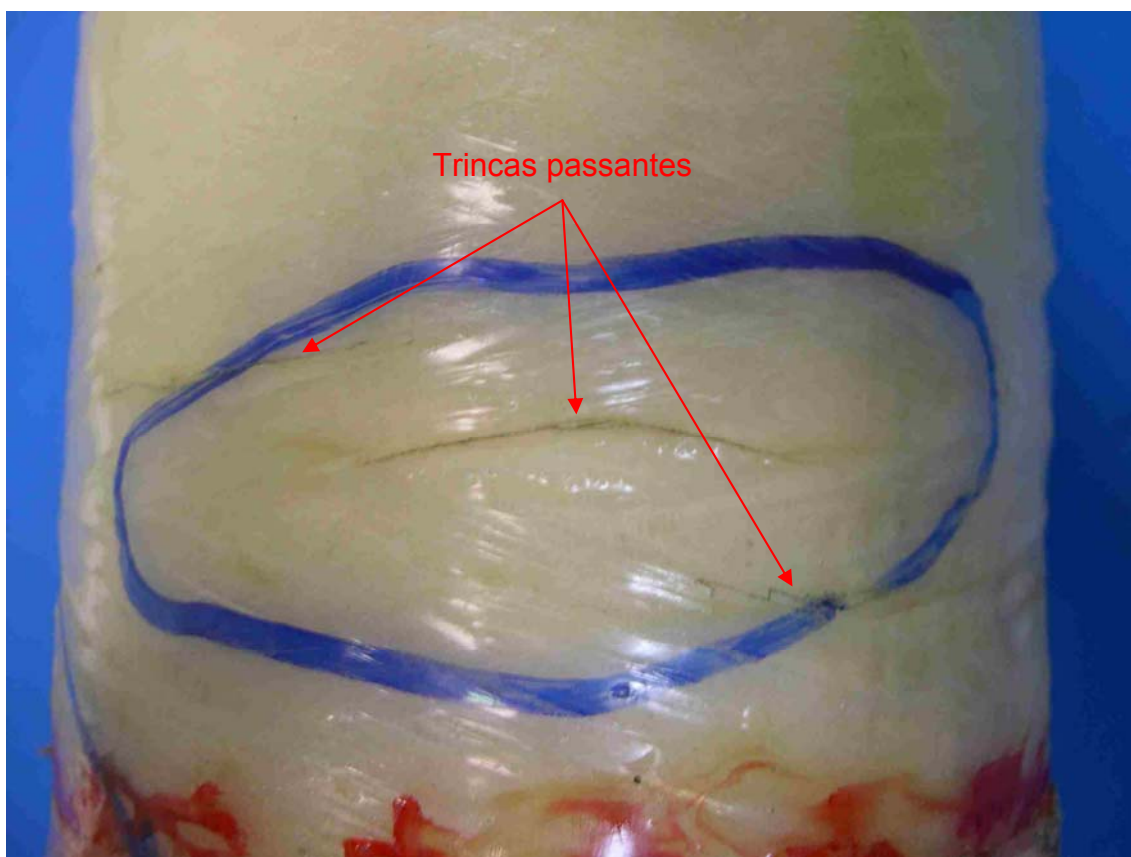


Figura 85 – Trincas passantes no tubo fechado $[\pm 75^\circ]_4$ após teste final

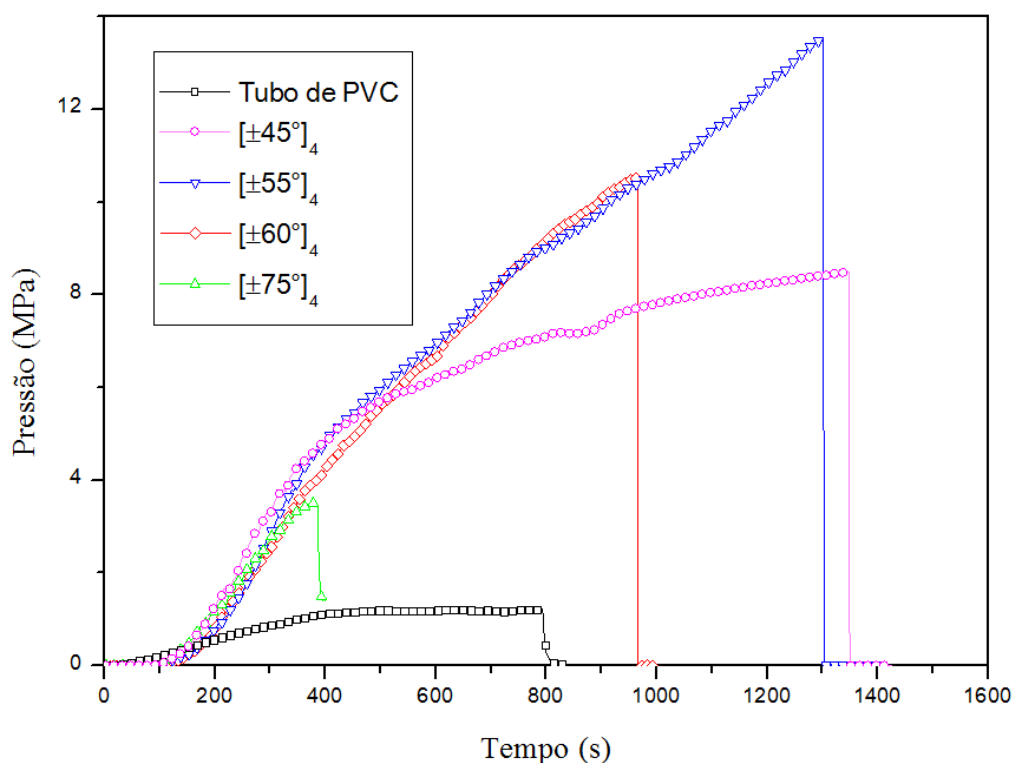


Figura 86 – Curvas dos testes para falha estrutural dos tubos fechados

Duas importantes observações podem ser feitas a partir da Figura 86. A primeira é a baixa rigidez que o tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$ exibe, embora as taxas de pressurização durante os testes hidrostáticos não fossem exatamente as mesmas. A outra observação importante é a resposta não linear acentuada do tubo fechado $[\pm 45^\circ]_4$, após introdução de danos na matriz no início do carregamento.

Os tubos restringidos apresentaram modo de falha por explosão e, predominantemente, mecanismo de falha da fibra nos testes finais. A falha nos tubos restringidos apresentou um aspecto tipo “bico de papagaio” (*“Parrot’s Beak Failure”*) com a falha das fibras orientadas nas duas direções de enrolamento (Figuras 87, 88, 89 e 90). O início da falha parece ocorrer em algum ponto de cruzamento das fibras onde são formadas ondulações, como descrito por Rousseau *et al.* [21] e propaga, indistintamente, em ambas as direções de enrolamento formando dois planos de fratura.

Diferente da falha estrutural observada em boa parte dos tubos fechados, a falha das fibras nos tubos restringidos não ocorre em uma única direção. Essa diferença no aspecto visual da falha estrutural, observada entre os dois carregamentos, talvez possa ser explicada pelo fato de não ocorrer, pelo menos na mesma intensidade, o efeito de encurtamento/dilatação ou alongamento/contração dos tubos durante os testes hidrostáticos. A rotação da fibra, sendo menor, propiciará uma propagação do dano em ambas às direções de enrolamento.

A Figura 91 mostra as curvas de pressão versus tempo obtido durante os testes hidrostáticos para verificação da falha estrutural nos tubos restringidos.

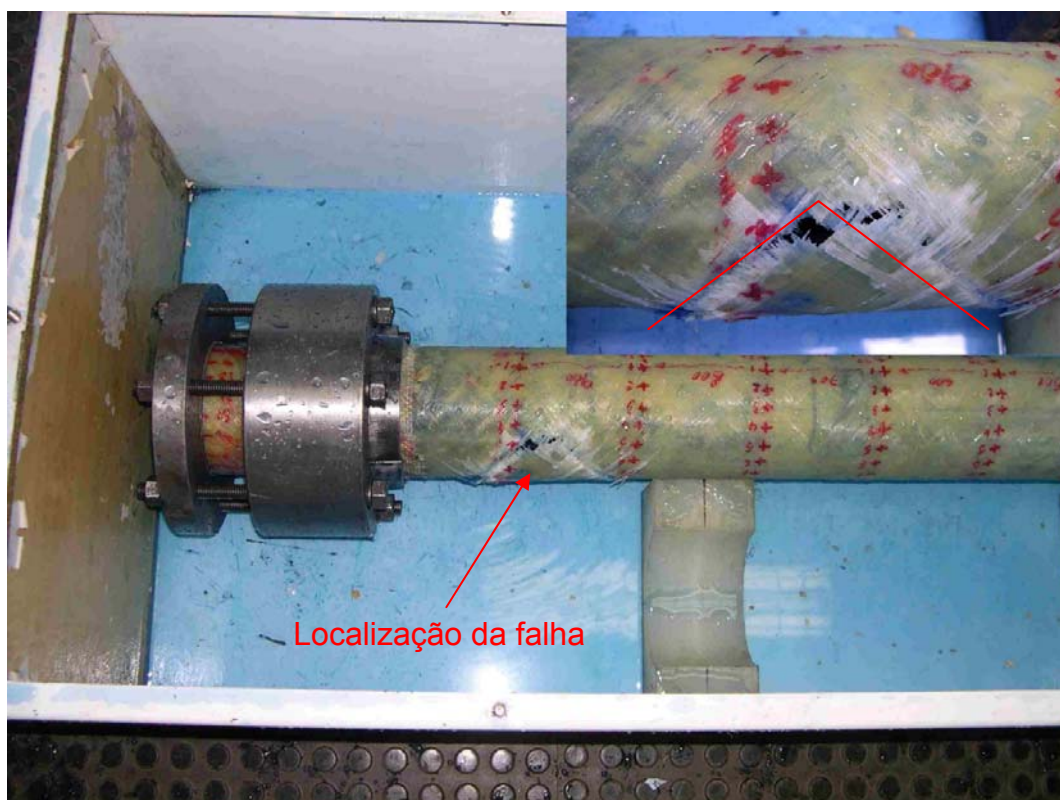


Figura 87 - Falha estrutural do tubo restringido $[\pm 45^\circ]_4$

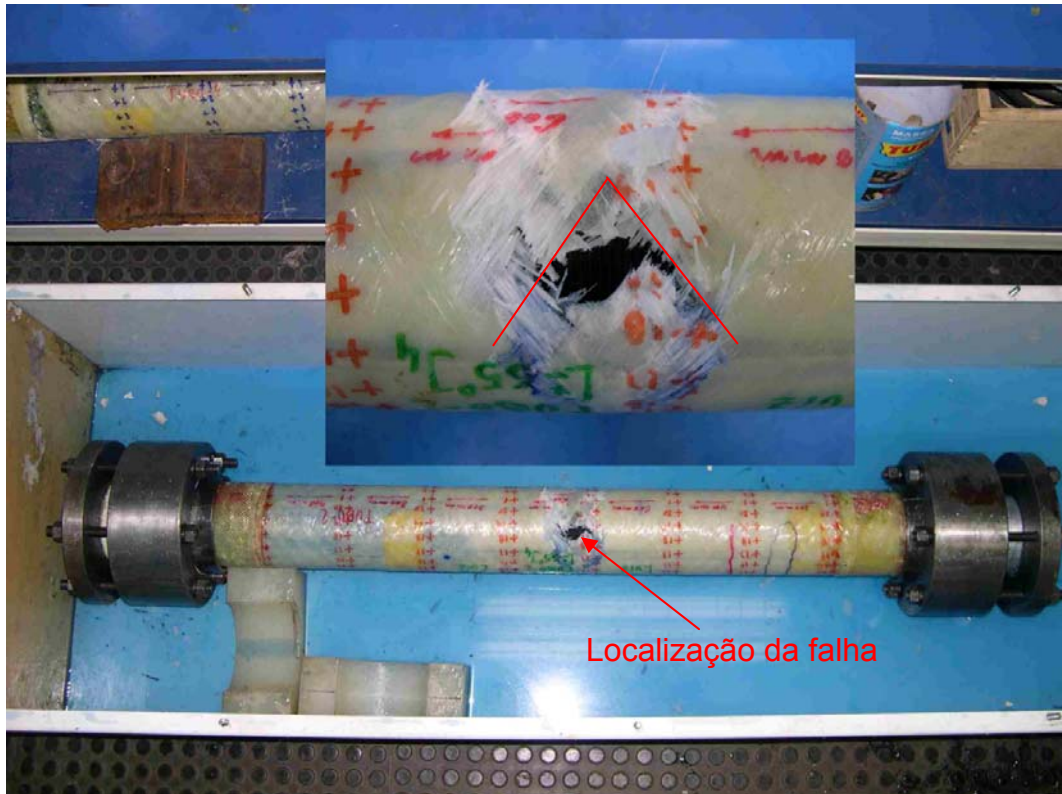


Figura 88 - Falha estrutural do tubo restringido $[\pm 55^\circ]_4$

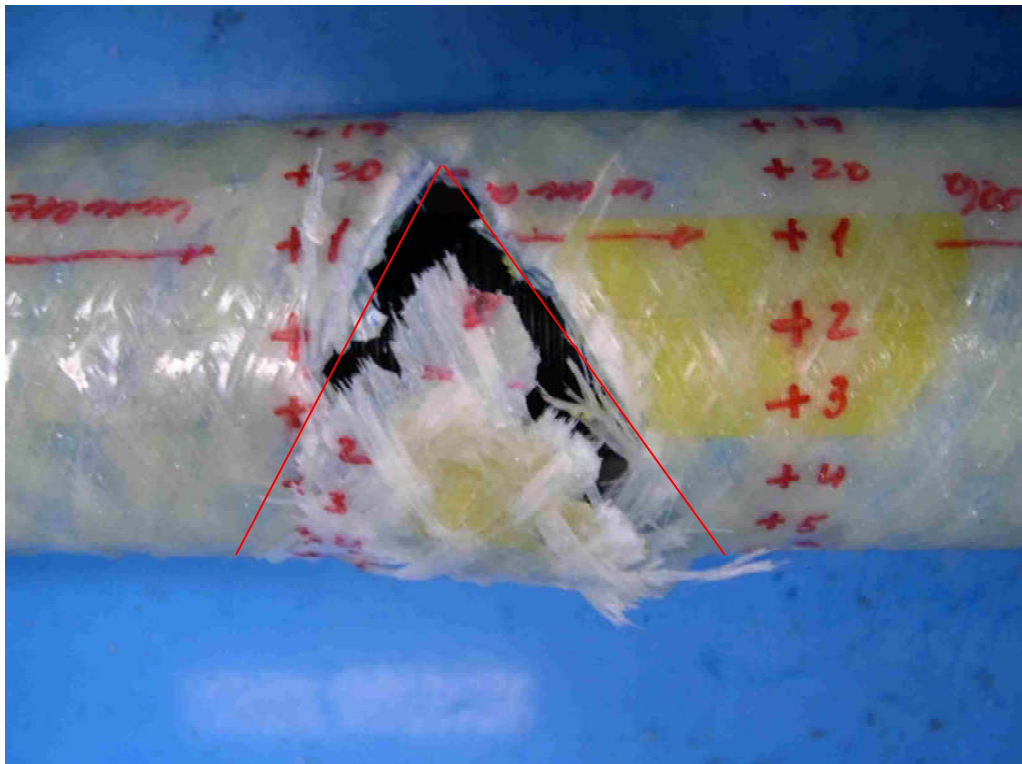


Figura 89 - Falha estrutural do tubo restringido $[\pm 60^\circ]_4$

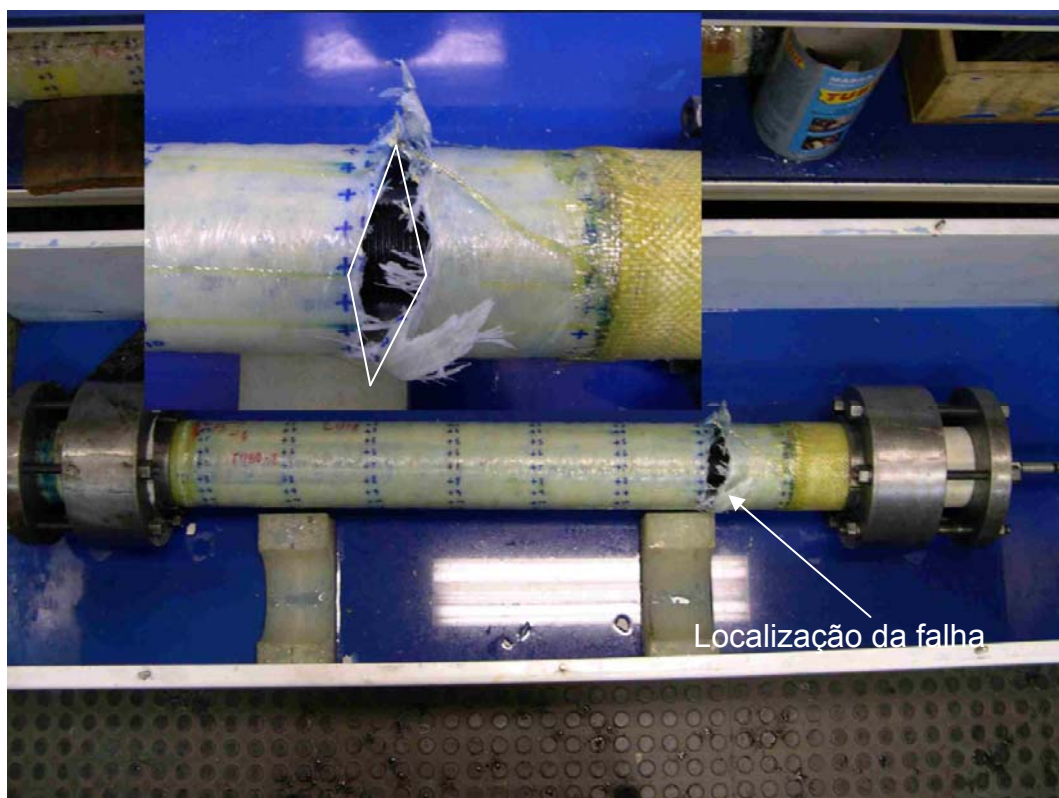


Figura 90 - Falha estrutural do tubo restringido $[\pm 75^\circ]_4$

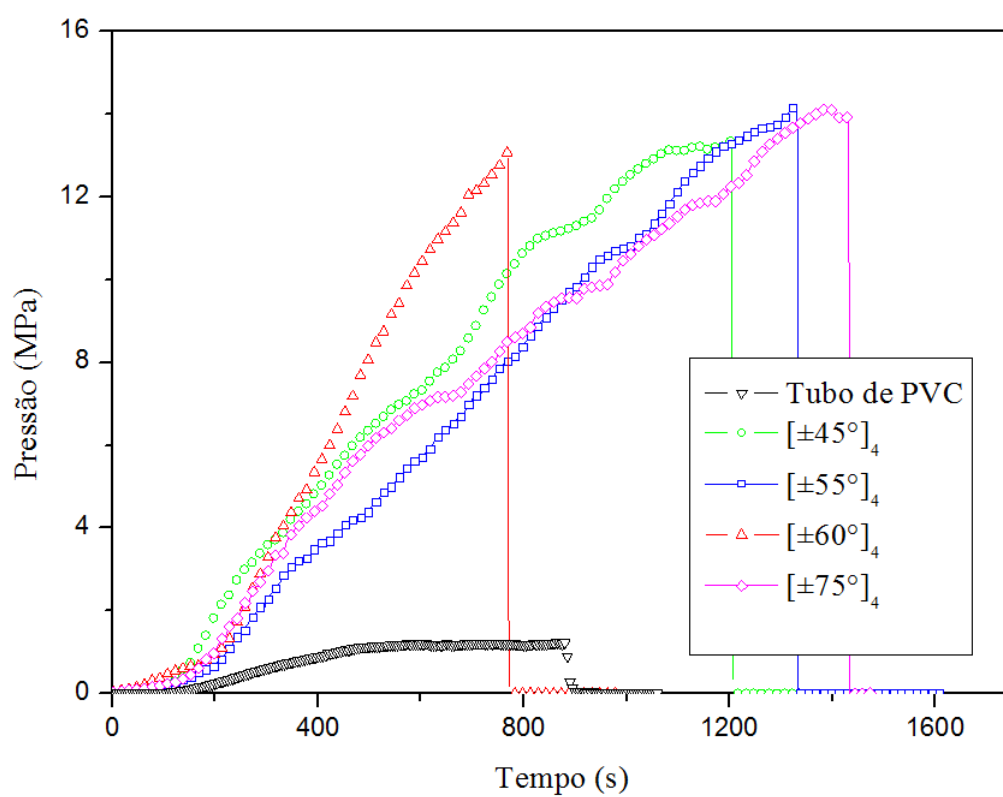


Figura 91 - Curvas dos testes para falha estrutural dos tubos restringidos

A curva pressão versus tempo para o tubo restringido $[\pm 60^\circ]_4$ (Figura 91) mostra um comportamento distinto das demais curvas obtidas para os tubos testados. Aparentemente, a rigidez do tubo restringido $[\pm 60^\circ]_4$ é maior devido à inclinação mais acentuada da sua curva de pressurização. Possivelmente, uma taxa de pressurização mais alta pode ter sido empregada neste tubo, contribuindo para a aparência da curva obtida.

Assim como nos testes com os tubos fechados, os resultados também mostraram nesses testes (Figura 91), que os tubos de PVC funcionam apenas como uma barreira à passagem de fluido após a introdução de danos na matriz no início do carregamento. Sua contribuição para a elevação da pressão de falha pode ser considerada desprezível.

De acordo com a Tabela 14, a posição da falha estrutural foi próxima ou coincidente com a região de menor espessura medida, exceto para o tubo $[\pm 45^\circ]_4$.

Tabela 14 – Posição da falha estrutural e espessura nos tubos restringidos

Tubo	Menor valor médio		Espessura mínima		Posição da falha
	t (mm)	Seção	$t_{\min}$ (mm)	Seção	
$[\pm 45^\circ]_4$	2,59	G (600 mm)	2,39	G (600 mm)	I-J
$[\pm 55^\circ]_4$	2,45	G (600 mm)	2,04	G (600 mm)	F-G
$[\pm 60^\circ]_4$	2,44	G (600 mm)	1,75	G (600 mm)	H-I
$[\pm 75^\circ]_4$	2,29	I (800 mm)	1,4	H (700 mm)	I-J

Trincas visíveis a olho nu puderam ser observadas nos tubos após os testes finais. A Figura 92 mostra a presença de danos na parede do tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$ com comprimento médio inferior ao verificado no tubo restringido $[\pm 55^\circ]_4$ (Figura 93).

As trincas apresentam uma orientação longitudinal e, em algumas regiões, estão empilhadas, mantendo um espaçamento regular na direção circunferencial. A orientação das trincas, provavelmente, está relacionada com a elevada tensão circunferencial atingida, em particular, nos tubos restringidos.

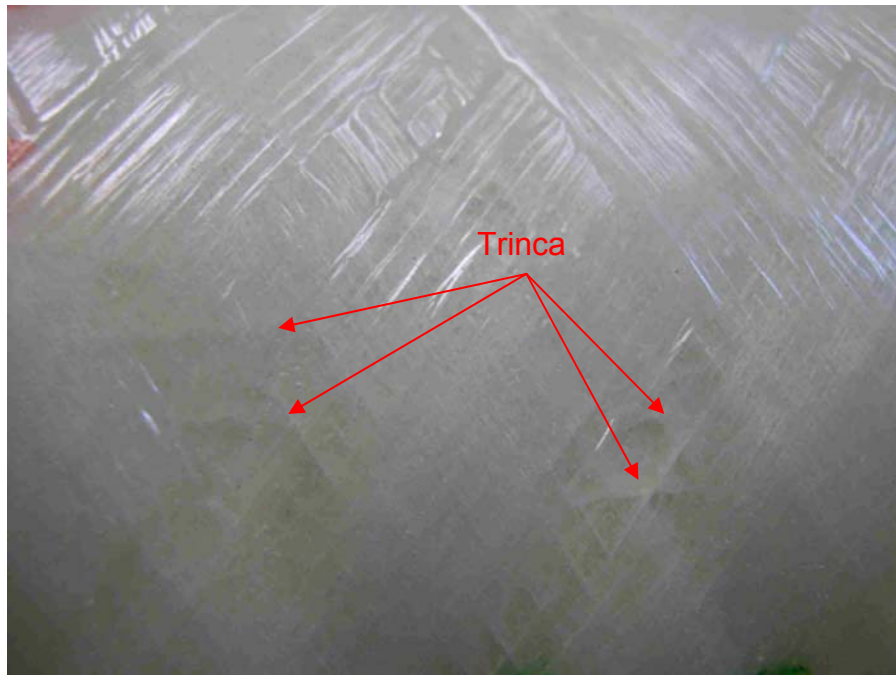


Figura 92 – Danos introduzidos no tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$



Figura 93 - Danos introduzidos no tubo restringido $[\pm 55^\circ]_4$

A Figura 94 mostra a influência do ângulo de enrolamento em tubos compósitos fechados, constituídos unicamente de camadas helicoidais. É notório o aumento da pressão de falha, tanto funcional quanto estrutural, do tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$ em comparação com os demais. Resultados similares foram obtidos em outros estudos experimentais [76], contudo, o presente estudo evidencia a influência exercida pela orientação das fibras em ambos os modos de falha. Embora o resultado experimental mostre uma diferença marcante na pressão de falha entre o tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$ e os demais, não se pode afirmar que o ângulo ótimo de enrolamento seja 55° . É apenas uma constatação entre os ângulos de enrolamento selecionados no presente estudo. A identificação do ângulo ótimo de enrolamento para esse carregamento foi obtida através de estudo paramétrico e que será mostrado no item 4.7.4.1.

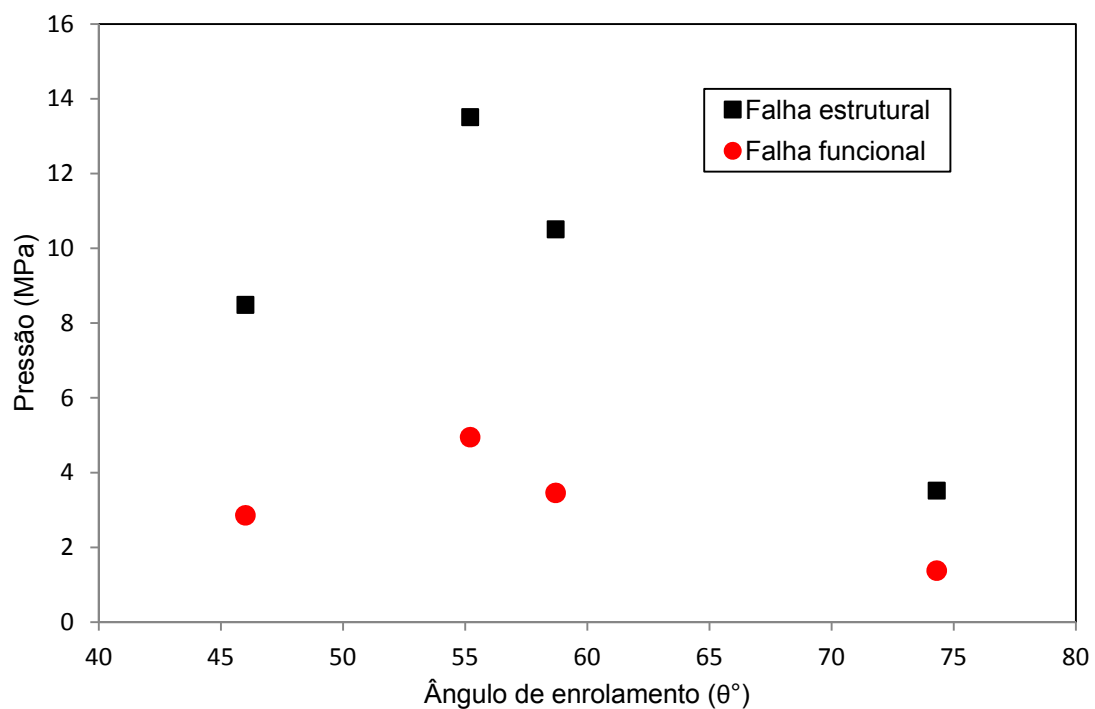


Figura 94 – Influência do ângulo de enrolamento nos tubos fechados

A Figura 95 mostra a influência do ângulo de enrolamento em tubos compósitos restringidos, constituídos unicamente de camadas helicoidais. Os resultados mostram que o tubo restringido $[\pm 55^\circ]_4$ atingiu uma pressão de falha no teste final levemente superior ao tubo restringido $[\pm 75^\circ]_4$, enquanto que o tubo restringido $[\pm 60^\circ]_4$ apresentou uma pressão de falha baixa. Tal fato, talvez possa ser explicado pela redução gradativa na espessura da parede dos tubos (Tabela 10) e/ou pela redução da fração volumétrica observada entre os tubos (Tabela 12), à medida que o ângulo de enrolamento aumenta.

Como o carregamento aplicado é muito parecido ao sofrido por tubos abertos (1H:0A), era esperado uma elevação gradual da pressão de falha em função do ângulo de enrolamento [62]. Um estudo paramétrico com este carregamento mostrou exatamente isso (item 4.7.4.2), ou seja, mantendo a espessura e propriedades mecânicas constantes, a pressão de falha tende a se elevar com o aumento do ângulo de enrolamento. Este estudo será mostrado no item 4.7.4.2.

Portanto, a comparação entre os resultados dos testes finais, obtidos a partir do tubo restringido $[\pm 55^\circ]_4$, mostram que o ângulo de enrolamento parece exercer uma influência sobre diversas variáveis, como a espessura e a fração volumétrica, que concorrem para a manutenção da pressão de falha em um nível praticamente constante.

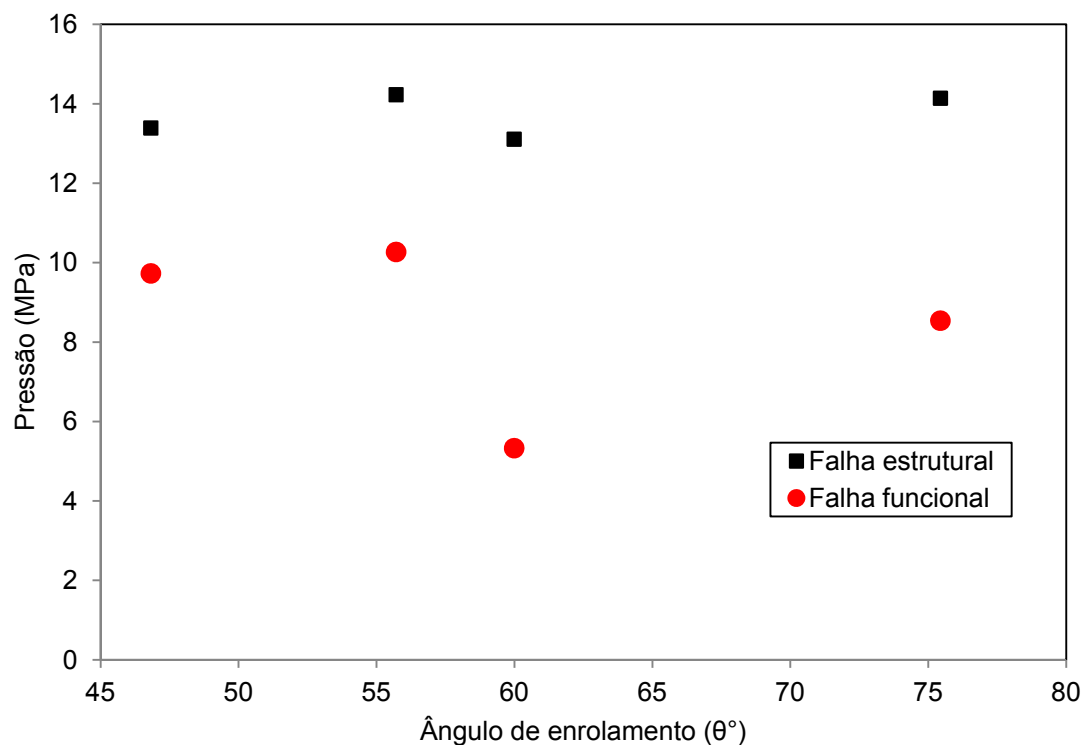


Figura 95 – Influência do ângulo de enrolamento nos tubos restringidos

4.4 Ensaios mecânicos

4.4.1 Ensaios de tração

Os resultados dos ensaios de tração longitudinal estão apresentados na Figura 96.

O limite de resistência à tração longitudinal, obtido através da média entre os valores dos seis corpos-de-prova ensaiados foi de $505,1 \pm 64,48$ MPa e apresentou um coeficiente de variação de 12,77%. O módulo de elasticidade longitudinal atingiu o valor médio de $27,88 \pm 3,06$ GPa e um coeficiente de variação de 10,98%. Embora possam parecer elevados, esses coeficientes de variação apresentam valores numa faixa usualmente observada em materiais compósitos [90].

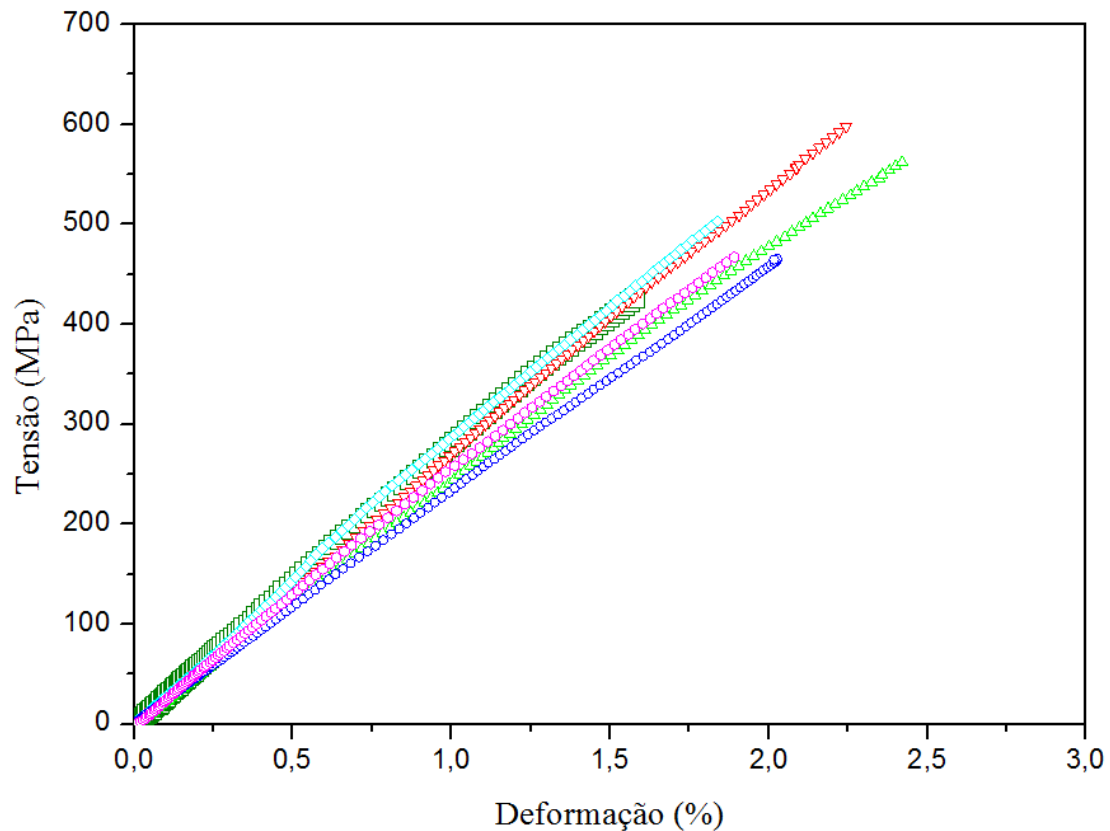


Figura 96 – Curvas tensão-deformação para o ensaio de tração longitudinal

Tanto o módulo de elasticidade longitudinal quanto o limite de resistência à tração longitudinal atingiram baixos valores quando comparado com dados da literatura. A fração volumétrica das fibras foi determinante nessa diferença observada nas propriedades mecânicas. Enquanto neste trabalho a fração volumétrica de fibras nos laminados ficou em torno de 30%, os resultados de Soden *et al.* [86], por exemplo, que trabalharam com um sistema polimérico semelhante, foram obtidos a partir de laminados com fração volumétrica de fibras de 60%. O módulo de elasticidade longitudinal atingido por Soden *et al.* [86] foi cerca de 45 GPa e a tensão limite de resistência à tração longitudinal foi de 1280 MPa, ficando em torno de 50% acima dos valores alcançados no presente trabalho.

Os resultados dos ensaios de tração transversal estão apresentados na Figura 97.

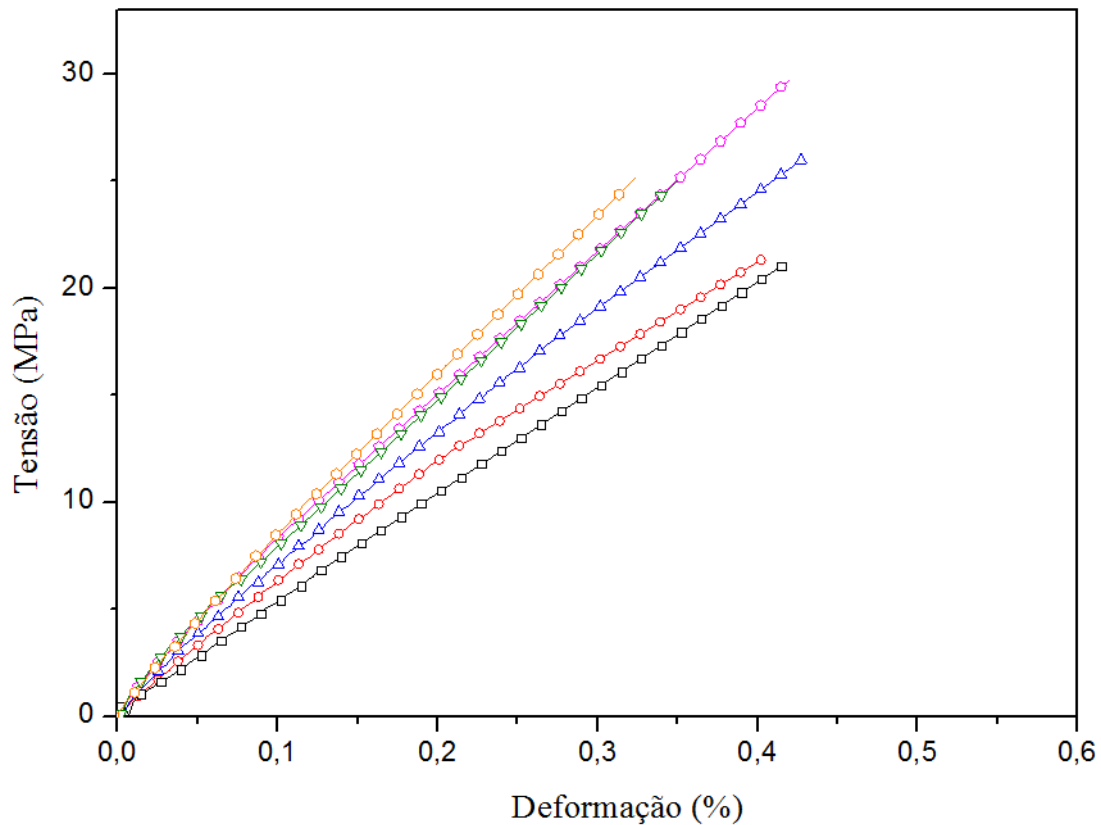


Figura 97 - Curvas tensão-deformação para o ensaio de tração transversal

O limite de resistência à tração transversal, obtido através da média entre os valores dos seis corpos-de-prova ensaiados foi de $25 \pm 3,2$ MPa e apresentou um coeficiente de variação de 12,8%. O módulo de elasticidade transversal atingiu o valor médio de $6,47 \pm 0,89$ GPa e um coeficiente de variação de 13,76%. Nesse caso, os coeficientes de variação ficaram em um patamar em torno de 13%, o que é considerado também usual em se tratando de materiais compósitos poliméricos.

Os resultados dos ensaios de tração a $\pm 45^\circ$ estão apresentados na Figura 98.

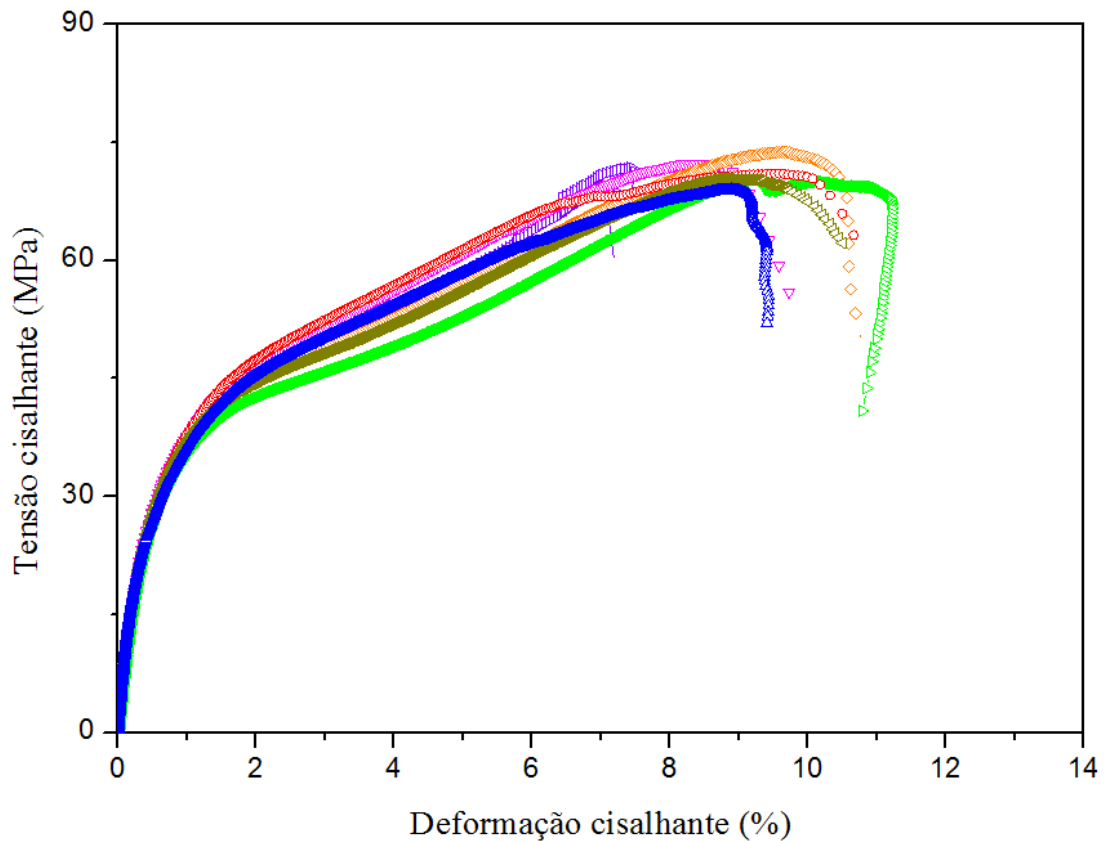


Figura 98 - Curvas tensão-deformação para o ensaio de tração a $\pm 45^\circ$

O limite de resistência ao cisalhamento, obtido através da média entre os valores de sete corpos-de-prova foi de $71 \pm 1,55$ MPa, apresentando um coeficiente de variação de 2,18%. O módulo de cisalhamento atingiu o valor médio de $5,74 \pm 0,25$ GPa e um coeficiente de variação de 4,36%. Os baixos valores alcançados para os coeficientes de variação, provavelmente está relacionado com a qualidade dos laminados usados para preparação dos corpos-de-prova. Os laminados, produzidos a partir de tecido cruzado (“*cross-ply*”), apresentaram uma variação muito pequena na espessura e que pode ter contribuído para reduzir a dispersão nos resultados obtidos.

4.4.2 Ensaios de tração em anel

Os resultados dos ensaios de tração em anel estão apresentados na Figura 99.

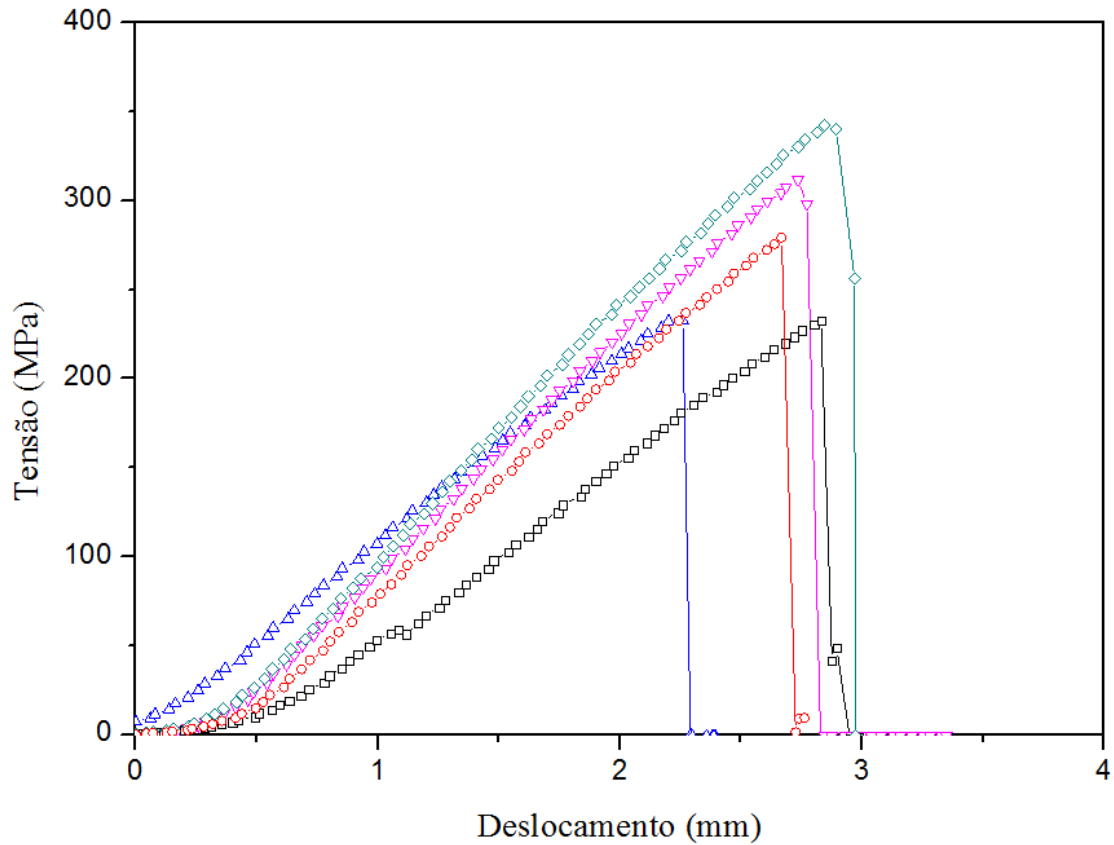


Figura 99 - Curvas tensão-deformação para o ensaio de tração em anel

A resistência à tração nos ensaios de anel, obtida através da média entre os valores de cinco corpos-de-prova ensaiados foi de $279,6 \pm 48,4$ MPa com um coeficiente de variação de 17,3%.

A dispersão nos valores encontrados no ensaio de tração em anel foi atribuída à usinagem dos entalhes nos anéis que não ficou adequada. A norma ASTM D 2290 [88] sugere a utilização de um gabarito que corrigiria este problema, garantindo um perfeito alinhamento no momento da usinagem dos entalhes.

O ensaio de tração em anel aplica um carregamento uniaxial e deveria atingir, em princípio, valores superiores aos encontrados nos testes hidrostáticos por serem testes biaxiais. É um tipo de ensaio que se assemelha aos testes hidrostáticos com tubo aberto (1H:0A) onde existe apenas tensão circunferencial.

A tensão circunferencial no tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$ atingiu o valor de $\sigma_H = 249,81 \text{ MPa}$, ficando cerca de 11% menor que o valor encontrado no ensaio de tração em anel. Para o tubo restringido $[\pm 55^\circ]_4$, o valor da tensão circunferencial alcançado foi de $\sigma_H = 258,84 \text{ MPa}$, ficando cerca de 7% menor que o valor encontrado no ensaio de tração em anel. Esses resultados sugerem que é possível estabelecer uma relação entre os carregamentos nos tubos e o ensaio de tração em anel, de tal forma que este poderia ser utilizado tanto como um dado de projeto, como em controle de qualidade na fabricação de tubos compósitos.

As Tabelas 15 e 16 mostram as propriedades mecânicas dos tubos fechados e restringidos, respectivamente. Os valores das propriedades mecânicas medidas estão corrigidos em função da fração volumétrica de cada tubo, conforme procedimento sugerido pela DNV [23]. As propriedades dos laminados foram obtidas através de ensaios mecânicos, micromecânica dos materiais compósitos e da literatura.

Tabela 15 – Propriedades mecânicas dos laminados e tubos fechados

Propriedades	Laminados	Tubos			
		$[\pm 45^\circ]_4$	$[\pm 55^\circ]_4$	$[\pm 60^\circ]_4$	$[\pm 75^\circ]_4$
V_f (%)	30,77	32,88	30,70	29,1	29,83
E_L^a (GPa)	27,880	29,792	27,880	26,276	27,028
E_T^a (GPa)	6,472	6,675	6,472	6,318	6,388
G_{LT}^b (GPa)	5,739	5,919	5,739	5,602	5,662
G_{TT}^c (GPa)	2,650	2,757	2,650	2,573	2,605
ν_{LT}^d	0,304	0,301	0,304	0,307	0,305
ν_{TT}^e	0,22	0,21	0,22	0,23	0,23
X_T^a (MPa)	505	540	505	477	490
X_C^f (MPa)	492	521	492	468	479
Y_T^a (MPa)	25	25	25	25	25
Y_C^g (MPa)	145	145	145	145	145
S_{12}^b (MPa)	71	71	71	71	71

^aASTM D 3039 [82]; ^bASTM D 3518 [83]; ^cChamis [84]; ^dRegra das misturas;

^e $(E_2/2G_{23}-1)$; ^fHopkins e Chamis [85]; ^gSoden et al. [86]

Tabela 16 – Propriedades mecânicas dos laminados e tubos restringidos

Propriedades	Laminados	Tubos			
		$[\pm 45^\circ]_4$	$[\pm 55^\circ]_4$	$[\pm 60^\circ]_4$	$[\pm 75^\circ]_4$
V_f (%)	30,77	38,01	31,61	30,15	29,06
E_L^a (GPa)	27,880	34,404	28,641	27,318	26,331
E_T^a (GPa)	6,472	7,223	6,550	6,407	6,317
G_{LT}^b (GPa)	5,739	6,404	5,808	5,682	5,601
G_{TT}^c (GPa)	2,650	3,039	2,690	2,622	2,567
ν_{LT}^d	0,304	0,293	0,302	0,304	0,306
ν_{TT}^e	0,22	0,188	0,22	0,22	0,23
X_T^a (MPa)	505	623	519	495	477
X_C^f (MPa)	492	592	503	483	468
Y_T^a (MPa)	25	25	25	25	25
Y_C^g (MPa)	145	145	145	145	145
S_{12}^b (MPa)	71	71	71	71	71

^aASTM D 3039 [82]; ^bASTM D 3518 [83]; ^cChamis [84]; ^dRegras das misturas;

^e $(E_2/2G_{23}-1)$; ^fHopkins e Chamis [85]; ^gSoden et al. [86]

4.5 Análise microestrutural por microscopia ótica

A Figura 100 mostra uma micrografia típica dos tubos compósitos testados. As lâminas, com diferentes orientações $\pm \theta^\circ$, aparecem na micrografia juntamente com a presença de muitos vazios. O tamanho ou diâmetro desses vazios está relacionado ao espaçamento das fibras e está numa faixa entre 10 a 60 μm . A amostra foi retirada paralela ao plano da lâmina localizada no centro da micrografia.

A Figura 101 mostra uma micrografia, obtida a partir de uma seção transversal às fibras. Pode ser observada nesta micrografia, uma heterogeneidade no diâmetro das fibras. Além disso, vários sítios ricos em resina são observados, evidenciando a baixa fração volumétrica das fibras atingida nos tubos compósitos.

A grande quantidade de vazios, observada na micrografia da Figura 100, pode ser mais uma evidência da viscosidade relativamente alta da resina, quando de sua utilização no processo de enrolamento filamentar. Segundo Mallick [14], a viscosidade mais baixa da resina, ou seja, trabalhando com temperaturas acima da ambiente, provocaria uma impregnação melhor das fibras e não haveria a tendência de formação de vazios.

A Figura 102 mostra a variação do ângulo de enrolamento, para cada tipo de tubo compósito fabricado. Mais uma vez, é de se notar a grande quantidade de vazios encontrados nas amostras. Estes vazios parecem atingir diâmetros maiores na superfície do tubo, acima de 100 μm , talvez pela ausência de compactação realizada pelas fibras durante o processo de enrolamento filamentar.

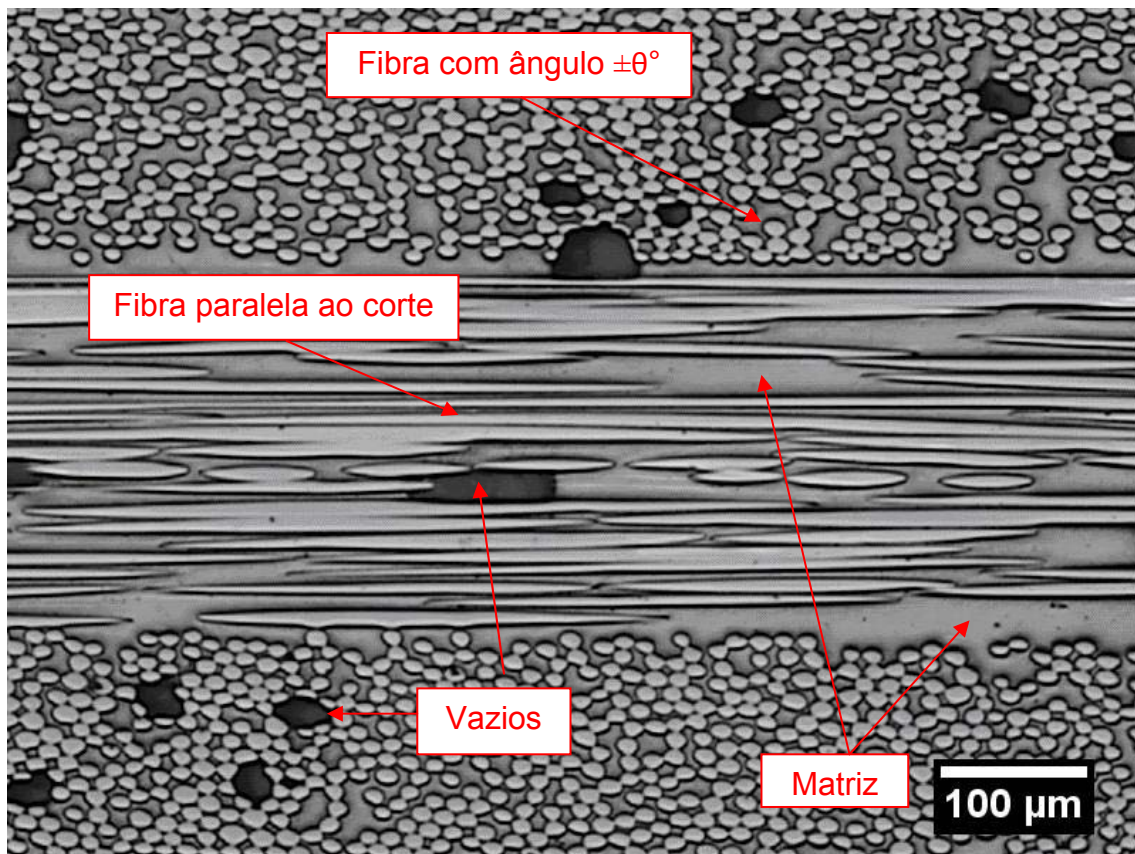


Figura 100 – Micrografia típica dos tubos compósitos $[\pm\theta^\circ]_4$. Aumento 50x.

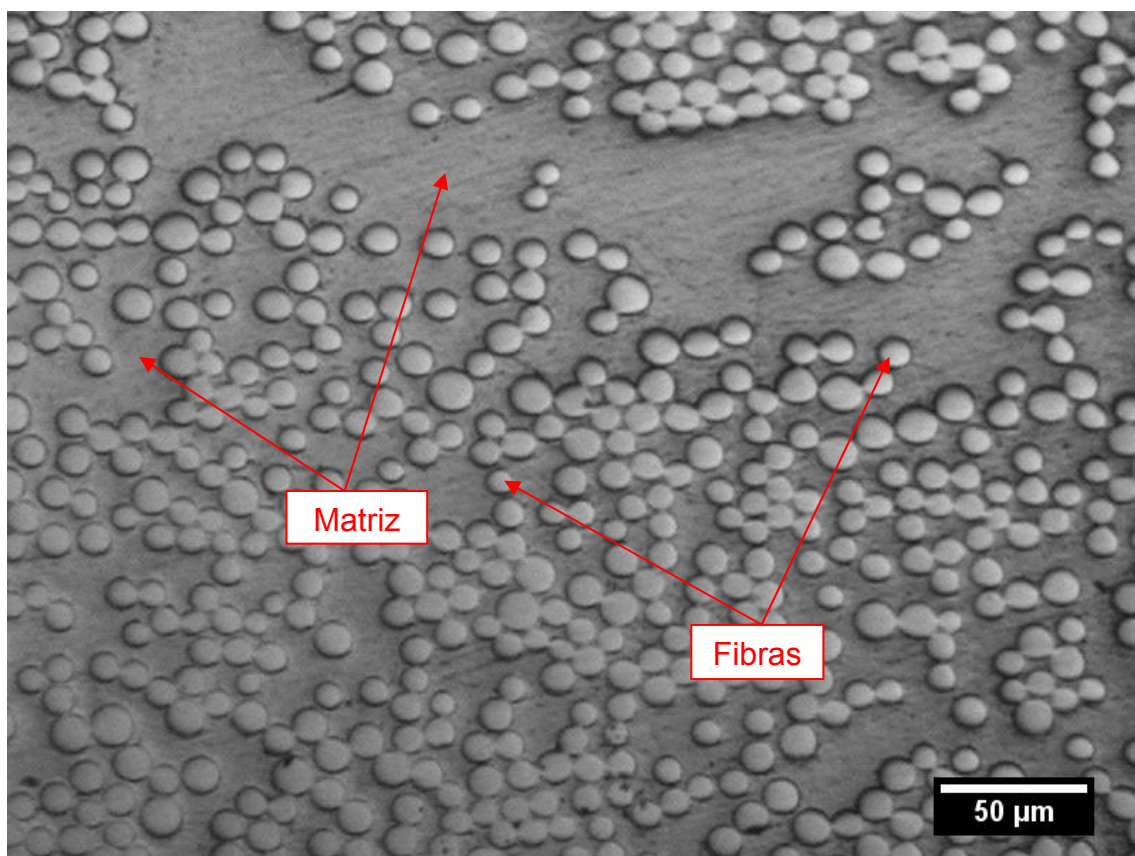


Figura 101 – Seção transversal às fibras nos tubos compósitos. Aumento 100x.

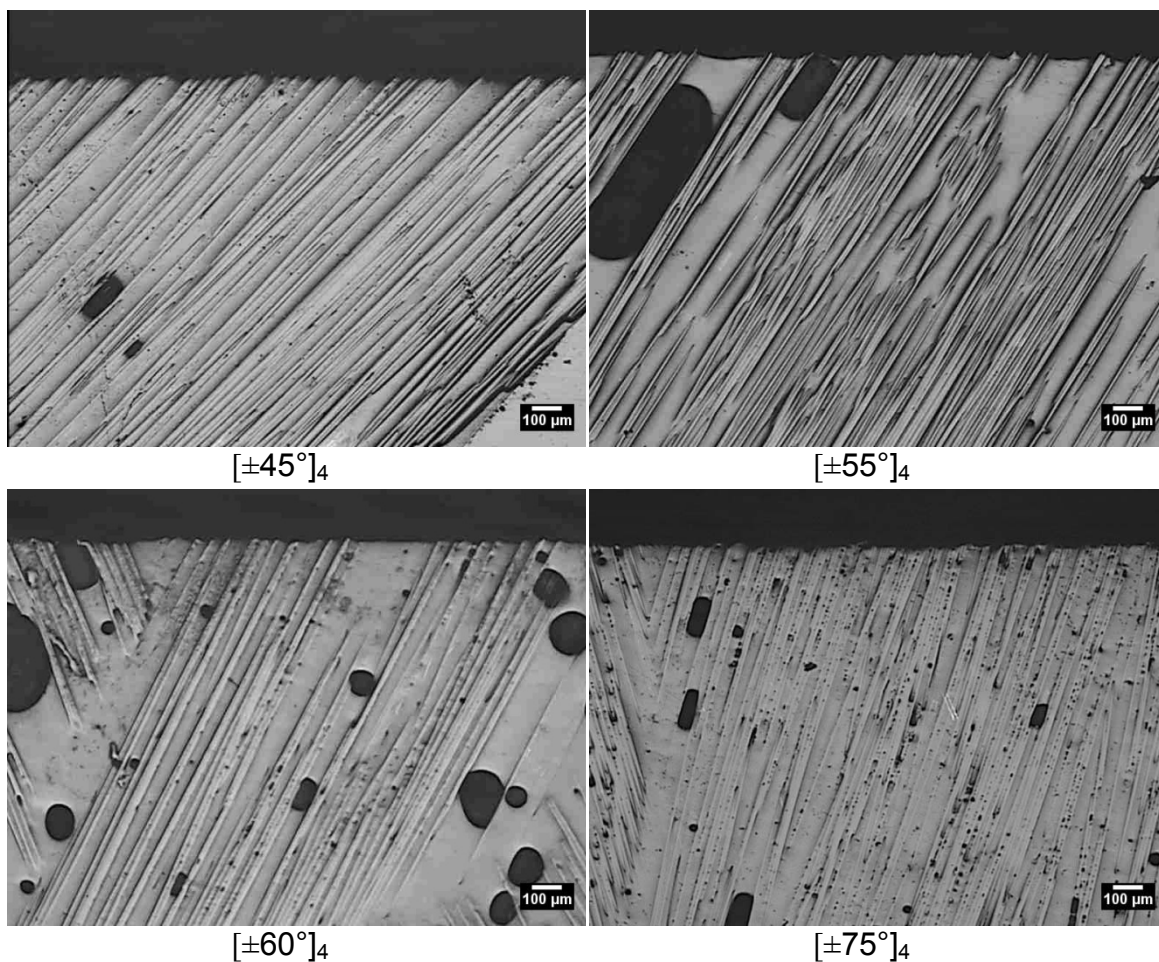


Figura 102 – Variação do ângulo de enrolamento nos tubos. Aumento 25x.

Tabela 17 – Resultado das medições dos ângulos de enrolamento				
Tubo	Ângulo de enrolamento efetivo (°)			
	[±45°] ₄	[±55°] ₄	[±60°] ₄	[±75°] ₄
Fechado	45,97±0,61	55,17±0,75	58,74±1,8	74,32±1,19
Restringido	46,82±0,71	55,71±0,81	59,99±0,69	75,44±2,64

A Tabela 17 mostra os resultados das medições do ângulo de enrolamento realizadas através de micrografias, a exemplo das mostradas na Figura 102. Foi observado, algumas vezes, um aumento na dispersão dos valores medidos de ângulo de enrolamento, provavelmente decorrente de baixo tensionamento das fibras durante o processo de enrolamento.

Pequenas mudanças no ângulo de enrolamento, inerentes ao processo de enrolamento filamentar, podem introduzir erros na análise numérica. Além disso, o ângulo de enrolamento talvez possa sofrer alguma mudança permanente, mesmo depois dos tubos descarregados, decorrente da rotação das fibras, enfatizando a importância de sua medição após os testes hidrostáticos.

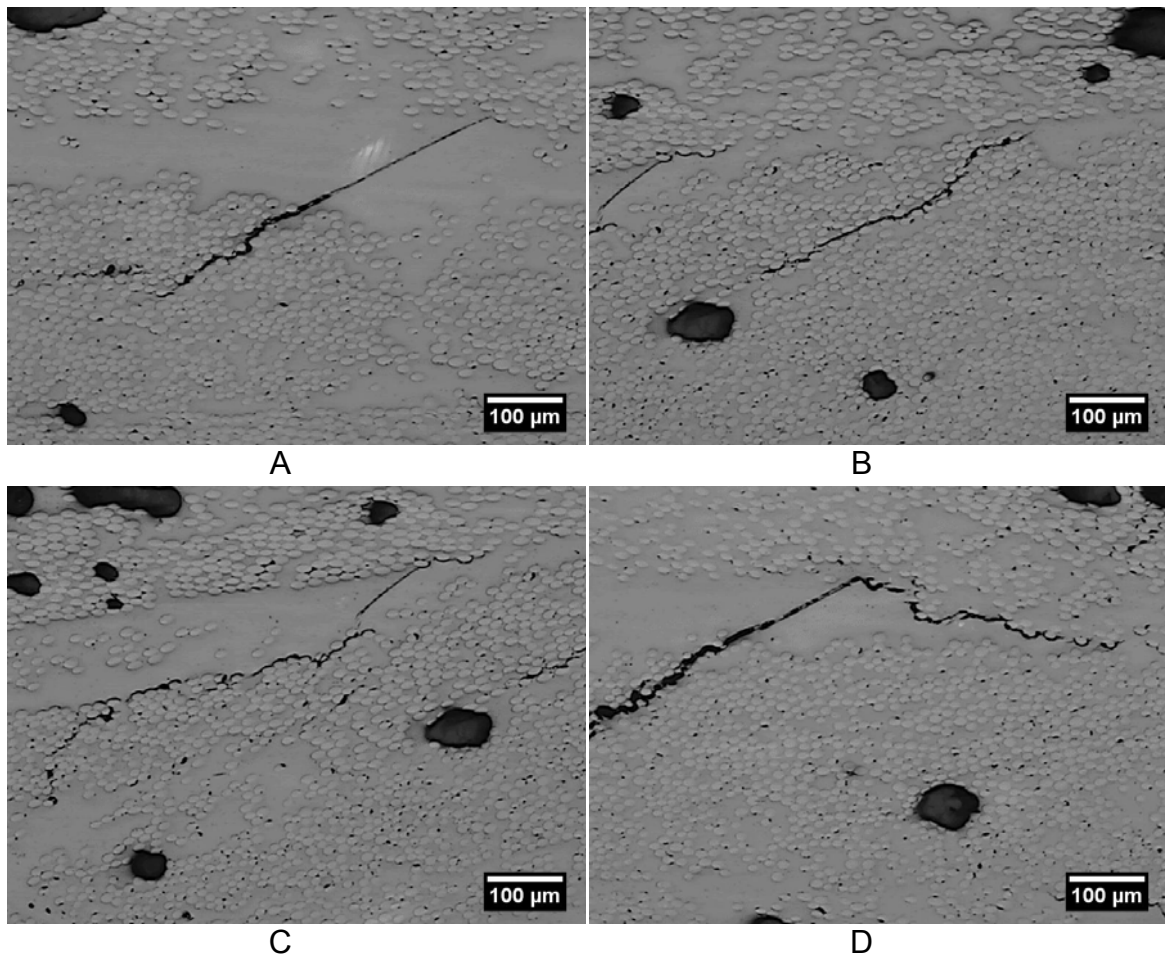


Figura 103 – Danos no tubo restringido $[\pm 55^\circ]_4$ após teste. Aumento 50x

A Figura 103 mostra micrografias obtidas no tubo restringido $[\pm 55^\circ]_4$, após o teste hidrostático, por microscopia ótica. Diversas trincas transversais foram encontradas com um comprimento de, pelo menos, 500 μm . As micrografias B e C na Figura 103 mostram duas trincas contíguas, afastadas a uma distância, aproximadamente, de 200 μm .

Trincas transversais surgem na superfície da fibra ou próximo a ela e a sua propagação ocorre através da resina, ao redor das fibras. As trincas transversais podem envolver a fratura coesiva da resina ou a fratura adesiva da interface matriz-fibra [91].

A ocorrência de vazamentos está conectada diretamente com a formação dessas trincas transversais, tendo em vista que formam um caminho para passagem de fluido contido no tubo compósito para o meio exterior. A presença de vazios, possivelmente, agrava o problema como ponto de nucleação de mais trincas. Além disso, o próprio início da não linearidade nas curvas obtidas nas simulações numéricas, mostradas no item 4.7, é atribuído à formação dessas trincas.

Duas regiões podem ser observadas, a partir da Figura 103: regiões com alto empacotamento das fibras e formação de trincas na interface matriz-fibra e as regiões ricas em resina com fratura frágil da matriz.

A propagação das trincas parece também ocorrer de forma distinta. As trincas parecem atravessar as zonas ricas em resina com uma velocidade de propagação relativamente alta e com um crescimento instável. As trincas em zonas ricas em resina apresentam uma trajetória retilínea, enquanto que ao atravessar regiões com presença de fibras, o caminho é mais tortuoso ou errático. Nesse caso ocorre um crescimento de trinca estável, evidenciando um consumo maior de energia e mostrando a importância do controle da fração volumétrica das fibras.

A quantidade de danos observados foi relativamente alta e sua ocorrência atribuída somente ao carregamento imposto ao tubo, não sendo detectada antes dos testes hidrostáticos.

4.6 Análise térmica

A análise em DSC foi feita com o objetivo de verificar se o ciclo de cura foi adequado para promover a cura completa do sistema de resina empregado. Durante a análise, o aumento da temperatura promove o aumento da mobilidade das cadeias poliméricas, possibilitando a reação de possíveis sítios residuais de reticulação. Essa reação seria identificada na curva pelo aumento do fluxo de energia liberada. Na curva mostrada na Figura 104, verifica-se que não houve qualquer reação, indicando assim que o sistema está completamente curado. Assim, o ciclo de cura utilizado foi suficiente e adequado para promover a cura completa do sistema polimérico empregado.

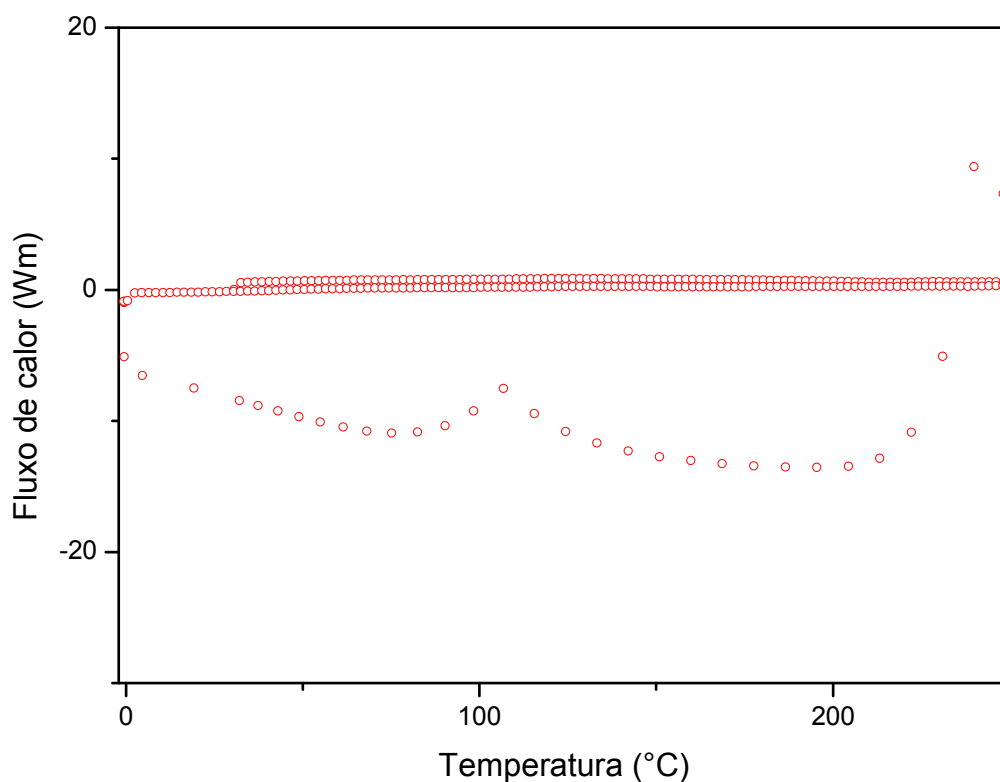


Figura 104 – Curva típica obtida na análise calorimétrica diferencial dos tubos

4.7 Análise por elementos finitos

A análise por elementos finitos começou com a análise de sensibilidade para definição da densidade das malhas (item 4.7.1) empregadas no estudo dos carregamentos testados. Além disso, simulações com diversos modelos para determinação do comprimento mínimo necessário e que representasse um tubo com comprimento infinito, foram efetuados. Os itens 4.7.2 e 4.7.3 tratam, especificamente, da validação dos modelos empregados para simulação dos tubos testados. Por fim, no item 4.7.4 é efetuado um estudo paramétrico para se conhecer o ângulo ótimo de enrolamento para cada condição de carregamento.

4.7.1 Análise de sensibilidade e comprimento mínimo dos modelos

A malha empregada para análise dos tubos fechados foi 18 x 110 elementos, conforme Figura 105. A variação de espessura, também indicada na Figura 105, foi obtida a partir do mapeamento dos tubos compósitos. O nó localizado no ponto de menor espessura na malha (Figura 105) teve seu deslocamento monitorado (w) na direção 2, durante as simulações para plotar os gráficos pressão versus w/r . O deslocamento, nesse caso, está normalizado (deslocamento dividido pelo raio interno dos tubos).

A seleção da malha com 18 x 110 elementos foi feita a partir de uma análise de sensibilidade (Figura 106) com o modelo para tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$. Como mostrado na Figura 106, não existe uma variação significativa da pressão de falha estrutural a partir dessa malha, permitindo reduzir o custo computacional nas análises numéricas.

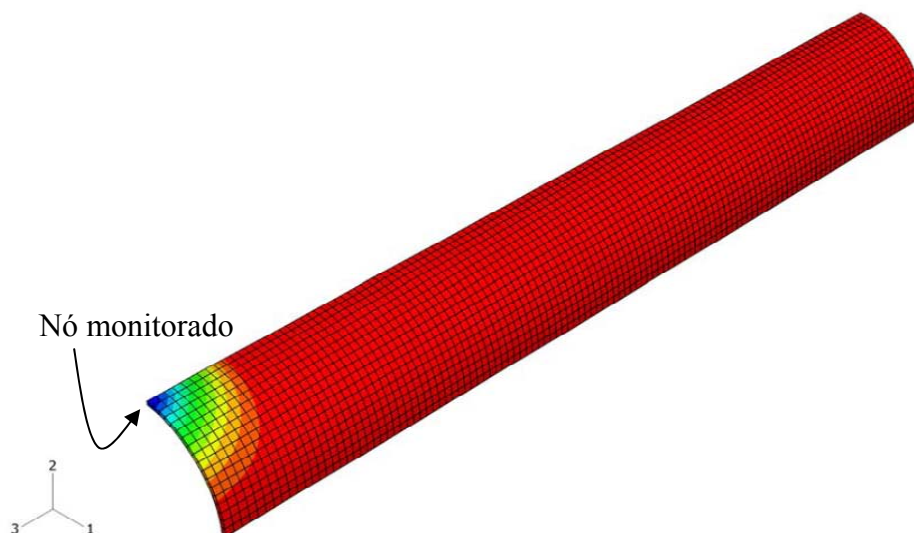


Figura 105 – Malha típica dos tubos fechados e a variação de espessura

Como pode ser observado na Figura 107, a malha 18 x 110 elementos consome cerca da metade do tempo gasto pela malha 27 x 165 elementos. O tempo, em torno de sete minutos, foi obtido em um computador com a seguinte configuração: processador Intel® Core™2 Duo CPU T6400 @ 2GHz e memória (RAM) de 3Gbytes.

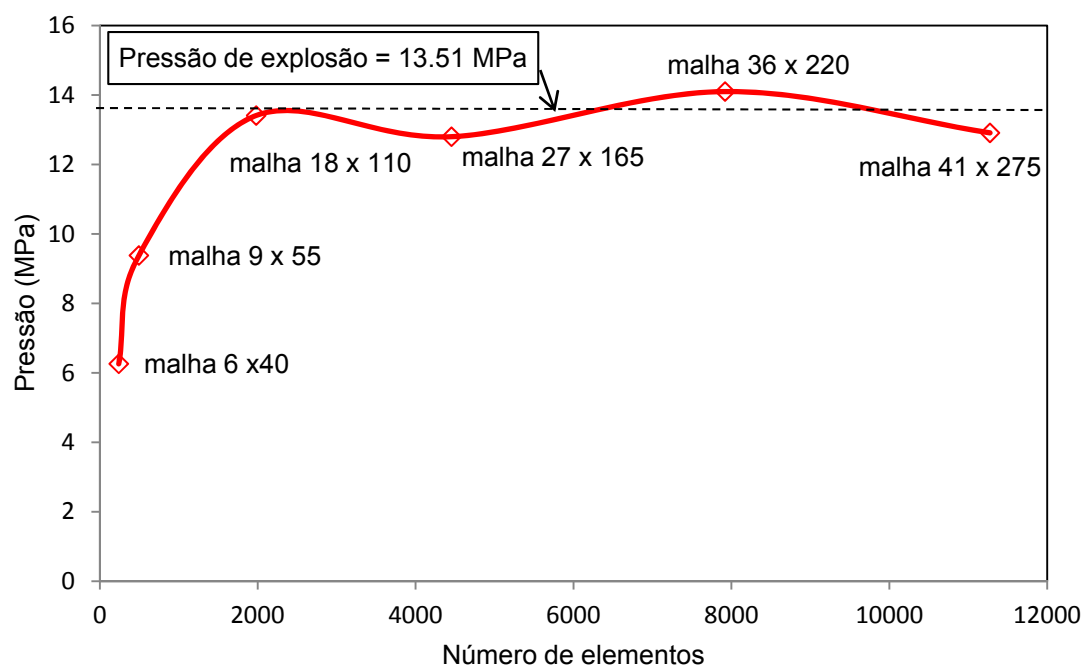


Figura 106 – Análise de sensibilidade para os tubos fechados

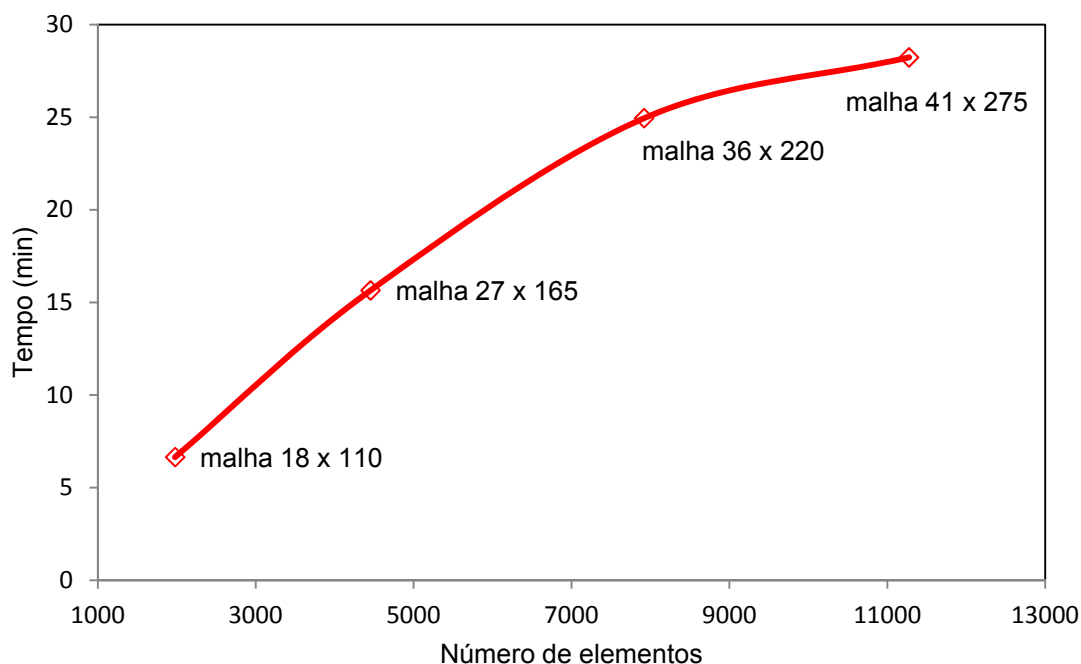


Figura 107 – Tempo de processamento em função da densidade da malha

No caso dos tubos restringidos, a densidade da malha empregada foi 41 x 275 elementos, conforme Figura 108. Da mesma forma que nos tubos fechados, um nó localizado no ponto de menor espessura na malha (Figura 108) teve seu deslocamento monitorado (w) durante as simulações para plotar os gráficos pressão versus w/r .

A seleção da malha com 41 x 275 elementos foi feita a partir de uma análise de sensibilidade (Figura 109) com o modelo para tubo restringido $[\pm 45^\circ]_4$. Como mostrado na Figura 109, não existe uma variação significativa da pressão de falha estrutural a partir dessa malha, permitindo reduzir o custo computacional nas análises numéricas (Figura 110).

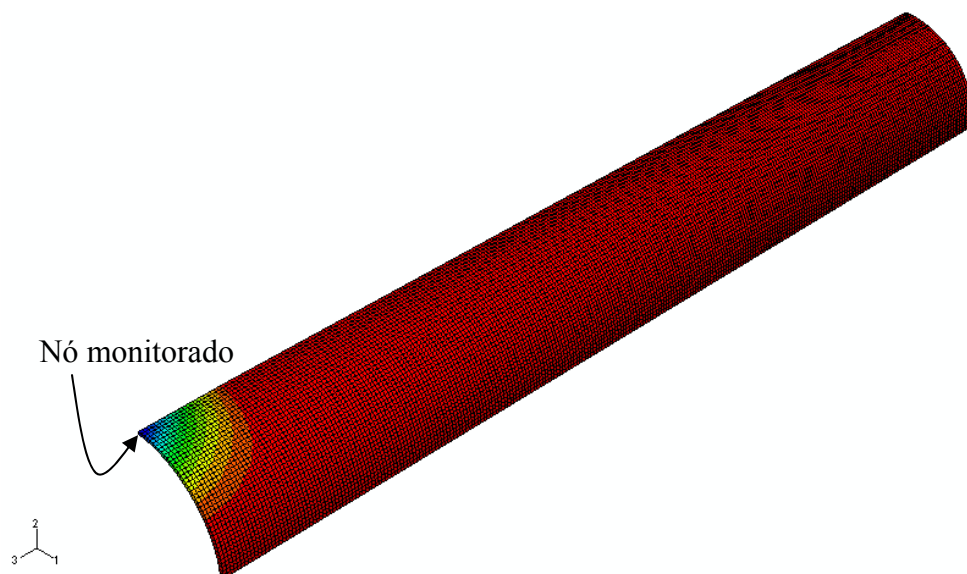


Figura 108 - Malha típica dos tubos restringidos e a variação de espessura

A mudança na densidade de malha entre um carregamento e outro, possivelmente, é decorrente da formação de gradiente de tensão e/ou deformação mais elevado, necessitando aumentar o grau de refinamento das malhas.

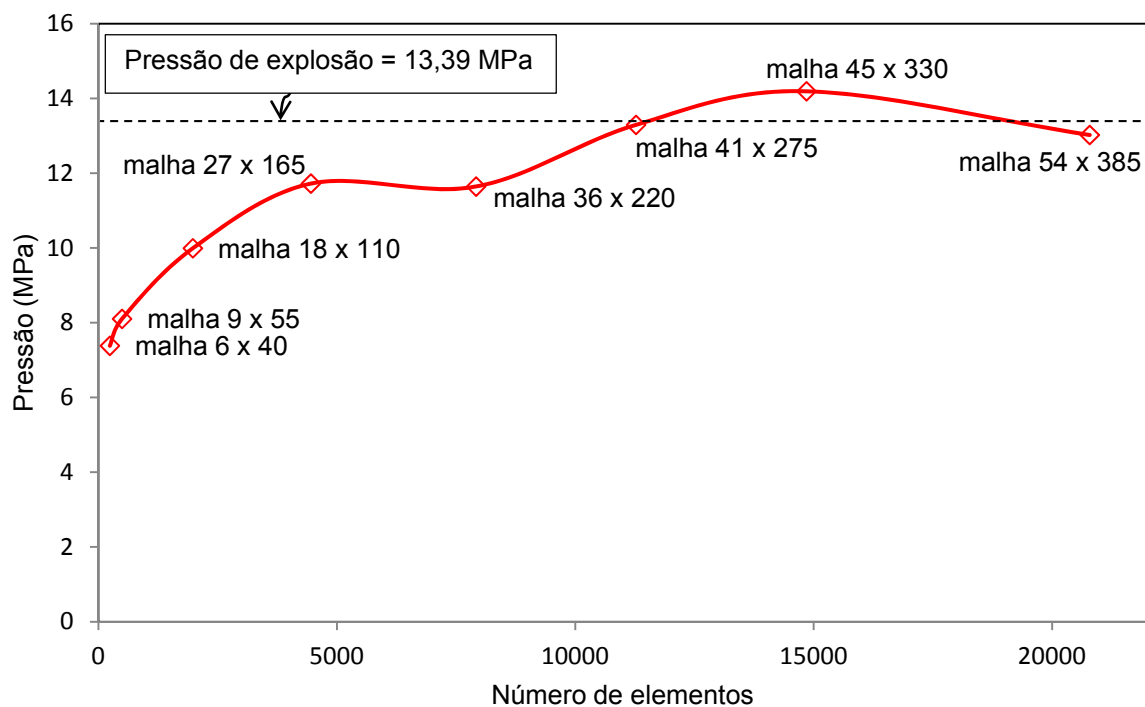


Figura 109 - Análise de sensibilidade para os tubos restringidos

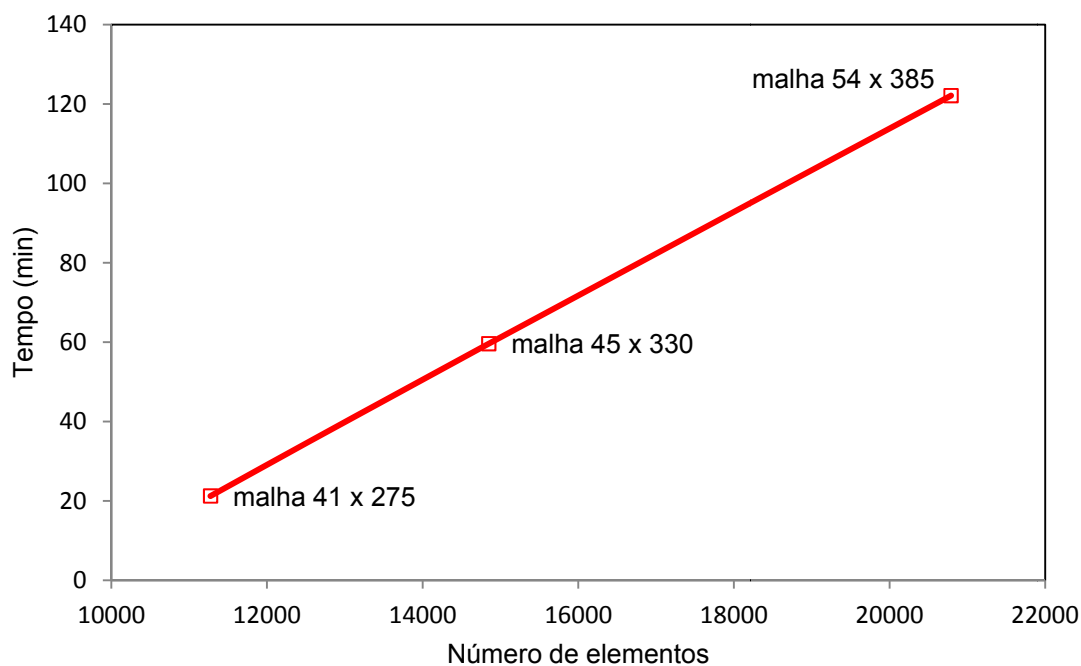


Figura 110 - Tempo de processamento em função da densidade da malha

Um estudo inicial foi feito para verificar se o comprimento dos tubos testados era adequado (Figura 111), representando um tubo com comprimento infinito e, conseqüentemente, verificar se os modelos construídos forneceriam resultados comparáveis a tubos instalados em linhas de dutos e tubulações.

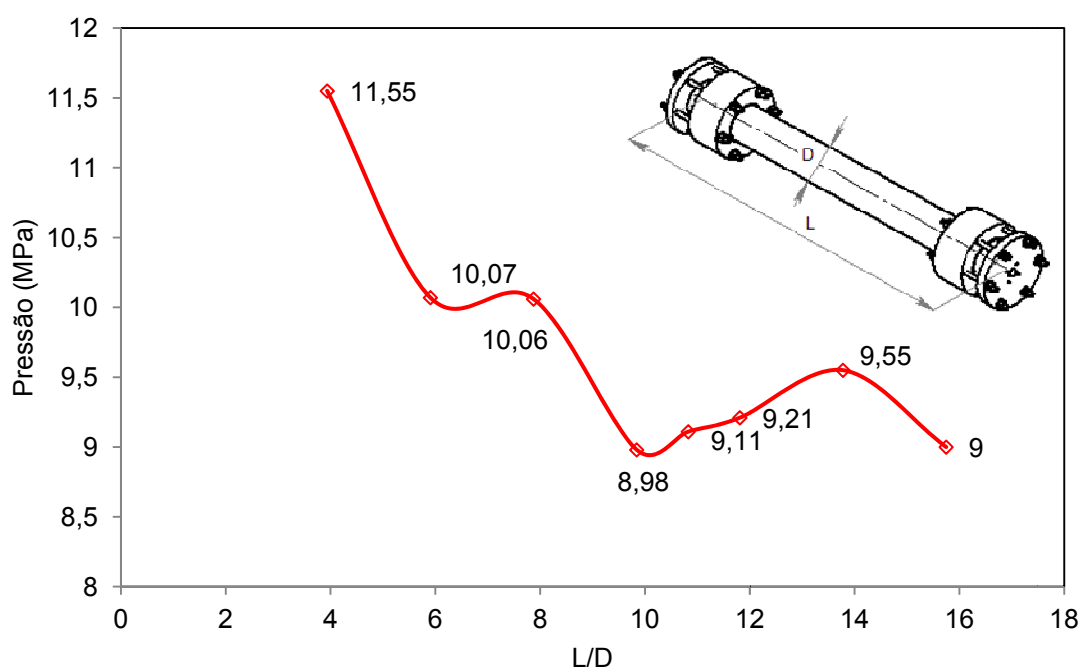


Figura 111 – Influência do comprimento na pressão de falha

As pressões de falha estrutural indicada na Figura 111 foram obtidas com um modelo para tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$. Os resultados mostram que a partir do parâmetro $L/D = 11$ a variação da pressão de falha fica em torno de 5%. O parâmetro $L/D = 11$ corresponde a um tubo de 1100 mm. Assim, a análise numérica feita neste trabalho confirma que esse comprimento foi suficiente para se efetuar testes hidrostáticos com os tubos compósitos.

4.7.2 Tubos fechados

A Figura 112 mostra as curvas pressão versus w/r para os tubos fechados utilizando ângulo de enrolamento nominal. Esses primeiros resultados não ofereceram uma boa correlação numérico/experimental para alguns ângulos de enrolamento.

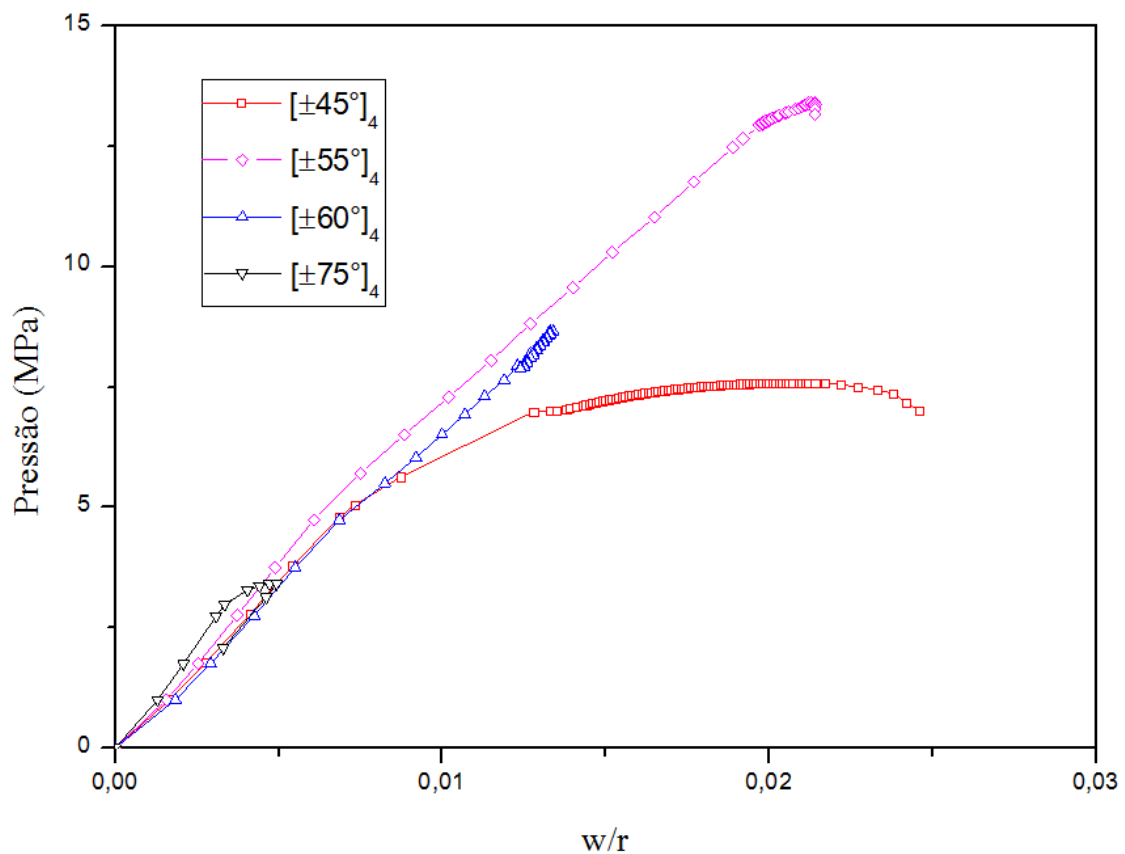


Figura 112 – Simulações com ângulo nominal para tubos fechados

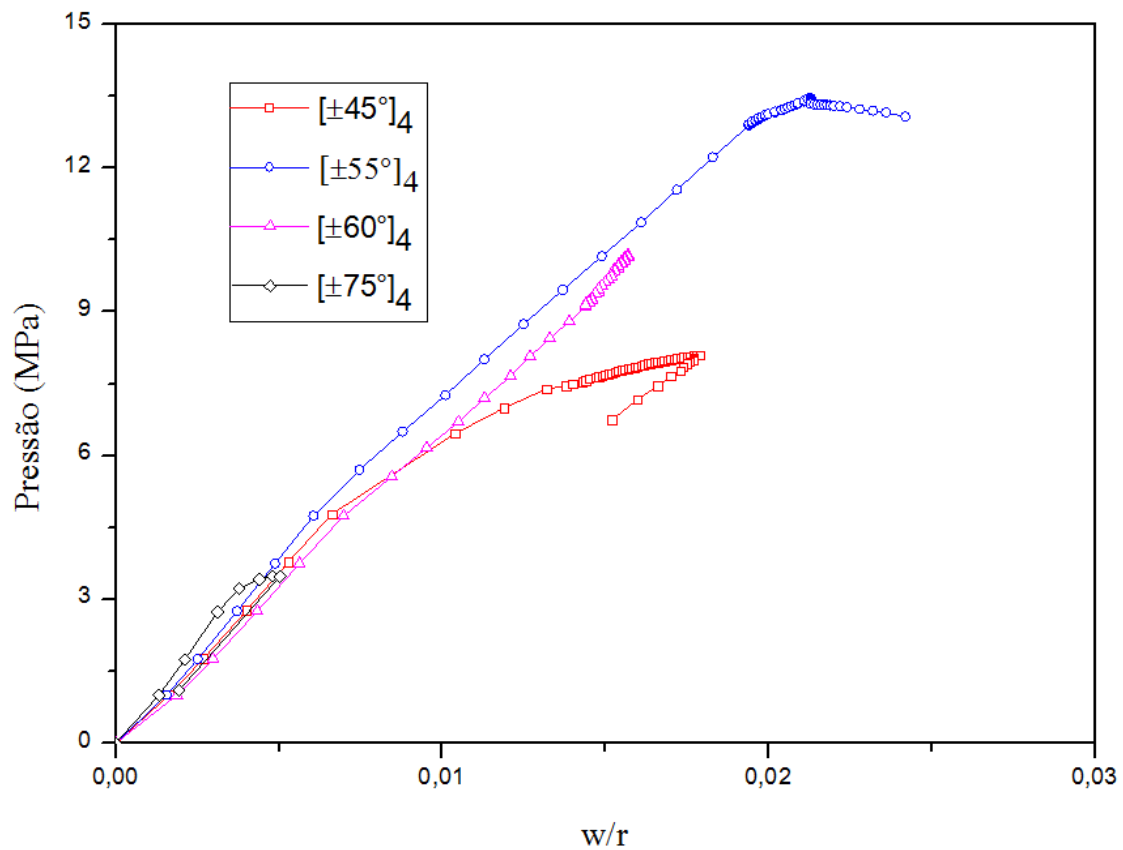


Figura 113 – Simulações com ângulo real para tubos fechados

A baixa rigidez do tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$ pode ser observada quando comparada com os outros tubos (Figura 112) e está relacionada com os ajustes nas propriedades mecânicas de cada tubo, como recomendado pela DNV [23]. Resultado similar foi observado nos tubos testados (Figura 86). A semelhança guardada entre o resultado numérico e experimental é provavelmente decorrente da baixa fração volumétrica apresentada pelo tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$ (Tabela 12).

A Figura 113 mostra as curvas pressão versus w/r obtidas nas simulações com os ângulos reais de enrolamento. Mais uma vez, o tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$ apresenta baixa rigidez quando comparado com os outros tubos. Em relação à Figura 112, sua rigidez diminuiu em virtude do ângulo real de enrolamento ser bem menor.

A transição do comportamento linear para não linear foi suave (Figura 112 e Figura 113), com uma leve mudança na inclinação das curvas, exceto a curva do tubo fechado $[\pm 45^\circ]_4$ que apresenta uma resposta não linear mais acentuada. O resultado experimental, mostrado na Figura 86, apresentou comportamento similar embora sua não-linearidade seja em função do tempo. Essa resposta é decorrente de uma degradação mais intensa da rigidez do tubo, resultando numa mudança de inclinação mais acentuada da curva após a falha da primeira lâmina (*“First Ply Failure”*). A curva do tubo fechado $[\pm 45^\circ]_4$, mostrado nas Figura 86 e Figura 113, denota intensa transferência de carga para as fibras que provavelmente causam a formação e acúmulo de trincas na matriz, levando a uma degradação maior da rigidez nesse tubo.

O modelo de danos foi hábil em prever ambos os mecanismos de falha na matriz (Figura 114) e na fibra (Figura 115 e Figura 116) para os tubos fechados $[\pm 55^\circ]_4$ e $[\pm 60^\circ]_4$, porém, falhou em prever o início da falha da fibra para o tubo fechado $[\pm 45^\circ]_4$ antes de atingir a pressão correspondente à falha estrutural. A sub-rotina UMAT foi hábil em prever a falha da fibra próxima ao aparato de fixação das cabeças de vedação (Figura 116), embora o modelo fosse construído com espessura reduzida próxima ao centro para promover o início da falha progressiva.

A Figura 114 mostra uma degradação maior da matriz próximo às extremidades dos tubos fechados $[\pm 60^\circ]_4$ e $[\pm 75^\circ]_4$. Estes resultados numéricos coincidem com os resultados experimentais, mostrando que a falha do tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$ não ocorreu por introdução de danos na montagem, mas provavelmente por causa da transição no mecanismo de falha da fibra para matriz com o aumento no ângulo de enrolamento.

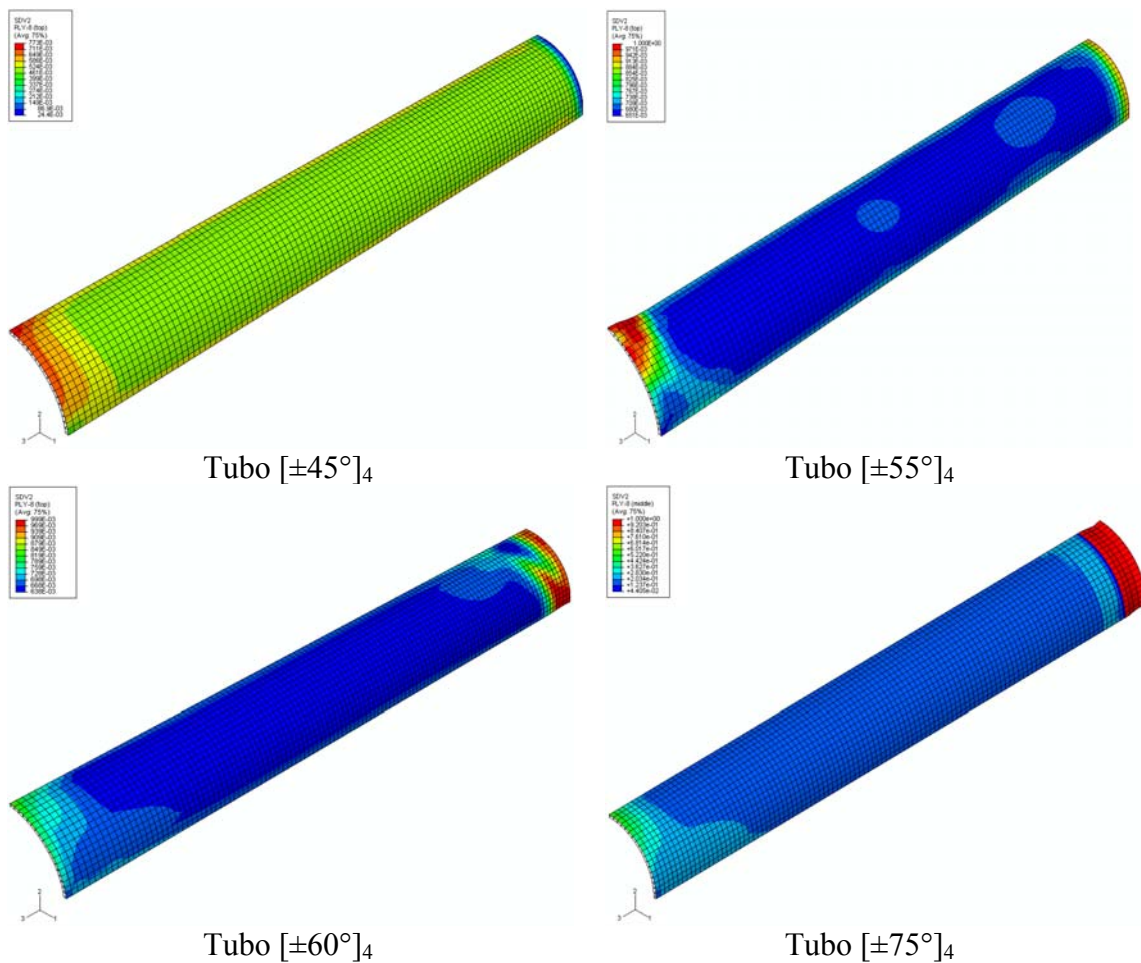


Figura 114 – Danos na matriz (SDV2) na pressão de explosão

A Figura 117 mostra a tensão cisalhante no momento que o tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$ atingiu a pressão máxima. O nível elevado de tensão cisalhante sobreposto aos danos na matriz denuncia elevada transferência de carga para as fibras nessa região. A Figura 118 mostra a tensão longitudinal às fibras no momento que o tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$ atingiu a pressão máxima, decorrente da transferência de carga por cisalhamento.

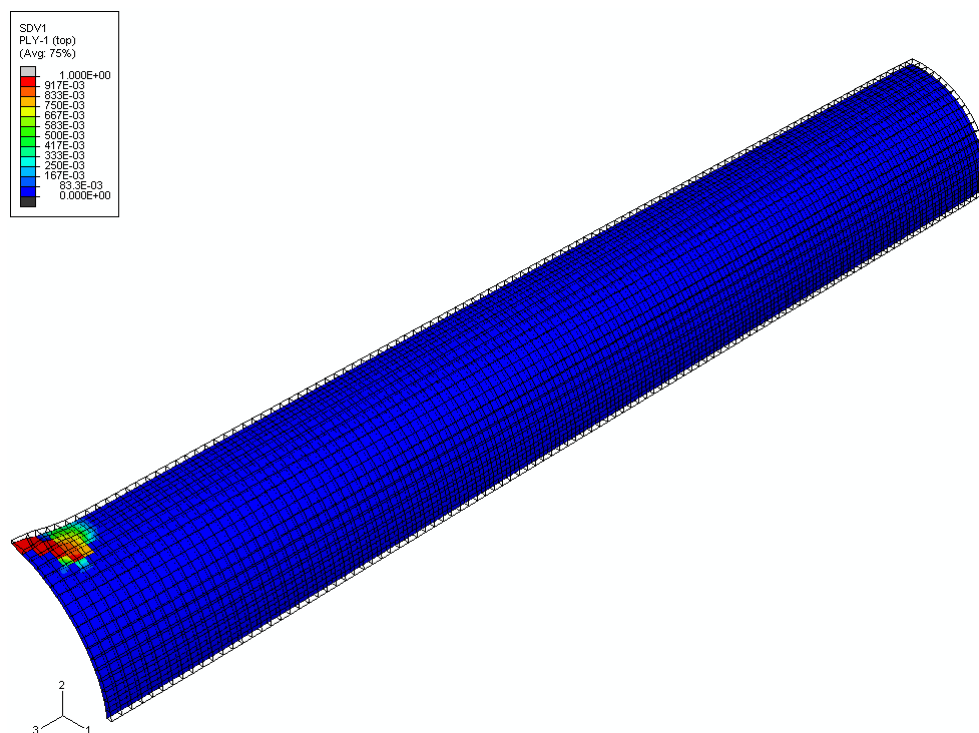


Figura 115 – Danos nas fibras (SDV1) no tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$

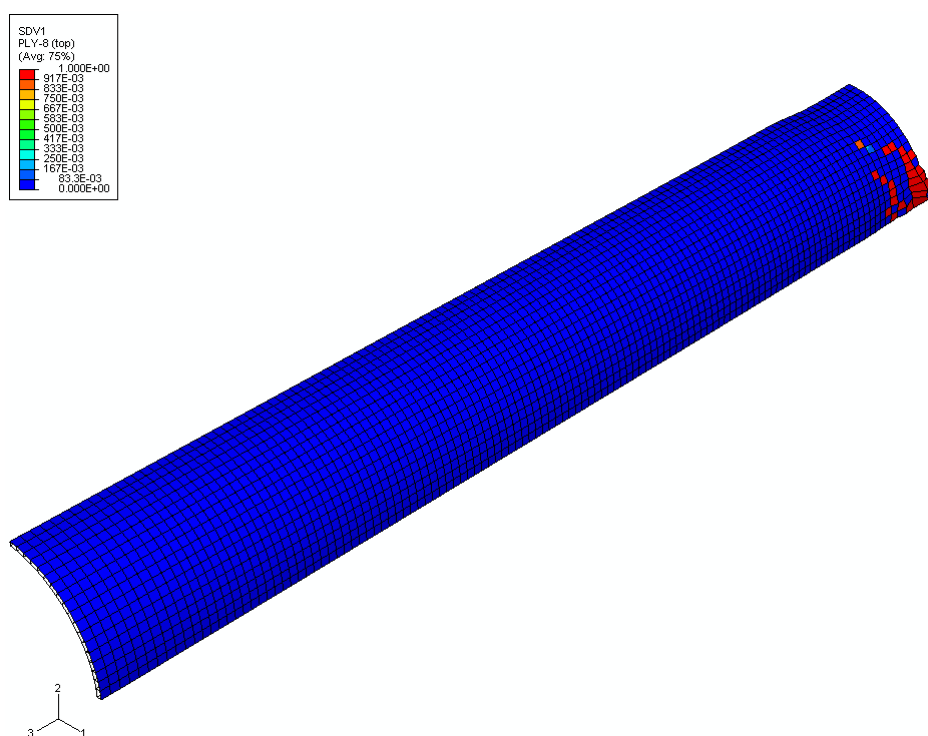


Figura 116 – Danos nas fibras (SDV1) no tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$

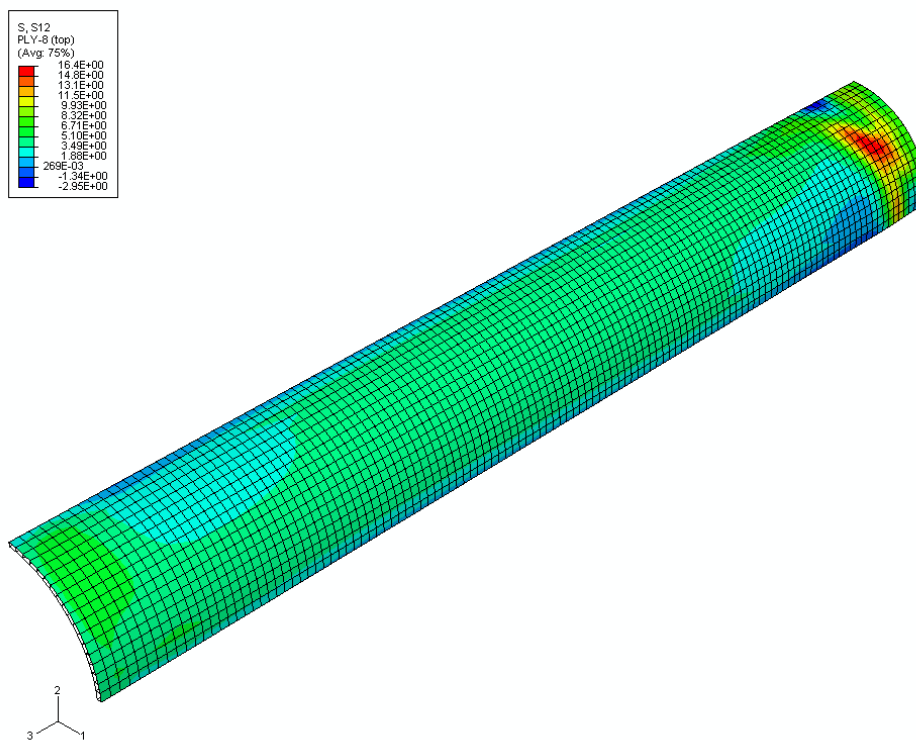


Figura 117 – Tensão cisalhante no tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$

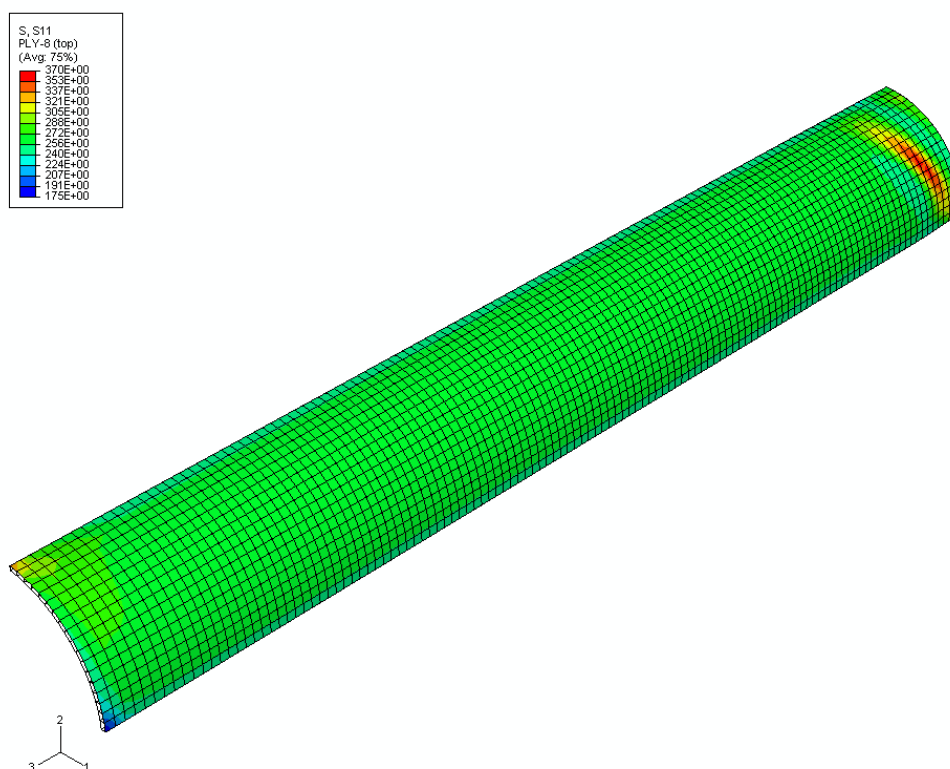


Figura 118 – Tensão longitudinal às fibras no tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$

A medição do ângulo de enrolamento nos tubos por microscopia ótica, próximo à região da falha, permitiu identificar o ângulo real de enrolamento, contribuindo para reduzir o erro entre as simulações e os testes hidrostáticos.

Foi constatado que mesmo pequenas variações no ângulo real de enrolamento podem produzir erros bem acima de 5% quando as simulações são realizadas a partir dos valores nominais. Isto ocorre por causa da grande variação da pressão de falha como uma função do ângulo de enrolamento (Figura 94). Por exemplo, a diferença de pressão entre o ângulo nominal e o real de enrolamento para o tubo fechado $[\pm 60^\circ]_4$ foi de 15% para uma diferença entre os ângulos de $1,3^\circ$, conforme mostrado na Tabela 18.

Tabela 18 – Máxima pressão de falha nas simulações dos tubos fechados

Tubo	Ângulo real ($^\circ$)	Posição da falha	Resultado experimental (MPa)	Análise Numérica			
				Ângulo nominal (MPa)	Erro (%)	Ângulo real (MPa)	Erro (%)
$[\pm 45^\circ]_4$	$45,97 \pm 0,61$	E - G	8,49	7,59	10,6	8,1	4,6
$[\pm 55^\circ]_4$	$55,17 \pm 0,75$	H - I	13,51	13,41	0,7	13,47	0,3
$[\pm 60^\circ]_4$	$58,74 \pm 1,8$	I - J	10,51	8,66	17,6	10,19	3,0
$[\pm 75^\circ]_4$	$74,32 \pm 1,19$	I - J	3,52	3,41	3,1	3,49	0,9

A Figura 119 mostra a simulação do tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$, ilustrando os principais eventos que ocorreram durante sua pressurização nos testes hidrostáticos.

O primeiro evento (Figura 119) mostra o início da degradação da matriz (SDV2) na lâmina 8 (lâmina mais externa na parede do tubo) para uma pressão correspondente a 3,75 MPa. Este valor é obtido quando o critério de falha da matriz (f_m) contido na sub-rotina UMAT excede seu valor limite ($f_m > \varepsilon_{22}^t$).

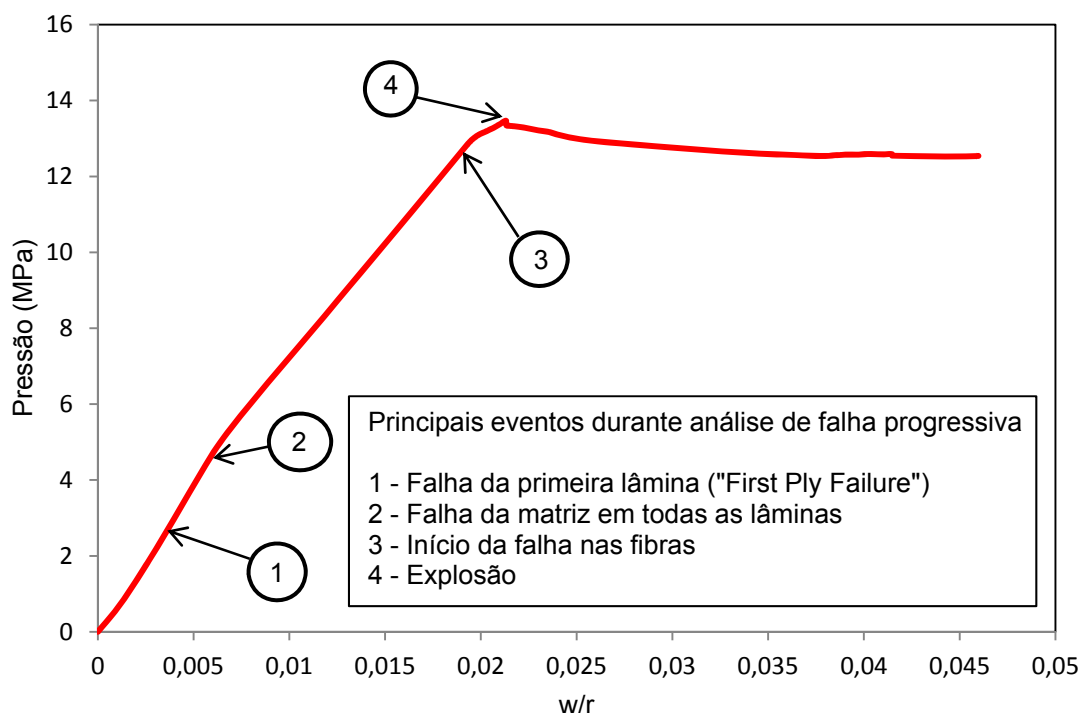


Figura 119 – Eventos observados na simulação do tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$

No segundo evento (Figura 119), todas as lâminas mostram alguma degradação para a pressão correspondente de 4,74 MPa enquanto que a falha funcional ocorreu a uma pressão de 4,95 MPa. O segundo evento pode ser usual para predição da falha funcional de produtos tubulares sem *liner*, porque é necessária a existência de danos introduzidos através da parede do tubo, de tal forma que um caminho seja formado para passagem de fluido e, conseqüentemente, para ocorrência de vazamento.

O terceiro evento (Figura 119) mostra o início da falha da fibra (SDV1), na lâmina 7, a uma pressão de 12,99 MPa. Esta pressão corresponde ao momento quando o critério de falha da fibra (f_f) contido na sub-rotina UMAT excede seu valor limite ($f_f > \varepsilon_{11}^t$).

O quarto e último evento é a explosão do tubo que ocorre a uma pressão de 13,47 MPa, conforme mostrado na Figura 119.

A análise de falha progressiva mostrou a pressão interna que o tubo compósito foi capaz de suportar, além do momento de início da falha da fibra. Esta informação é importante, porque admite definir fatores de segurança menos conservativos para produtos tubulares com *liner*.

Após as simulações usando a sub-rotina UMAT, uma comparação entre os resultados numéricos e experimentais foi feita para avaliar o uso de alguns critérios de falha disponíveis e o modelo de danos incorporado ao ABAQUS para análise de falha progressiva em materiais compósitos. As Figuras 120 e 121 mostram os resultados.

Como pode ser observado na Figura 120, o modelo de danos incorporado ao ABAQUS não produz uma correlação tão boa quanto o obtido com a sub-rotina UMAT. Essa diferença pode ser atribuída a diversos fatores, desde a calibração do modelo até os diferentes critérios de falha e/ou lei de evolução de danos empregados.

A pressão correspondente à falha da primeira lâmina (“*First Ply Failure*”) dos critérios de falha analisados ficou próxima da pressão de falha funcional obtida a partir dos experimentos (Figura 121). Pode ser observado que o uso de critérios iterativos como Tsai-Wu e Tsai-Hill e os critérios limite como a teoria de falha da máxima tensão podem ser utilizados, em alguns casos, para predição da falha funcional em produtos tubulares sem emprego de *liner*. Isto se deve porque os primeiros danos introduzidos durante o carregamento dos tubos ocorrem sempre na matriz com a formação de diversas trincas transversais.

Como dito antes, os critérios de falha analisados (Figura 121) apresentaram pressões de falha úteis para predição de vazamento apenas dos tubos fechados $[\pm 55^\circ]_4$ e $[\pm 60^\circ]_4$ sem *liner*. Estes resultados corroboram parcialmente o estudo conduzido por Hinton *et al.* [37] conhecido internacionalmente como o “*World Wide Failure Exercise*”. Este estudo verificou que os critérios de falha analisados subestimam as tensões atuantes nas quais ocorre o vazamento. Segundo Hinton *et al.* [37], isto é atribuído a introdução de danos e delaminação durante o carregamento. Eles devem se acumular para criar um caminho de tal forma que o líquido pressurizado possa atravessar a parede do tubo e com isso provocar um vazamento, reduzindo a pressão de falha nestes casos. Se isso acontece, as tensões transversais e cisalhantes são impedidas de atingir seu valor limite no critério de falha, ou seja, o índice de falha não chega a alcançar a unidade no momento do vazamento.

A matriz tem uma importante função que é transferir, por cisalhamento, boa parte da carga suportada durante o carregamento do tubo. Essa transferência deve ocorrer de maneira distinta porque, provavelmente, é função do ângulo de enrolamento. Em tubos compósitos onde o ângulo de enrolamento está próximo daquele que é conhecido como ideal ($\pm 55^\circ$), essa transferência é pequena ou quase nula, quando o ângulo de enrolamento é igual a $\pm 60^\circ$ [92,93]. Com baixo nível de tensão cisalhante presente na matriz, menor o risco de introdução de danos (fratura coesiva), consequentemente, o tubo compósito suportará pressões maiores até que a falha na matriz ocorra.

Além disso, em tubos compósitos com ângulo de enrolamento próximo de $\pm 55^\circ$, as fibras sofrem uma rotação menor devido à deformação axial e circunferencial serem, aproximadamente, iguais em sinal e magnitude durante o carregamento [93]. Isto pode ter um efeito benéfico sobre a interface fibra-resina, reduzindo e/ou postergando a possibilidade de ocorrência de fratura adesiva nessa região e contribuindo para elevação da pressão correspondente à falha funcional. Em um trabalho publicado por Evans e Gibson [61] ficou evidenciado que a não linearidade nas relações tensão-deformação em tubos compósitos é decorrente da rotação das fibras quando não se encontram em seu ângulo estável.

Por outro lado, o emprego de critérios interativos e limite para predição de falha em produtos tubulares com liner resultariam em um projeto muito conservativo, desde que esses critérios de falha sempre indicam o primeiro modo de falha que ocorre – no caso a falha da matriz - e que nem sempre é o responsável pela falha estrutural ou catastrófica do tubo compósito. Para tubos compósitos com *liner*, uma melhor solução seria usar os critérios de falha como os de Hashin ou Hashin-Rotem, que são formulados com os modos de falha separados.

O modelo de danos alternativo proposto por Linde *et al.* [3], implementado no ABAQUS através da sub-rotina UMAT, para análise de falha progressiva nos modelos construídos para simulação de tubos fechados, mostrou ser adequado para este tipo de aplicação, permitindo a predição satisfatória da pressão correspondente à falha estrutural e oferece alguma informação sobre a iniciação de danos da matriz e da fibra. Silva [94] também conseguiu bons resultados utilizando esse modelo de danos na predição da pressão de falha estrutural em tubos compósitos submetidos à pressão externa, mostrando que esse modelo de danos pode ser aplicado para análise e projeto de estruturas tubulares compósitas.

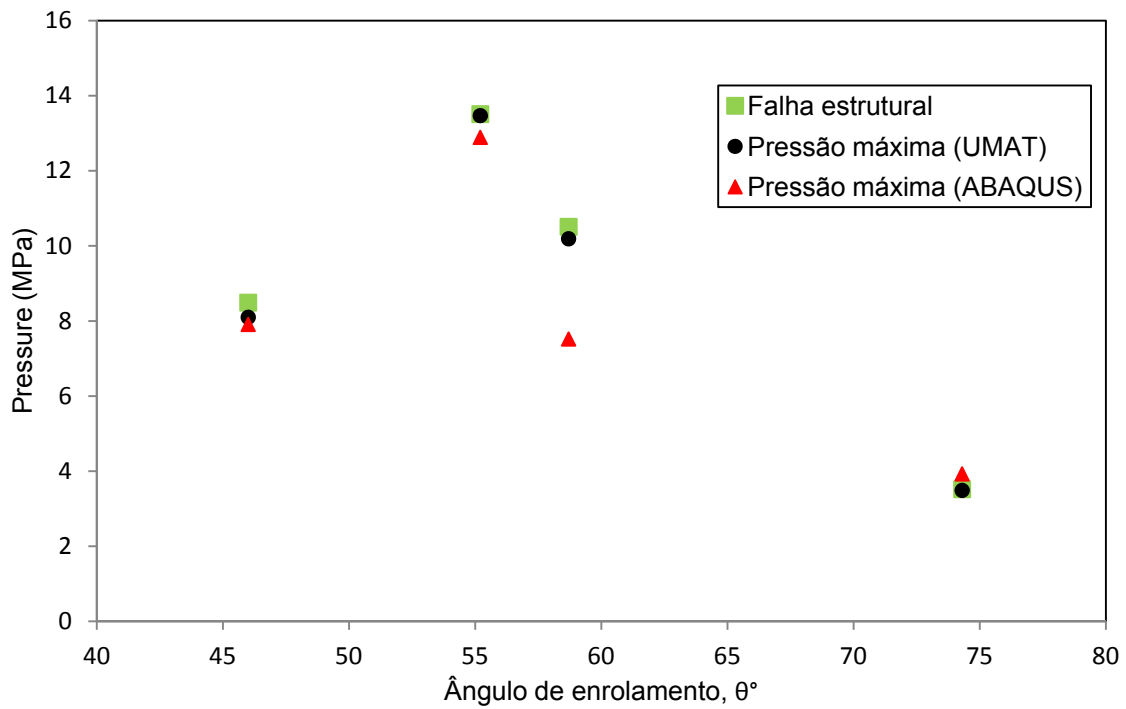


Figura 120 – Análise comparativa entre o resultado experimental para a falha estrutural e os resultados numéricos obtidos com o ABAQUS e UMAT

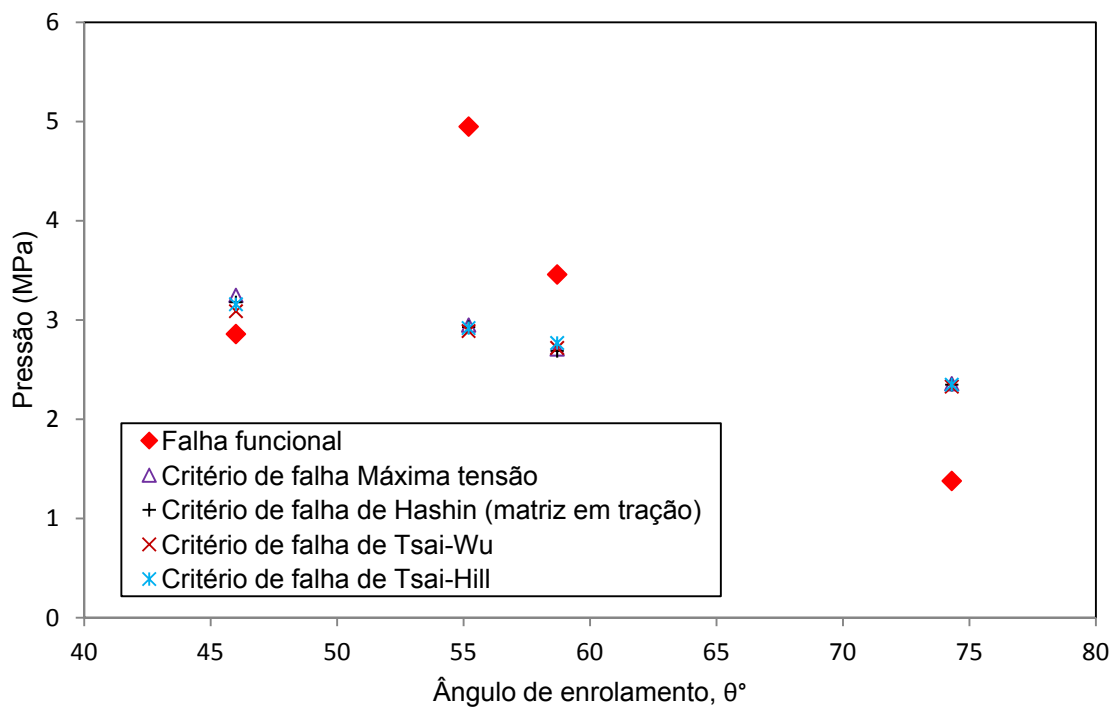


Figura 121 - Análise comparativa entre o resultado experimental para a falha funcional e alguns critérios de falha

4.7.3 Tubos restringidos

As Figuras 122 e 123 mostram as curvas pressão versus w/r obtidas nas simulações com os ângulos nominais e reais de enrolamento, respectivamente. Os tubos restringidos mostraram uma resposta inicial similar, não sendo possível fazer uma distinção clara entre a rigidez inicial de cada tubo. A transição entre a região linear e não linear nas curvas ficou quase imperceptível. Uma mudança discreta foi notada, após a modificação do ângulo de enrolamento, na rigidez do tubo restringido $[\pm 45^\circ]_4$, conforme Figura 123, e alterações sensíveis nas pressões de explosão (Tabela 19).

Como ocorrido para os tubos fechados, a análise numérica realizada mostrou que é necessário usar o ângulo real de enrolamento, ao invés do ângulo nominal para obter uma boa correlação entre os resultados numéricos e experimentais para todos os ângulos de enrolamento (Tabela 19). Por exemplo, a diferença de pressão entre o ângulo nominal e real para o tubo restringido $[\pm 45^\circ]_4$ foi, aproximadamente, de 10% para uma diferença entre os ângulos de $1,8^\circ$.

A Figura 124 mostra os danos na matriz dos tubos restringidos após a explosão. É possível observar uma redução gradativa dos danos na matriz com o aumento do ângulo de enrolamento. Isto ocorre porque à medida que o ângulo de enrolamento aumenta, reduz a transferência de carga por cisalhamento que a matriz efetua em ângulos baixos. Outro aspecto importante é que as falhas ocorrem no centro do modelo, evidenciando que os vazamentos ocorridos próximos às cabeças de vedação podem ter sido decorrentes de danos introduzidos durante a montagem.

A Figura 125 mostra os danos nas fibras dos tubos restringidos após a explosão. Estes danos ficaram sobrepostos aos danos ocorridos na matriz (Figura 124) não atingindo o restante dos modelos.

A Figura 126 mostra a simulação do tubo restringido $[\pm 55^\circ]_4$, ilustrando os principais eventos que ocorreram durante sua pressurização nos testes hidrostáticos. A sequência de eventos é semelhante à descrita, anteriormente, para os tubos fechados.

O primeiro evento mostra o início da degradação da matriz (SDV2), na lâmina 8, para a pressão correspondente a 3,08 MPa. Este valor foi obtido quando o critério de falha na matriz (f_m), contido na sub-rotina UMAT, excede seu valor limite ($f_m > \varepsilon_{22}^t$). No segundo evento, todas as lâminas mostraram alguma degradação para a pressão correspondente de 6,3 MPa. O terceiro evento mostra o início da falha na fibra (SDV1), na lâmina 7, para uma pressão de 10,87 MPa. Esta pressão corresponde ao momento quando o critério de falha na fibra (f_f), contido na sub-rotina UMAT, excede seu valor limite ($f_f > \varepsilon_{11}^t$).

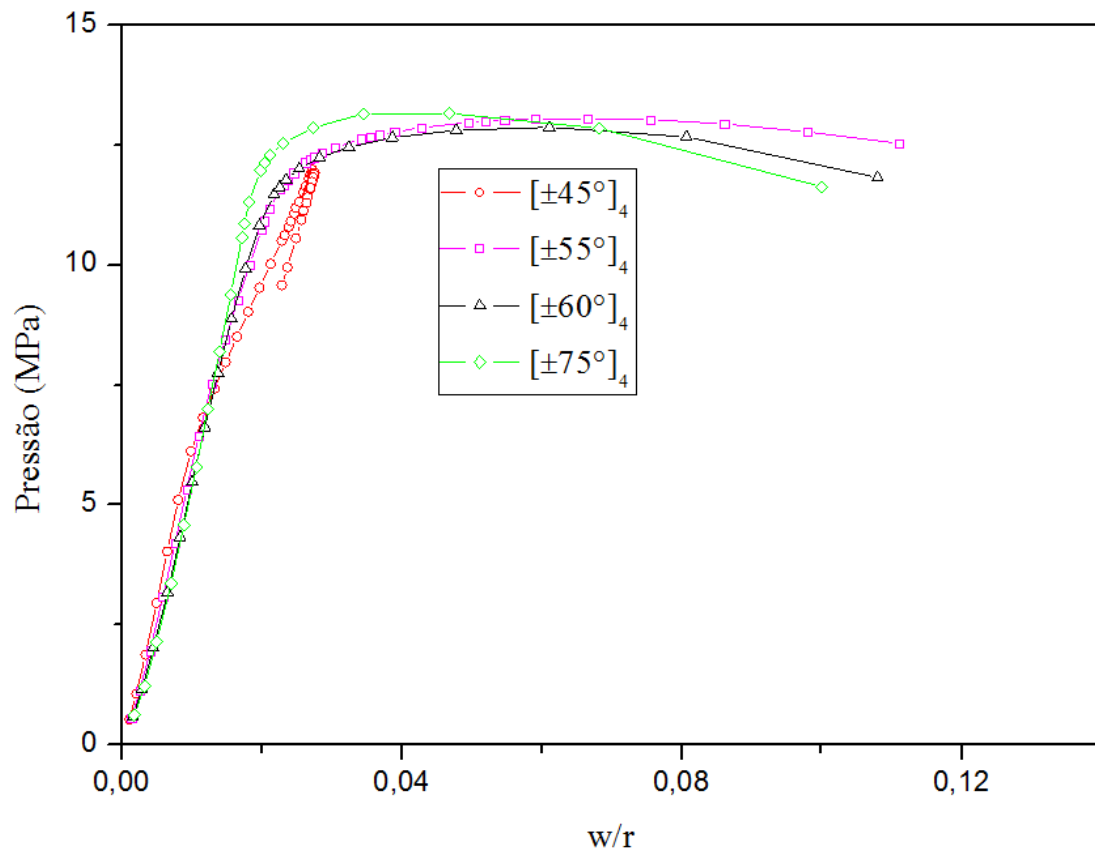


Figura 122 - Simulações com ângulo nominal para tubos restringidos

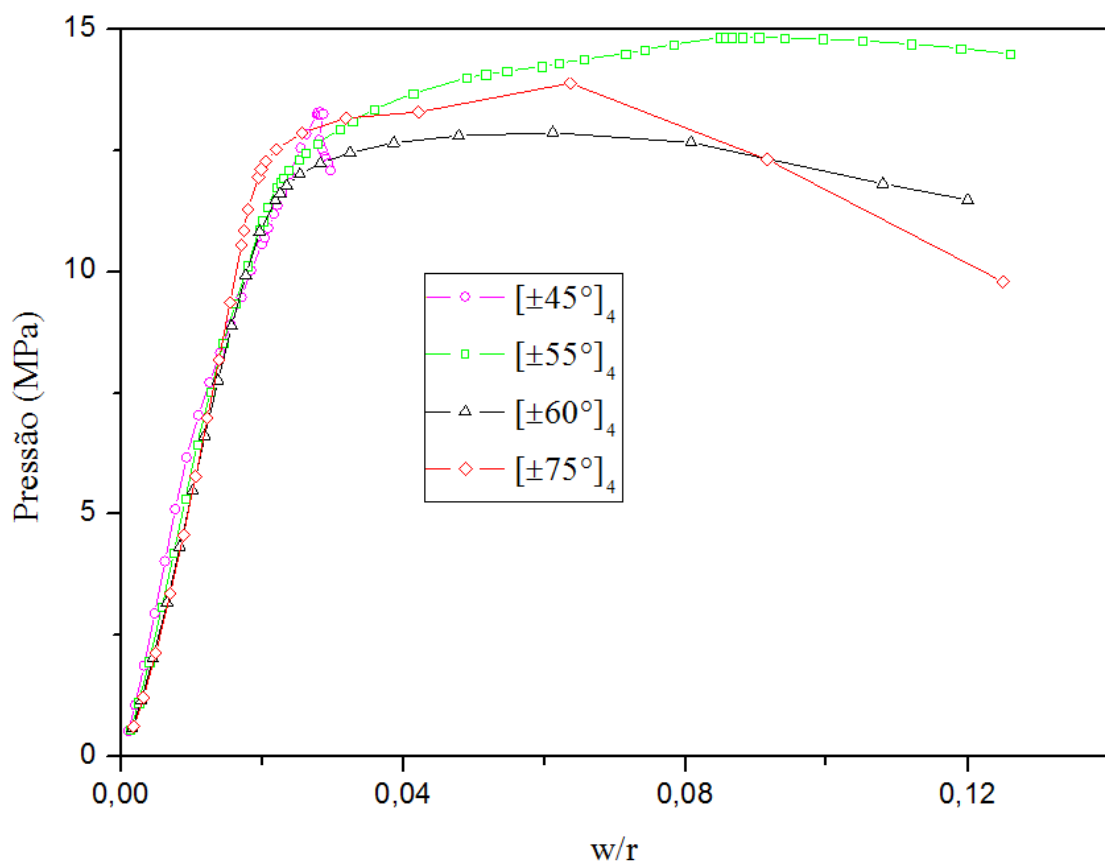


Figura 123 - Simulações com ângulo real para tubos restringidos

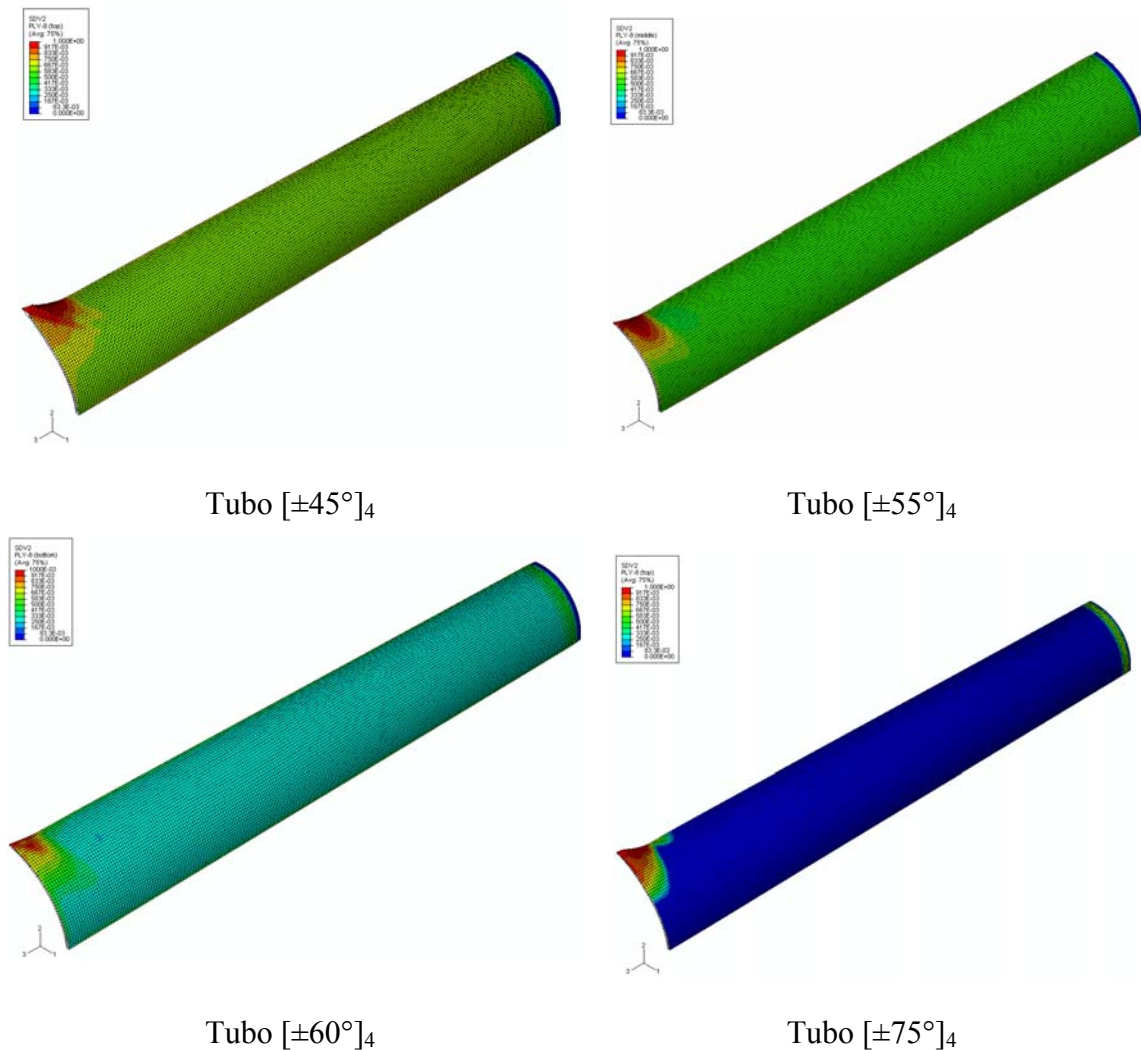


Figura 124 - Danos na matriz (SDV2) após a explosão

As maiores diferenças observadas entre os principais eventos registrados nos tubos $[\pm 55^\circ]_4$ (fechado e restringido), ocorreram após o início da falha nas fibras. Primeiro, o aumento da pressão interna que o tubo restringido $[\pm 55^\circ]_4$ foi capaz de suportar, após o início da falha na fibra, e que atingiu um valor em torno de 3,5 MPa, contra 0,5 MPa no tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$. A outra diferença foi o deslocamento do nó monitorado (na direção 2) que foi bem maior, provavelmente em decorrência da carga axial menor nos tubos restringidos.

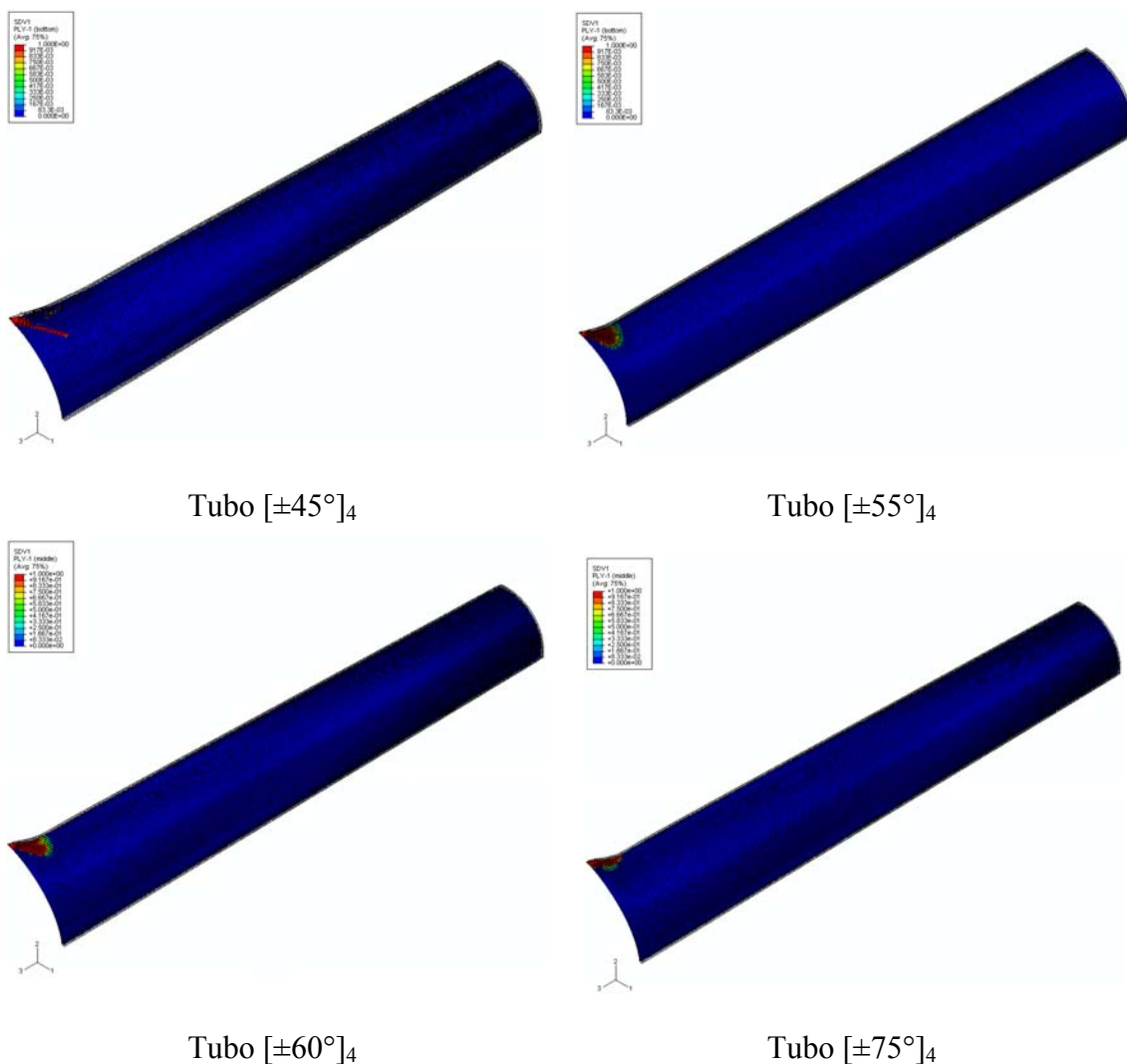
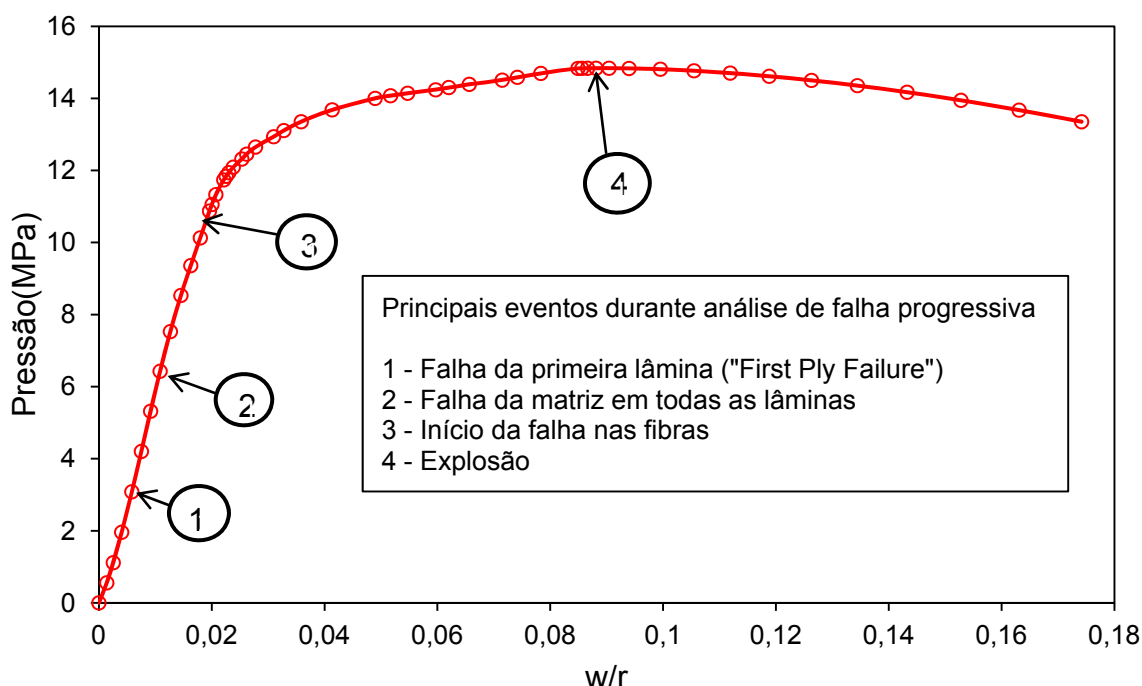


Figura 125 - Danos nas fibras (SDV1) após a explosão

O início dos danos na matriz e na fibra, para cada tubo restringido, pode ser vista na Figura 127. A falha funcional ficou entre as curvas de danos na matriz e na fibra para todos os ângulos de enrolamento. Para os tubos restringidos com ângulo de enrolamento de $\pm 45^\circ$ e $\pm 55^\circ$, a pressão correspondente à falha funcional ficou mais próxima do início da falha das fibras, enquanto que os tubos restringidos com ângulo de enrolamento de $\pm 60^\circ$ e $\pm 75^\circ$, a pressão de falha funcional ficou próxima da falha da matriz predita pela sub-rotina UMAT.

Tabela 19 – Máxima pressão de falha nas simulações dos tubos restringidos

Tubo	Ângulo real (°)	Posição da falha	Resultado experimental (MPa)	Análise numérica			
				Ângulo nominal (MPa)	Erro (%)	Ângulo real (MPa)	Erro (%)
$[\pm 45^\circ]_4$	46,82±0,71	I - J	13,39	11,98	10,5	13,29	0,7
$[\pm 55^\circ]_4$	55,71±0,81	F - G	14,23	13,06	8,2	14,84	4,1
$[\pm 60^\circ]_4$	59,99±0,69	H - I	13,11	12,87	1,8	12,87	1,8
$[\pm 75^\circ]_4$	75,44±2,64	I - J	14,14	13,16	6,9	13,89	1,8

Figura 126 - Eventos observados na simulação do tubo restringido $[\pm 55^\circ]_4$

Após as simulações utilizando a sub-rotina UMAT, uma análise numérica foi feita para avaliar o uso do modelo de danos incorporado ao ABAQUS para análise de falha progressiva, assim como foi feito para os tubos fechados. A Figura 128 mostra estes resultados. As simulações a partir do ABAQUS para a máxima pressão de falha ofereceu bons resultados. O critério de falha de Hashin para a matriz (HSNMTCRT) e para a fibra (HSNFTCRT) obtida a partir do ABAQUS mostrou diferentes resultados quando comparado com a sub-rotina UMAT. Todos os valores para início da falha da fibra ficaram próximos da pressão em que ocorre a falha funcional, enquanto que a falha da matriz predita pelo ABAQUS atingiu baixos valores.

Tanto a sub-rotina UMAT quanto o modelo de danos incorporado ao ABAQUS mostraram que o critério de danos na matriz pode ser usado para predição da falha funcional. Como mostrado, principalmente na Figura 128, a curva relativa ao início da falha nas fibras parece se ajustar melhor à curva correspondente à falha funcional.

Ou seja, o acúmulo de danos na matriz parece ser menor do que o observado nos tubos fechados no início do carregamento, permitindo elevar a pressão correspondente à falha funcional ou, por outro lado, o processo de vazamento nos tubos restringidos guarda alguma relação com o início de falha nas fibras.

As duas condições de carregamento analisadas neste trabalho são típicas em tubulações/dutos e foram comparadas. A Figura 129 mostra os gráficos correspondentes à pressão de falha funcional e estrutural. Como pode ser observado, os tubos restringidos sempre oferecem uma pressão de falha maior para ambos os modos de falha. Então, para tubos fornecidos como commodity, o engenheiro projetista, fornecedor desses produtos, deveria usar a condição mais severa, no caso a razão de tensão 2H:1A, porque assim esses tubos podem ser utilizados, eventualmente, para ambas as condições de carregamento. Isto pode parecer conservativo, mas é adequado para esse propósito. A norma ISO 14692-3 [95], por exemplo, preconiza a utilização no projeto das condições mais severas experimentadas durante a instalação e dentro da vida em serviço de um sistema de tubulação. Por outro lado, quando o projeto indica que a tubulação ficará somente na condição restringida, produtos customizados podem oferecer alguma economia.

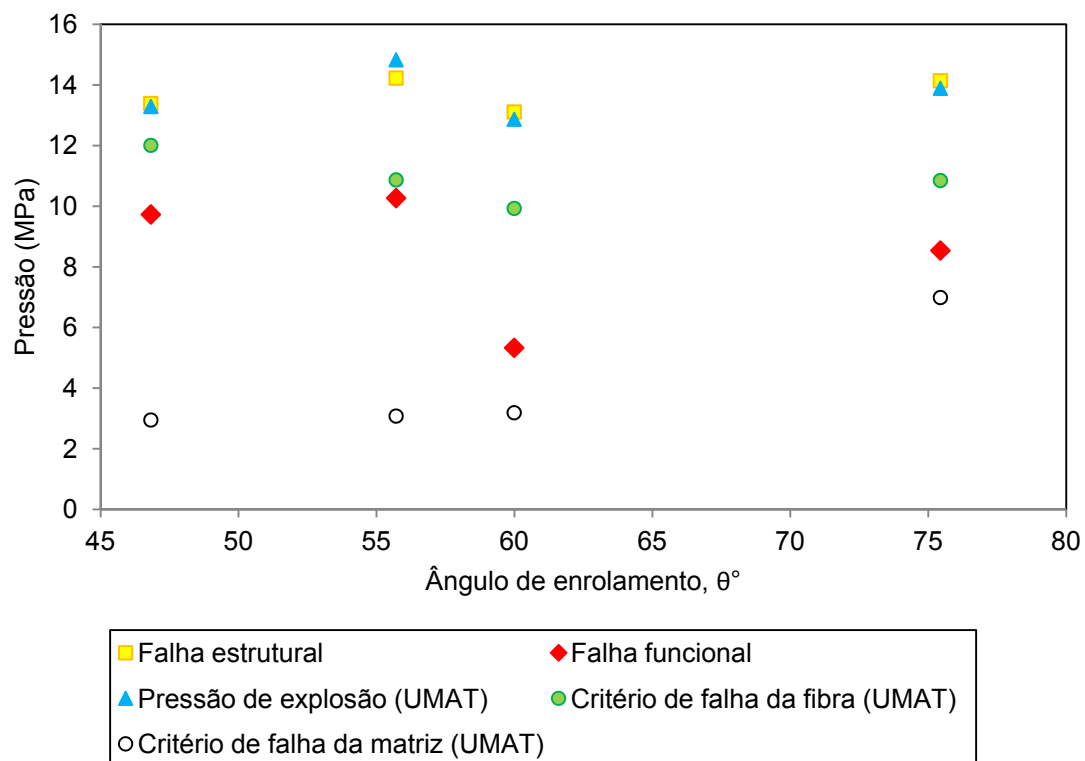


Figura 127 – Análise comparativa entre os resultados obtidos com a sub-rotina UMAT e os experimentais para os tubos restringidos

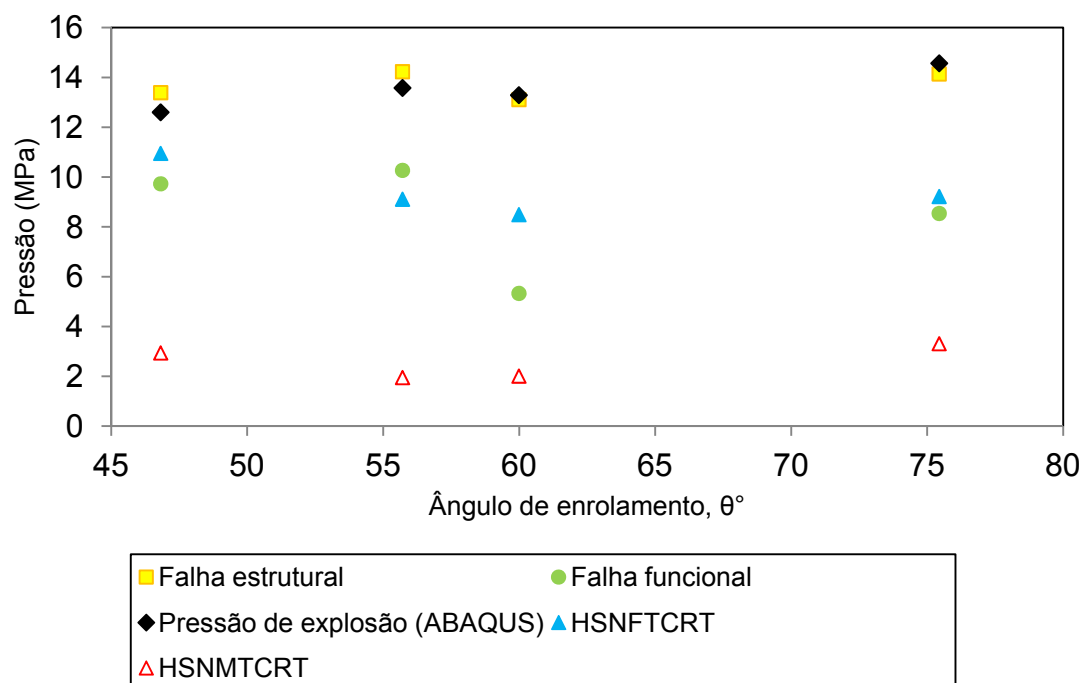


Figura 128 – Análise comparativa entre os resultados obtidos com o ABAQUS e os experimentais para os tubos restringidos

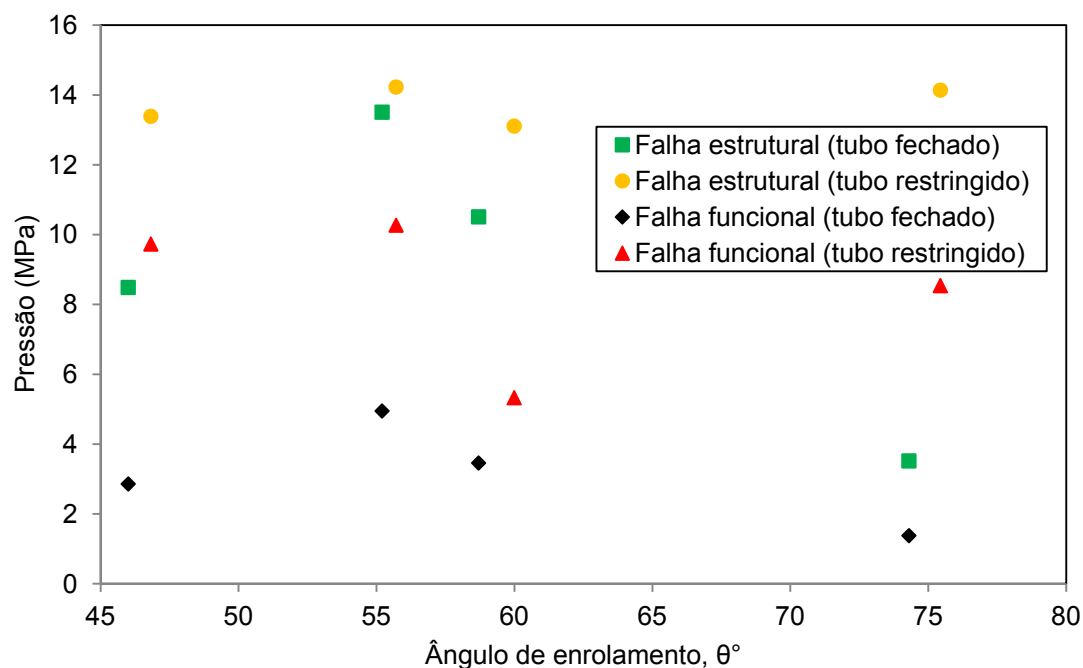


Figura 129 – Análise comparativa entre as condições de carregamento

4.7.4 Estudo paramétrico

Após a validação dos modelos, um estudo paramétrico foi efetuado com o propósito de se conhecer o ângulo ótimo de enrolamento, para cada condição de carregamento. Além disso, três modelos de tubos fechados $[\pm 55^\circ]_4$ foram construídos com diâmetros de 50,8 mm (2"), 101,6 mm (4") e 203,2 mm (8") e outros três (101,6 mm de diâmetro) com espessura de 1,6 mm (duas camadas), 2,752 mm (quatro camadas) e 4,83 mm (oito camadas), para verificar se o modelo de danos analisado permite extrapolar resultados numéricos confiáveis, dentro de uma faixa de valores para a razão entre a espessura e o raio do tubo (h/R). Os parâmetros geométricos empregados na construção destes seis modelos se encontram na Tabela 20.

Tabela 20 - Parâmetros geométricos para construção dos modelos

Parâmetro	Configuração	Espessura (mm)			t/h	R _i	h/R _i
		Lâmina	Menor (t)	Média (h)			
Espessura	[±55°] ₂	0,4	1,40	1,600	0,875	50,00	0,032
	[±55°] ₄	0,344	2,578	2,752	0,937	50,80	0,054
	[±55°] ₈	0,302	4,16	4,832	0,861	51,00	0,095
Diâmetro	[±55°] ₄	0,344	2,629	2,752	0,955	25,40	0,108
	[±55°] ₄	0,344	2,578	2,752	0,937	50,80	0,054
	[±55°] ₄	0,344	2,604	2,752	0,946	101,6	0,027

4.7.4.1 Tubos fechados

A Figura 130 mostra a pressão máxima para falha estrutural, em todo intervalo prático de utilização do processo de enrolamento filamentar. Como já visto anteriormente, esse estudo com alguns poucos pontos analisados, indica o ângulo de enrolamento de 55° como o ângulo ótimo para tubos fechados. Este resultado inicial, da influência do ângulo de enrolamento sobre a pressão de explosão (falha estrutural), foi similar a outros resultados encontrados na literatura.

O ângulo de enrolamento de 55°, ou melhor, 54,74° é largamente utilizado na indústria para a produção de tubos compósitos, sendo pouco questionado. Mesmo com suas deficiências, a técnica conhecida como “*Netting analysis*” permanece em uso para o projeto de tubos compósitos, por sua simplicidade. Entretanto, este procedimento não garante um projeto ótimo com redução de custo, redução de peso e aumento da performance.

Uma análise mais refinada, em torno do ponto correspondente ao ângulo de 55°, mostrou que equipamentos e estruturas podem não estar sendo projetados da melhor maneira. O estudo paramétrico para tubos fechados mostrou que o ângulo ótimo de enrolamento é de 53,25°, como pode ser visto na Figura 131.

O ângulo ótimo de enrolamento igual $53,25^\circ$ corresponde a uma pressão de 14,58 MPa enquanto que o ângulo de enrolamento de 55° corresponde a uma pressão de falha de 13,41 MPa. Isto dá uma diferença de 8% que não pode ser desprezada no projeto. Parnas e Katirci [96], recentemente, publicaram um artigo que investigou o ângulo ótimo de enrolamento para esta condição de carregamento. Seus resultados mostraram que o ângulo ótimo de enrolamento fica entre $52,1^\circ$ e $54,2^\circ$, corroborando os resultados encontrados neste trabalho.

Uma provável explicação para essa mudança no ângulo ótimo poderia ser dada, considerando os efeitos não lineares. A não linearidade geométrica pode contribuir para uma mudança no ângulo ótimo de enrolamento porque pode alterar a rigidez do material e, conseqüentemente, modificar sua resposta para um determinado carregamento.

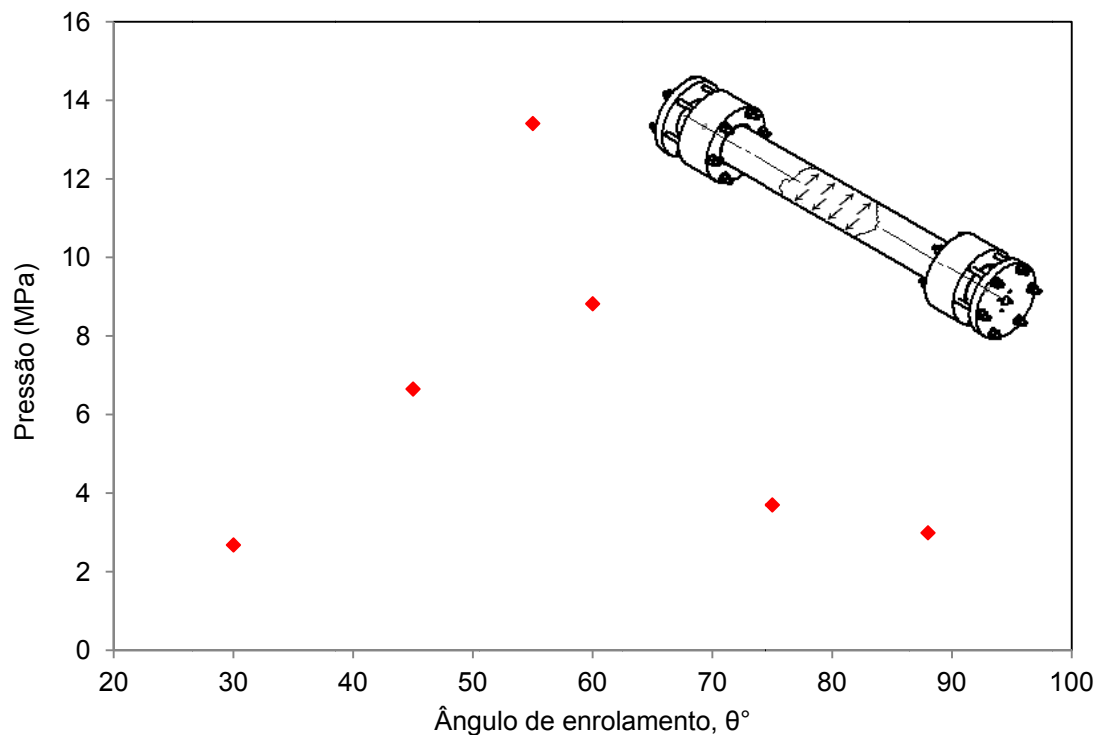


Figura 130 – Influência do ângulo de enrolamento nos tubos fechados

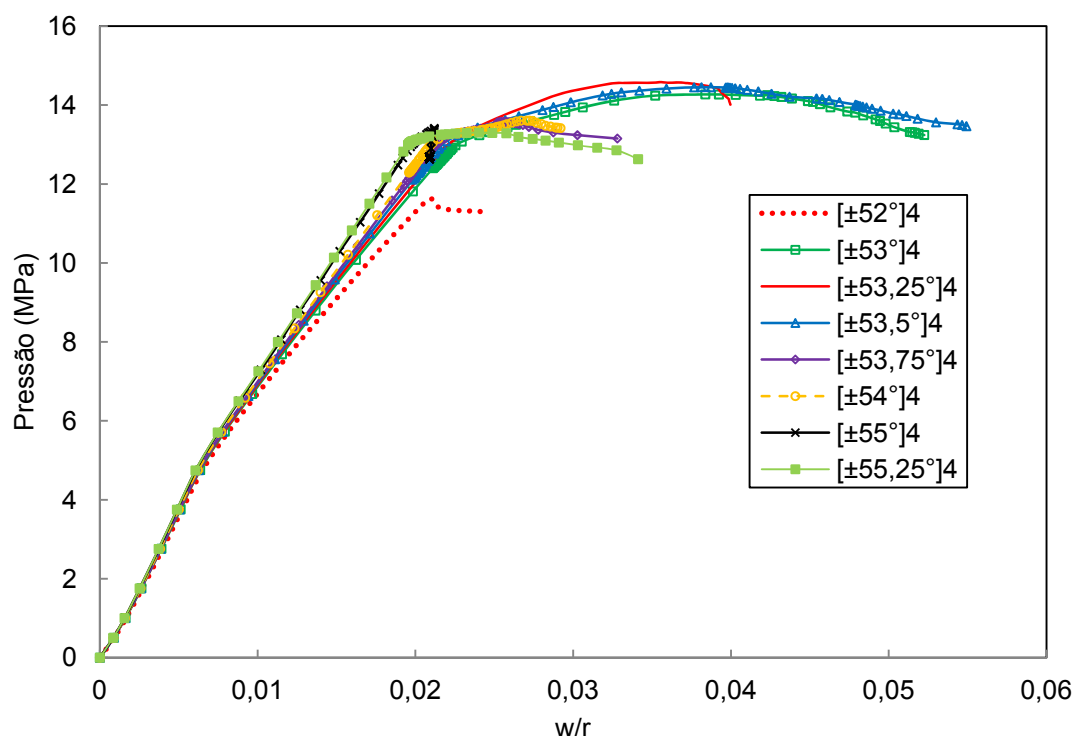


Figura 131 – Busca do ângulo ótimo de enrolamento nos tubos fechados

As Figuras 132 e 133 mostram que existe uma tendência de aumento linear da pressão de falha com o aumento do parâmetro h/R . Altos valores de pressão de falha foram encontrados para os tubos com diâmetro interno correspondente a 50,8 mm e espessura de 4,83 mm. A variação da tensão circunferencial $\left(\frac{PR}{h}\right)$ ficou abaixo de 5%, tanto variando o diâmetro, como a espessura (Tabelas 21 e 22). A média dos valores de tensão circunferencial nos modelos ficou em torno de 13%, abaixo do valor obtido no ensaio de tração em anel e próximo da relação obtida com o tubo fechado $[\pm 55^\circ]_4$ que foi de 11%, mostrando que o modelo de danos pode ser empregado com esse propósito.

Tabela 21 – Influência do diâmetro sobre a tensão circunferencial

d_i (mm)	Pressão (MPa)	Tensão circunferencial (MPa)
50,8	26,21	241,9
101,6	13,41	247,5
203,2	6,59	243,3

Tabela 22 – Influência da espessura sobre a tensão circunferencial

Nº de camadas	Pressão (MPa)	Tensão circunferencial (MPa)
2	7,53	235,3
4	13,41	247,5
8	22,96	242,2

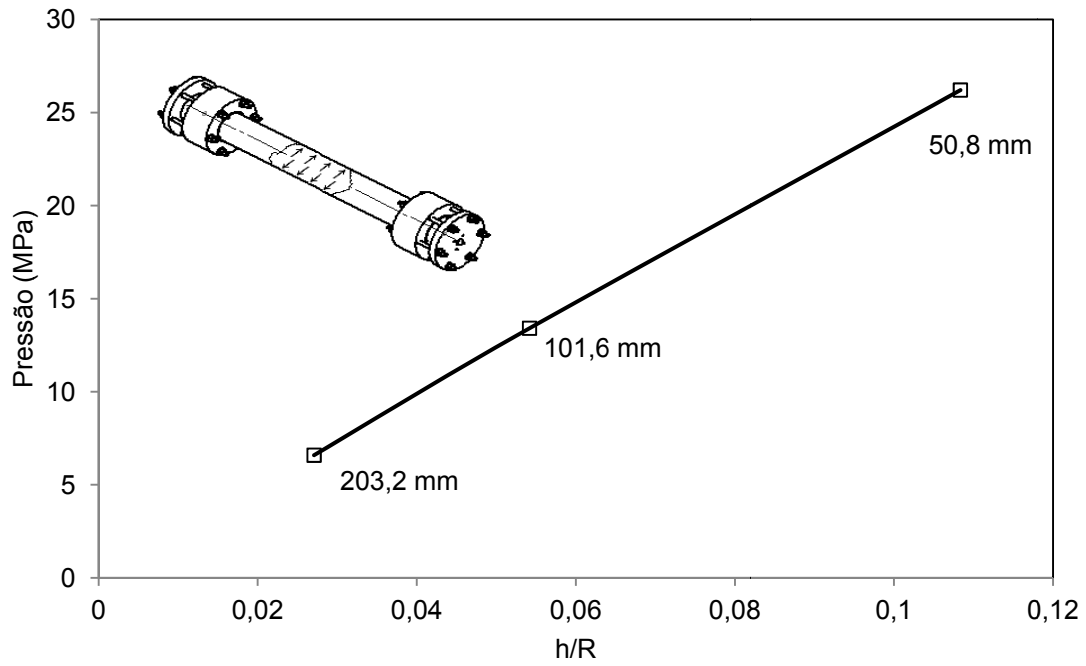


Figura 132 – Influência do diâmetro sobre a pressão de explosão

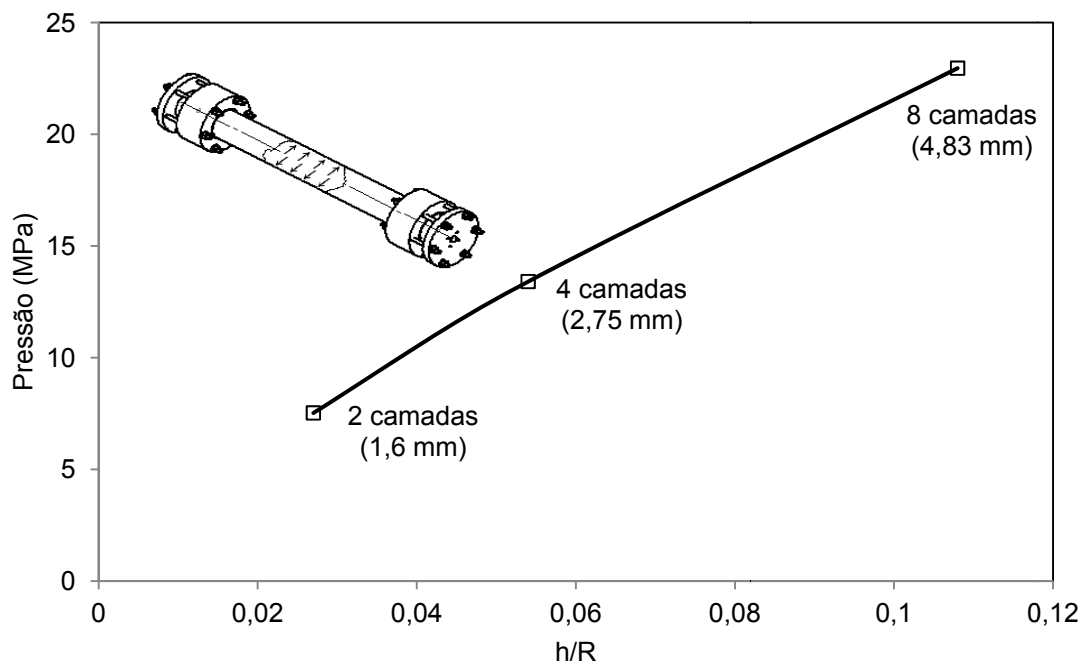


Figura 133 – Influência da espessura sobre a pressão de explosão

4.7.4.2 Tubos restringidos

A Figura 134 mostra a pressão máxima para falha estrutural em tubos restringidos. A pressão de explosão aumenta com o ângulo de enrolamento até, aproximadamente, 75° . A partir daí, um patamar é formado com pressões aproximadamente constantes entre os ângulos de 75° e 88° , com um leve decréscimo.

Uma análise mais refinada, em torno do ponto correspondente ao ângulo de 75° , mostrou que o ângulo ótimo é de $74,5^\circ$, como pode ser visto na Figura 135. Este resultado é válido para tubos onde a espessura e a fração volumétrica é constante. Entretanto, na prática, é comum ocorrer uma redução de espessura e fração volumétrica quando o ângulo de enrolamento aumenta, provocando uma redução na pressão de falha, como verificado nos testes hidrostáticos. Dessa forma, o ângulo ótimo obtido através desse estudo paramétrico para tubos restringidos, deve ser adotado somente quando se tem a garantia de que variáveis importantes, como a espessura e a fração não sejam função do ângulo de enrolamento.

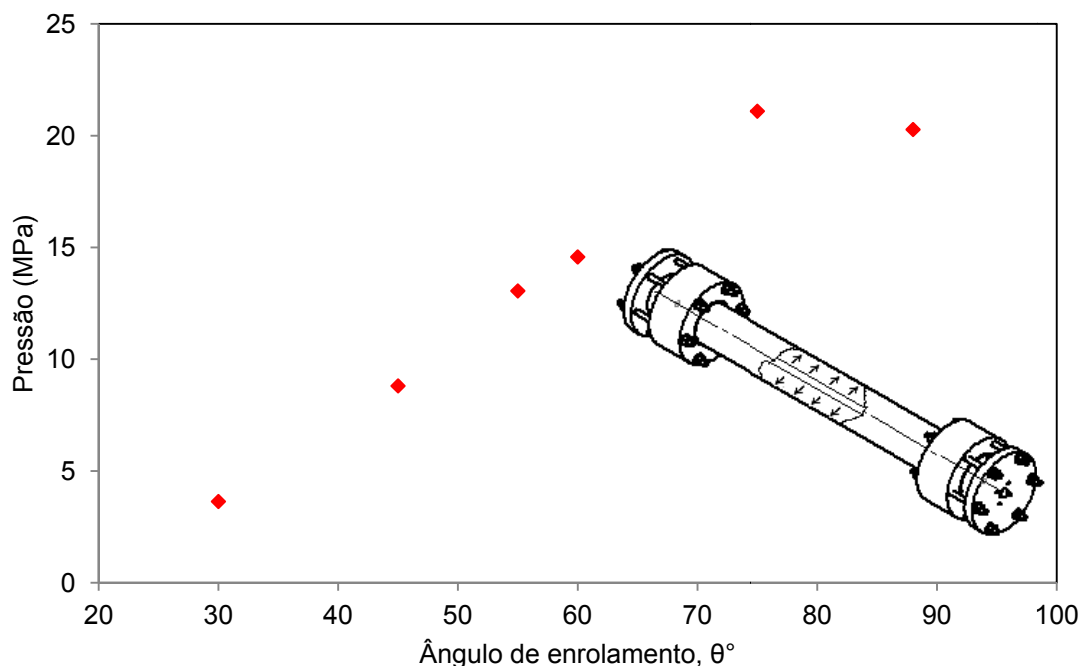


Figura 134 – Influência do ângulo de enrolamento nos tubos restringidos

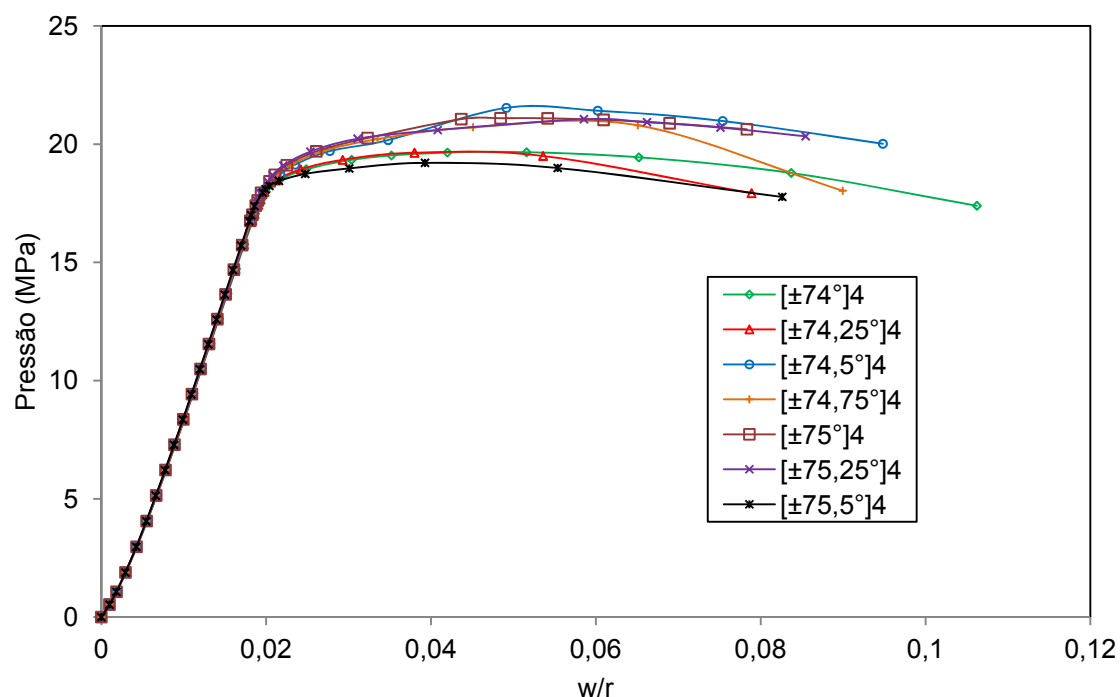


Figura 135 – Busca do ângulo ótimo de enrolamento nos tubos restringidos

A grande diferença observada no ângulo ótimo de enrolamento, entre os dois carregamentos analisados no estudo paramétrico, é decorrente da razão de tensão. Enquanto nos tubos fechados a tensão axial atinge a metade da tensão circunferencial, nos tubos restringidos esse valor é bem menor, porque a carga axial decorrente da pressão interna é toda suportada pela barra roscada, conforme visto na Figura 52. No entanto, uma tensão axial surgirá como decorrência do efeito de Poisson que, contudo, atinge um valor inferior. A razão de tensão, neste caso, é sempre superior à que ocorre em tubos fechados.

Capítulo 5

Conclusões e Trabalhos Futuros

A seguir, serão apresentadas as principais conclusões e alguns tópicos, como sugestões para trabalhos futuros, que merecem ser mais investigados e que complementariam o trabalho realizado nessa tese.

5.1 Conclusões

Este trabalho teve como propósito investigar numérica e experimentalmente a pressão de falha de tubos compósitos, fabricados pelo processo de enrolamento filamentar e, submetidos à pressão interna. Oito tubos compósitos termorrígidos reforçados com fibra de vidro (GFRP), com diferentes ângulos de enrolamento, foram produzidos e testados nas condições de tubo fechado (2H:1A) e restringido para essa finalidade. Uma simulação numérica de cada tubo testado foi realizada com propósito de validação do modelo de danos alternativo investigado.

Os resultados e as discussões realizadas permitem chegar às seguintes conclusões:

- O modelo de danos alternativo implementado com a sub-rotina UMAT no programa comercial ABAQUS, para realização de análise de falha progressiva, foi hábil em prever satisfatoriamente a pressão de falha estrutural dos tubos testados e oferecer alguma informação sobre a falha funcional;

- Os critérios de falha limite, interativos, e os de modo separado (parcialmente interativos), comumente utilizados para obter a Falha da primeira lâmina (“*First Ply Failure*”), talvez possam ser empregados no projeto de tubos sem *liner*, porque ofereceram bons resultados na predição da falha funcional. Por outro lado, o uso de soluções baseadas na falha da primeira lâmina (“*First Ply Failure*”), como os critérios de falha limite e interativos, pode ser muito conservativo, reduzindo as vantagens obtidas com o emprego de tubos compósitos com *liner*. Nesse caso em particular, os critérios de falha mais adequados seriam os do tipo modo separado, como os de Hashin e Hashin-Rotem;

- A partir dos resultados obtidos, os tubos compósitos com *liner* parecem ser a melhor opção, embora o produto final possa alcançar um custo maior. Entretanto, do ponto de vista do engenheiro de projeto, a razão pressão/peso mostra que o emprego de tubos com *liner* pode resultar em uma economia significativa;

- O aspecto da fratura dos tubos compósitos pode dar um indício do carregamento a que foi submetido no momento da falha. Essa informação possui importância prática na indústria, porque auxilia na compreensão do processo de falha, juntamente com as condições de operação da linha e as condições de restrição que os suportes utilizados oferecem. Na realidade, o aspecto da fratura é uma assinatura do modo de falha e norteia a busca pela causa raiz, sendo as demais informações complementares na compreensão do mecanismo de falha;

- O estudo paramétrico para tubos restringidos mostrou que o emprego do ângulo ótimo obtido deve ser empregado de forma criteriosa, uma vez que é necessário que variáveis importantes como a espessura e a fração volumétrica não sejam também função do ângulo de enrolamento;

- A análise comparativa entre os dois carregamentos mostrou que os tubos commodity podem ser projetados usando a razão de tensão 2H:1A. Esta condição de carregamento é conservativa, porém adequada devido às incertezas sobre as condições operacionais que o tubo será submetido em serviço. Por outro lado, quando o projeto indica que a tubulação será submetida à pressão interna, com suportes que restringem seu movimento axial, o emprego de tubos customizados poderá oferecer alguma economia, principalmente quando os tubos não são fabricados com ângulo de enrolamento de 55°;

- O sistema de pressurização usado, embora fosse simples, foi adequado para realização dos testes hidrostáticos. O procedimento e o aparato modificado para realização dos testes hidrostáticos permitiu eliminar vazamentos e o movimento das cabeças de vedação;

- A medição do ângulo de enrolamento nos tubos testados foi importante para obtenção de uma boa correlação numérico/experimental. Este procedimento elimina ou minimiza a influência de uma variável importante no processo de análise de falha progressiva, contribuindo de forma significativa para redução dos erros encontrados em relação aos resultados experimentais;

- A comparação entre os resultados obtidos com o ensaio de anel e a tensão circunferencial correspondente aos tubos fechado e restringido, com ângulo de enrolamento de 55°, sugere que esse ensaio possa ser empregado em controle de qualidade e/ou como um dado de projeto.

5.2 Sugestão para trabalhos futuros

A seguir, serão apresentadas algumas propostas para pesquisas futuras:

- Avaliar a influência do tensionamento das fibras na fração volumétrica das fibras e a falha estrutural dos tubos compósitos;
- Correlacionar o nível de tensões residuais introduzidos em tubos compósitos após a cura à quente e eventuais danos introduzidos na matriz;
- Verificação da redução de poros na matriz e aumento da fração volumétrica das fibras com a redução da viscosidade da resina;
- Estudar a influência da fração volumétrica das fibras na falha estrutural e funcional dos tubos compósitos;
- Verificação da influência de camadas helicoidais e circunferenciais na fração volumétrica das fibras em tubos compósitos;
- Estudo experimental da evolução dos danos em tubos compósitos com auxílio de emissão acústica e extensômetros;
- Obtenção do envelope de falha funcional e estrutural no primeiro quadrante para tubos compósitos visando conhecer diversos carregamentos possíveis durante a instalação e operação em linhas de tubulação e dutos;
- Estudo numérico/experimental da falha estrutural e funcional em tubos compósitos com matriz termoplástica;
- Influência das cargas de impacto na falha funcional e estrutural de tubos compósitos;
- Estudo numérico/experimental da influência da temperatura na falha estrutural e funcional em tubos compósitos;
- Estudo numérico/experimental sobre o efeito de camadas com ângulos distintos em tubos compósitos.

Referências Bibliográficas

- [1] Surathi, P., Karbhari, V. M., **Hygrothermal Effects on Durability and Moisture Kinetics of Fiber-Reinforced Polymer Composites**. Report N° SSRP-06/15, University of California, San Diego, USA, 2006;
- [2] Marsh, E., **Composites in Infrastructure**, 1st ed., UK, Elsevier Advanced Technology, 2000;
- [3] Linde, P., Pleitner, J., Boer, H., Carmone, C., **Modelling and Simulation of Fibre Metal Laminates**, ABAQUS user's conference, 2004;
- [4] Naik, M. K., 2005, *The Effect of Environmental Conditions on the Hydrostatic Burst Pressure and Impact Performance of Glass Fiber Reinforced Thermoset Pipes*, M.Sc. dissertation, King Fahd University of Petroleum & Minerals, Dhahran, Saudi Arabia;
- [5] API, **Specification for High Pressure Fiberglass Line Pipe, API Specification 15HR**, 2nd ed., USA, American Petroleum Institute, 2001;
- [6] ISO, **Petroleum and natural gas industries-Glass-reinforced plastics (GRP) piping-Part 2: Qualification and manufacture**, ISO 14692-2, 1st ed., Switzerland, International Standard Organization, 2002;
- [7] Nayyar, M. L., **Piping Handbook**, 7th ed., USA, McGraw-Hill, 2000;
- [8] Goodman, S. H., **Handbook of Thermoset Plastics**, 2nd ed., USA, Noyes Publications, 1998;
- [9] ASM Handbook, **Composites**, Volume 21, ASM International, 2001;
- [10] Harper, C. A., **Handbook of Plastics Technologies**, USA, McGraw-Hill, 2006;
- [11] Peters, S. T., **Handbook of Composites**, 2nd ed., UK, Chapman & Hall, 1998;
- [12] AWWA, **Fiberglass Pipe Design, Manual of Water Supply Practices M45**, 2nd ed., USA, American Water Works Association, 2005;

- [13] Mazumdar, S. K., **Composites Manufacturing**, USA, CRC Press, 2002;
- [14] Mallick, P. K., **Fiber-Reinforced Composites**, 3rd ed., USA, CRC Press, 2008;
- [15] Hearle, J. W. S., **High-Performance Fibers**, 1st ed., England, Woodhead Publishing, Cambridge, 2001;
- [16] Dow Corning, **A Guide to Silane Solutions**, USA, 2005;
- [17] Campbell, F. C., **Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials**, 1st ed., UK, Elsevier, 2006;
- [18] Cheremisinoff, N. P., Cheremisinoff, P. N., **Fiberglass Reinforced Plastics**, USA, Noyes Publications, 1995;
- [19] Ellyin, F., Carroll, M., Kujawski, D., Chiu, A. S. "The behavior of multidirectional filament wound fiberglass/epoxy tubulars under biaxial loading", **Composites: Part A**, v. 28A, pp. 781-790, 1997;
- [20] Abdalla, F.H., Mutasher, S.A., Khalid, Y.A., Sapuan, S.M., Hamouda, A.M.S., Sahari, B.B., Hamdan, M.M. "Design and fabrication of low cost filament winding machine", **Materials and Design**, v.28, pp. 234-239, 2007;
- [21] Rousseau, J., Perreux, D., Verdière, N. "The Influence of winding on the damage behaviour of filament-wound pipes", **Composites Science and Technology**, v. 59, pp. 1439-1449, 1999;
- [22] Morozov, E. V. "The effect of filament winding mosaic patterns on the strength of thin-walled composite shells", **Composite Structures**, v. 76, pp. 123-129, 2006;
- [23] DNV, **Composite Components**, DNV-OS-C501, Norway, Det Norske Veritas, 2003;
- [24] Ochoa, O. O., Reddy, J. N., **Finite Element Analysis of Composite Laminates**, Netherlands, Kluwer Academic Publishers, 1992;
- [25] Sun, C. T., Quinn, B. J., Tao, J., Oplinger, D. W., Hughes, W. J., **Comparative Evaluation of Failure Analysis Methods for Composite Laminates**. Report DOT/FAA/AR-95/109, U. S. Department of Transportation, USA, 1996;

- [26] Sleight, D. W., **Progressive failure analysis methodology for laminated composite structures**. NASA/TP-1999-209107, National Aeronautics and Space Administration, USA, 1999;
- [27] Martins, L. A. L., Bastian, F. L., Netto, T. A. “Structural and functional failure pressure of filament wound composite tubes”, **Materials and Design**, v. 36, pp. 779-787, 2012;
- [28] Zhao, L. G., Warrior, N. A., Long, A. C., A micromechanical study of residual stress and its effect on transverse failure in polymer-matrix composites, **International Journal of Solids and Structures**, v. 43, pp. 5449-5467, 2006;
- [29] Deuschle, H. M., 2010, *3D Failure Analysis of UD Fibre Reinforced Composites: Puck's Theory within FEA*, Ph.D. dissertation, University of Stuttgart, Stuttgart, Germany;
- [30] Knops, M., **Analysis of Failure in Fiber Polymer Laminates**, Germany, Springer, 2008;
- [31] Donadon, M. V., Almeida, S. F. M., Arbelo, M. A., Faria, A. R. “A three-dimensional ply failure model for composite structures”, **International journal of aerospace engineering**, 2009;
- [32] Knight, N. F. J., **User-defined material model for progressive failure analysis**, NASA/CR-2006-214526, National Aeronautics and Space Administration, 2006;
- [33] Chevalier, Y. “Critères de rupture des composites”, **Techniques de l'ingénieur, traité plastiques et composites** v. AM6, n. A 7755, pp. A7755.1-A7755.16, 1991;
- [34] Daniel, I. M. e Ishai, O., **Engineering Mechanics of Composite Materials**, New York, Oxford University Press, 1994;
- [35] Paris, F., **A study of failure criteria of fibrous composite materials**. NASA/CR-2001-210661, National Aeronautics and Space Administration, USA, 2001;
- [36] Zinoviev, P. A., Lebedeva, O. V., Tairova, L. P. “A coupled analysis of experimental and theoretical results on the deformation and failure of composite

- laminates under a state of plane stress”, **Composites science and technology**, v. 62, pp. 1711-1723, 2002;
- [37] Hinton, M. J., Kaddour, A. S., e Soden, P. D. “A Comparison of the predictive capabilities of current failure theories for composite laminates judge against experimental evidence”, **Composites science and technology**, v. 62, pp. 1725-1797, 2002;
- [38] D’ávila, C. G. e Camanho, P. P., **Failure criteria for FRP laminates in plane stress**. NASA/TM-2003-212663, National Aeronautics and Space Administration, USA, 2003;
- [39] Gibson, R. F., **Principles of composite material mechanics**, USA, McGraw-Hill, 1994;
- [40] Camanho, P. P., **Failure criteria for fibre-reinforced polymer composites**, Universidade do Porto, Portugal, 2002;
- [41] Antoniou, A. E., Kensche, C., Philippidis, T. P. “Mechanical behavior of glass/epoxy tubes under combined static loading. Part II: Validation of FEA progressive damage model”, **Composites Science and Technology**, v. 69, pp. 2248-2255, 2009;
- [42] Barbero, E. J., Cortes, D. H. “A mechanistic model for transverse damage initiation, evolution, and stiffness reduction in laminated composites”, **Composites: Part B**, v. 41, pp. 124-132, 2010;
- [43] Kim, Y., Davalos, J. F., Barbero, E. J. “Progressive failure analysis of laminated composite beams”, **Journal of composite materials**, v. 30, pp. 536-560, 1996;
- [44] Schuecker, C., Pettermann, H. E. “Fiber reinforced laminates: Progressive damage modeling based on failure mechanisms”, **Archives of Computational Methods in Engineering**, v. 15, pp. 163-184, 2008;
- [45] Kachanov, L. M. “Time of the rupture process under creep conditions”, **Izv. Akad. Nauk. SSSR, Otdelenie Teckhnicheskikh Nauk**, v. 8, pp. 26-31, 1958;

- [46] Rabotnov, Y., “Creep rupture”, In: **Proceedings of twelfth international congress of applied mechanics**, pp. 342-349, Stanford, 1968;
- [47] Kattan, P. I., Voyiadjis, G. Z. “Mechanics of small damage in fiber-reinforced composite materials”, **Composite Structures**, v. 92, pp. 2187-2193, 2010;
- [48] Voyiadjis, G. Z., Kattan, P. I., **Damage Mechanics**, USA, Taylor & Francis, 2005;
- [49] Lemaitre, J., “Evaluation of dissipation and damage in metals subjected to dynamic loading”, In: **Proceedings of I.C.M. 1**, Kyoto, Japan, 1971;
- [50] Chaboche, J. L. “Continuous damage mechanics: a tool to describe phenomena before crack initiation”, **Nuclear Engineering and Design**, v. 64, pp. 233-247, 1981;
- [51] Matzenmiller, A., Lubliner, J., Taylor, R. L. “A constitutive model for anisotropic damage in fiber-composites”, **Mechanics of Materials**, v. 20, pp. 125-152, 1995;
- [52] Schuecker, C., Pettermann, H. E. “A continuum damage model for fiber reinforced laminates based on ply failure mechanisms”, **Composite Structures**, v. 76, pp. 162-173, 2006;
- [53] Benveniste, Y. “A new approach to the application of Mori–Tanaka’s theory in composite materials”, **Mechanics of Materials**, v. 6, pp. 147-157, 1987;
- [54] Mori, T., Tanaka, K. “Average stress in the matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions”, **Acta Metallurgica**, v. 21, pp. 571-574, 1973;
- [55] Maimí, P., Camanho, P. P., Mayugo, J. A. and Dávila, C. G. “A continuum damage model for composite laminates: Part I – Constitutive model”, **Mechanics of Materials**, v. 39, pp. 897-908, 2007;
- [56] Maimí, P., Camanho, P. P., Mayugo, J. A. and Dávila, C. G. “A continuum damage model for composite laminates: Part II – Computational implementation and validation”, **Mechanics of Materials**, v. 39, pp. 909-919, 2007;
- [57] Flatscher, Th., Pettermann, H. E. “A constitutive model for fiber-reinforced polymer plies accounting for plasticity and brittle damage including softening –

- Implementation for implicit FEM”, **Composite Structures**, v. 93, pp. 2241-2249, 2011;
- [58] Béakou, A., Mohamed, A. “Influence of variable scattering on the optimum wind angle of cylindrical laminated composites”, **Composite Structures**, v. 53, pp. 287-293, 2001;
- [59] Roylance, D. K., **Netting analysis for filament-wound pressure vessels**, AMMRC TN 76-3, Army materials and mechanics research center, USA, 1976;
- [60] DoD, **Composite Materials Handbook - Volume 3**, MIL-HDBK-17-3E, USA, Department of Defense, 2002;
- [61] Evans, J. T., Gibson, A. G. “Composite angle ply laminates and netting analysis”, **Proceedings of The Royal Society A**, v. 458, pp. 3079-3088, 2002;
- [62] Rosenow, M. W. K. “Wind angle effects in glass fibre-reinforced polyester filament wound pipes”, **Composites**, v. 15, pp. 144-152, 1984;
- [63] Madhavi, M., Rao, K. V. J., Rao, K. N. “Design and analysis of filament wound composite pressure vessel with integrated-end domes”, **Defense Science Journal**, v. 59, pp. 73-81, 2009;
- [64] Bathe, K. J., **Finite Element Procedures in Engineering Analysis**, USA, Prentice-Hall, 1982;
- [65] Reddy, J. N., **An Introduction to Nonlinear Finite Element Analysis**, Oxford University Press, 2004;
- [66] Lourenço, P. B., **Métodos computacionais na mecânica dos sólidos não-linear**. Relatório 99-DEC/E-1, Universidade do Minho, 1999;
- [67] Dassault Systèmes, **Understanding Nonlinear Analysis**. Dassault Systèmes Solidworks Corporation, 2008;
- [68] Cetkovic, M., Vuksanovic, D. “Geometrically nonlinear analysis of laminated composite plates using a layerwise displacement model”, **Journal of the Serbian Society for Computational Mechanics**, v. 5, pp. 50-68, 2011;

- [69] Memon, B., Su, X. “Arc-length technique for nonlinear finite element analysis”, **Journal of Zhejiang University Science**, v. 5, pp. 618-628, 2004;
- [70] Bonet, J., Wood, R. D., **Nonlinear Continuum Mechanics for Finite Element Analysis**, 2nd ed., USA, Cambridge University Press, 2008;
- [71] Reddy, J. N., **Mechanics of Laminated Composite Plates and Shells**, 2nd. ed., USA, CRC Press, 2004;
- [72] Vuksanovic, D., Cetkovic, M. “Analytical solution for multilayer plates using general layerwise plate theory”, **Facta Universitatis**, v. 3, pp. 121-136, 2005;
- [73] ASTM, **Standard Test Method for Time-to-Failure of Plastic Pipe Under Constant Internal Pressure, Designation: D 1598**, American Standard of Testing Materials, 2008;
- [74] ASTM, **Standard Test Method for Resistance to Short-Time Hydraulic Pressure of Plastic Pipe, Tubing, and Fittings, Designation: D 1599**, American Standard of Testing Materials, 2005;
- [75] Karpuz, P., 2005, *Mechanical Characterization of Filament Wound Composite Tubes by Internal Pressure Testing*. M.Sc. dissertation, Middle East Technical University, Turkey;
- [76] Onder, A., Sayman, O., Dogan, T., Tarakcioglu, N. “Burst failure load of composite pressure vessels”, **Composite Structures**, v. 89, pp. 159-166, 2009;
- [77] Gemi, L., Tarakcioglu, N., Akdemir, A., Sahin, O. S. “Progressive fatigue failure behavior of glass/epoxy ($\pm 75^\circ$)₂ filament-wound pipes under pure internal pressure”, **Materials and Design**, v. 30, pp. 4293-4298, 2009;
- [78] ASTM, **Standard Practice for Obtaining Hydrostatic or Pressure Design Basis for “Fiberglass” (Glass-Fiber-Reinforced Thermosetting-Resin) Pipe and Fittings, Designation: D 2992**, American Standard of Testing Materials, 2006;
- [79] ASTM, **Standard Test Methods for Density and Specific Gravity (Relative Density) of Plastics by Displacement, Designation: D 792**, American Standard of Testing Materials, 2008;

- [80] ASTM, **Standard Test Methods for Constituent Content of Composite Materials, Designation: D 3171**, American Standard of Testing Materials, 1999;
- [81] Gomes, M. A., 2011, *Desenvolvimento de juntas para riser rígido compósito de matriz polimérica e liner de liga de alumínio*. Dissertação de M.Sc., PEMM/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- [82] ASTM, **Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials, Designation: D 3039**, American Standard of Testing Materials, 2000;
- [83] ASTM, **Standard Test Method for In-Plane Shear Response of Polymer Matrix Composite Materials by Tensile Test of a $\pm 45^\circ$ Laminate, Designation: D 3518**, American Standard of Testing Materials, 2001;
- [84] Chamis, C. C., **Simplified composite micromechanics equations for hygral, thermal and mechanical properties**. NASA/TM-83320, National Aeronautics and Space Administration, USA, 1983;
- [85] Staab, G. H., **Laminar composites**, USA, Butterworth-heinemann, 1999;
- [86] Soden, P. D., Hinton, M. J., Kaddour, A. S., Lamina properties, lay-up configurations and loading conditions for a range of fibre-reinforced composites laminates, **Composites Science and Technology**, v. 58, pp. 1011-1022, 1998;
- [87] ABAQUS, **ABAQUS example problems manual**, 2007;
- [88] ASTM, **Standard Test Method for Apparent Hoop Tensile Strength of Plastic or Reinforced Plastic Pipe by Split Disk Method, Designation: D 2290**, American Standard of Testing Materials, 2000;
- [89] Meijer, G., Ellyin, F. “A failure envelope for $\pm 60^\circ$ filament wound glass fibre reinforced epoxy tubular”, **Composites: Part A**, v. 39, pp. 555-564, 2008;
- [90] Sobrinho, L. L., 2009, *Desenvolvimento de tubos compósitos visando aplicação como risers*. Tese de D.Sc., PEMM/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;

- [91]Hull, D., **An introduction to composite materials**, USA, Cambridge University Press, 1995;
- [92]Hinton, M. J., Kaddour, A. S., e Soden, P. D., **Failure criteria in fibre reinforced polymer composites: The world-wide failure exercise**, 1st ed., UK, Elsevier, 2004;
- [93]Spencer, B., Hull, D., Effect of winding angle on the failure of filament wound pipe, **Composites**, v. 9, pp. 263-271, 1978;
- [94]Silva, R. A. F., 2008, *Estudo numérico e experimental visando o desenvolvimento de dutos compósitos submarinos pela técnica de enrolamento filamentar*, Dissertação de M.Sc., PEMM/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- [95]ISO, **Petroleum and natural gas industries-Glass-reinforced plastics (GRP) piping-Part 3: System design, ISO 14692-3**, 1st ed., Switzerland, International Standard Organization, 2002;
- [96]Parnas, L., Katirci, N. “Design of fiber-reinforced composite pressure vessels under various loading conditions”, **Composite Structures**, v. 58, pp. 83-95, 2002.