

ESTUDO NUMÉRICO E EXPERIMENTAL VISANDO O DESENVOLVIMENTO
DE DUTOS COMPÓSITOS SUBMARINOS PELA TÉCNICA DE ENROLAMENTO
FILAMENTAR

Raphael Araújo de Figueiredo e Silva

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS
PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE
FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS
NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM
ENGENHARIA METALÚRGICA E DE MATERIAIS.

Aprovada por:

Prof. Fernando Luiz Bastian, Ph.D.

Prof. Theodoro Antoun Netto, Ph.D.

Prof. José da Rocha Miranda Pontes, D.Sc.

Prof. Ilson Paranhos Pasqualino, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

MAIO DE 2008

SILVA, RAPHAEL ARAÚJO DE
FIGUEIREDO E

Estudo Numérico e Experimental Visando
o Desenvolvimento de Dutos Compósitos
Submarinos Pela Técnica de Enrolamento
Filamentar [Rio de Janeiro] 2008

XV, 140 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc.,
Engenharia Metalúrgica e de Materiais, 2008)

Dissertação – Universidade Federal do Rio
de Janeiro, COPPE

1. Riser Rígido
2. Enrolamento Filamentar
3. Compósitos
4. Elementos Finitos

I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

Não Fique só na idéia,
parta para a atitude.

AGRADECIMENTOS

Ao amigo, professor, orientador e comendador Fernando Luiz Bastian por ter me ajudado e incentivado durante todos os momentos, além de ter me ensinado a “ajeitar” a comida e escolher a melhor picanha (“picanha da Diretoria”).

Ao professor e amigo Theodoro Antoun Netto que esteve sempre disponível (às vezes, até tarde da noite) para me ajudar com as análises dos resultados numéricos e experimentais, além de me ensinar ditados importantes como: “work hard, party hard” (muito importante).

Aos professores António Torres Marques e Pedro Camanho que me receberam na Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (Portugal) e me auxiliaram no desenvolvimento desta dissertação.

Ao Vicente, vulgo Helano, pela ajuda e atenção concedida no desenvolvimento de programinhas, fazendo com que inúmeras horas de seu trabalho fossem perdidas, justificando as broncas de seu orientador (tanto em mim, quanto nele).

À equipe do Laboratório Compósito (LACOM) que sempre me apoiou e esteve disposta e a postos para ajudar nas mais diversas necessidades.

À equipe do Laboratório de Tecnologia Submarina (LTS) que me auxiliou e ajudou durante todos os ensaios e atividades realizadas.

Aos técnicos do Laboratório de Tecnologia Mecânica (LTM) e, ao Flávio, do Instituto de Física, que ajudaram e contribuíram para que diversos projetos fossem realizados com êxito.

À Cássia, secretária da ANP PRH-35, que sempre me ajudou com todos os assuntos relacionados à ANP.

À ANP, pelo apoio financeiro e educacional.

Aos amigos que me incentivaram, ajudaram e contribuíram de inúmeras maneiras para que esta dissertação fosse possível.

À minha família, em especial meus pais, que me ajudaram e contribuíram, tanto financeiramente, quanto intelectualmente, para que eu chegasse até aqui.

Ao Super Esquadrão TTT[®] que conseguiu deter aquela trinca gigante e salvar o mundo mais uma vez “na hora do almoço”, além de ter nos ensinado grandes jargões, ditos principalmente pelo capitão dos TTT, como: “Por Perez!”, “Que Griffith esteja com vocês!”, “Santa mecânica da fratura!”, dentre outros que vão ficar na memória.

À equipe RiserCops[®], em especial à Tita, que ajudou a tornar todo o trabalho de produção dos tubos mais agradável e divertido, além de proteger o mundo de “grandes ameaças”.

À equipe riser tripé, especialmente às minhas grandes e maravilhosas amigas Ledjane (que desde a viagem a BH vem me escutando falar sem parar) e Ana Angélica (que me agüentava “mangando” dela), que esteve unida em todos os momentos e soube superar todos os problemas juntos, além de ter propiciado momentos maravilhosos.

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

ESTUDO NUMÉRICO E EXPERIMENTAL VISANDO O DESENVOLVIMENTO
DE DUTOS COMPÓSITOS SUBMARINOS PELA TÉCNICA DE ENROLAMENTO
FILAMENTAR

Raphael Araújo de Figueiredo e Silva

Maio/2008

Orientadores: Fernando Luiz Bastian

Theodoro Antoun Netto

Programa: Engenharia Metalúrgica e de Materiais

Neste trabalho, dutos rígidos compósitos submarinos de resina epóxi/fibra de vidro do tipo S e tipo E, produzidos pela técnica de enrolamento filamentar, foram ensaiados hidrostaticamente sob pressão externa e, posteriormente, analisados numericamente, utilizando-se o programa de elementos finitos ABAQUS[®]. Nos ensaios numéricos elementos sólidos 3D com 27 nós (C3D27) e elementos de casca contínuos com 8 nós e integração reduzida (SC8R) foram usados. Dois critérios de falha foram implementados nos modelos numéricos. Os modelos foram discretizados como 1/8 de anel considerando-se simetria nos planos XY, XZ e YZ.

Alguns tubos foram produzidos experimentalmente, com diferentes angulações e quantidades de camadas compósitas, os quais foram ensaiados hidrostaticamente para a determinação da pressão de colapso. Desta forma foi possível estabelecer uma correlação numérico-experimental. Um estudo numérico foi realizado para avaliar a variação da resistência do tubo compósito à pressão externa, variando-se os ângulos de enrolamento das camadas helicoidais e, o número e a seqüência de empilhamento das camadas enroladas. Também foi feita uma comparação entre resistência e peso de um duto compósito e um duto de aço X65.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.).

NUMERICAL AND EXPERIMENTAL STUDY AIMING THE DEVELOPMENT OF
SUBMARINE COMPOSITE PIPES BY FILAMENT WINDING TECHNIQUE

Raphael Araújo de Figueiredo e Silva

May/2008

Advisors: Fernando Luiz Bastian

Theodoro Antoun Netto

Department: Metallurgical and Material Science Engineering

In this work, epoxy/ type-S and type-E glass fiber rigid composite pipes, manufactured by filament winding technique, have been experimentally tested under external pressure and, subsequently, numerically analyzed by the finite element analysis program ABAQUS[®]. In the numerical analysis 3D continuum solid elements with 27 nodes and continuum shell elements with 8 nodes and reduced integration have been used with two failure criteria. The models were discretized as 1/8 of a ring with symmetry in planes XY, XZ and YZ.

Four tubes have been experimentally produced, with different plies angulations and number of composites layers, and were hydrostatically tested. By means of these tests, collapse pressures have been determined and a numerical-experimental correlation was established. A numerical study aiming to evaluate the strength variation of the composite tubes to external pressure, varying the number and stacking sequence of wound plies, and winding angles of helical plies, was performed. Also, a comparison between strength and weight of a composite pipe and an X65 steel rigid pipe was established.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO	1
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
2.1	HISTÓRICO DA PRODUÇÃO DE PETRÓLEO	3
2.1.1	NO MUNDO	3
2.1.2	NO BRASIL	4
2.2	EXPLORAÇÃO OFFSHORE	7
2.2.1	PLATAFORMAS	8
2.2.2	RISERS	13
2.2.3	FLOWLINES E PIPELINES	21
2.3	MATERIAIS COMPÓSITOS	23
2.3.1	REFORÇO	23
2.3.2	MATRIZ POLIMÉRICA	28
2.3.3	PRINCIPAIS PROCESSOS DE PRODUÇÃO DE TUBOS COMPÓSITOS	31
2.3.4	MESA DE ROLAMENTO (TABLE ROLLING)	33
2.3.5	RISERS RÍGIDOS COMPÓSITOS	44
2.3.6	OUTRAS APLICAÇÕES DE COMPÓSITOS NA INDÚSTRIA OFFSHORE	47
2.4	MODELAGEM NUMÉRICA	48
3	Testes Experimentais	50
3.1	MATERIAIS	50
3.2	METODOLOGIA EXPERIMENTAL	50
3.2.1	PRODUÇÃO DO RISER COMPÓSITO	50
3.2.2	ENSAIO HIDROSTÁTICO	54
3.2.3	DETERMINAÇÃO DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS	55
3.3	NOMENCLATURA DOS MODELOS	56
3.4	PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS	57
3.4.1	MAPEAMENTO DE TUBOS	57
3.4.2	PREPARAÇÃO DOS TUBOS PARA O ENSAIO HIDROSTÁTICO	59
3.4.3	DETERMINAÇÃO DA FRAÇÃO VOLUMÉTRICA DE FIBRA E RESINA DO COMPÓSITO	60
3.5	RESULTADOS DOS ENSAIOS HIDROSTÁTICOS	62
4	Análise Numérica	71
4.1	CRITÉRIOS DE FALHA	75
4.1.1	ROTINA DE FALHA LARC03	75
4.1.2	DADOS DE ENTRADA PARA A SUB-ROTINA UVARM	80
4.1.3	CRITÉRIO DE FALHA DO ABAQUS®	80
4.1.4	CRITÉRIO DE FALHA IMPLEMENTADO NA SUB-ROTINA EXTERNA UMAT	84
4.1.5	DETERMINAÇÃO DAS PRINCIPAIS PROPRIEDADES REQUERIDAS PELOS CRITÉRIOS DE FALHA	86
4.1.6	ESTUDO DE SENSIBILIDADE DE MALHA	93

4.2	RESULTADOS NUMÉRICOS	96
4.2.1	ANÁLISE NUMÉRICA DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS	96
4.3	CORRELAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL	100
5	Estudo Paramétrico	107
5.1	ANÁLISE NUMÉRICA DE TUBOS COM DIFERENTES ANGULAÇÕES DA CAMADA HELICOIDAL	107
5.2	ANÁLISE NUMÉRICA DE TUBOS COM DIFERENTES SEQÜÊNCIAS DE EMPILHAMENTO DE CAMADAS	111
5.3	COMPARAÇÃO ENTRE TUBO COMPÓSITO E TUBO DE AÇO X65	115
6	Conclusões	119
7	Sugestões para trabalhos futuros	122
8	Referências bibliográficas	124
	Apêndice 1 – Arquivo de input (.inp)	134
	Apêndice 2 – Arquivo de saída do Lsfails (.txt)	138
	Apêndice 3 – Arquivo de input do critério de falhas LaRC03 (.mt)	140

ÍNDICE DE FIGURAS

<i>Figura 1 - Plataforma Auto-elevatória (Jack-up).</i>	9
<i>Figura 2 - Plataforma em Jaqueta (Steel Jacket).</i>	9
<i>Figura 3 - Plataforma de Torre Complacente (Compliant Towers).</i>	9
<i>Figura 4 - Possíveis movimentos de uma plataforma.</i>	10
<i>Figura 5 - Plataforma TLP (Tension Leg Platform).</i>	10
<i>Figura 6 - Plataforma Spar Buoy.</i>	11
<i>Figura 7 - Plataforma Semi-submersível [Lyons, 1996].</i>	12
<i>Figura 8 - Plataforma FPSO.</i>	12
<i>Figura 9 - Principais camadas de um riser flexível.</i>	15
<i>Figura 10 – Desenho esquemático do sistema de tração de topo de um riser de produção em uma plataforma TLP (esquerda) e Spar-Buoy (direita) [RIBEIRO, 1999].</i>	16
<i>Figura 11 - Navio de lançamento de risers pelo método J-lay.</i>	17
<i>Figura 12 - Navio de lançamento de risers pelo método de reeling.</i>	18
<i>Figura 13 - Configuração de riser em catenária livre.</i>	19
<i>Figura 14 - Configurações (1) Lazy-S, (2) Steep-S, (3) Lazy-Wave e (4) Steep-Wave.</i>	20
<i>Figura 15 - Configuração Riser Tower.</i>	21
<i>Figura 16 - Configuração Single Line Offset Riser (SLORTM).</i>	21
<i>Figura 17 - Exemplo de duto sanduíche com núcleo de polipropileno [NETTO et al, 2002].</i>	22
<i>Figura 18 - Possíveis arquiteturas de reforços.</i>	24
<i>Figura 19 – Laminado compósito.</i>	25
<i>Figura 20 - Fórmula molecular da resina epóxi DGEBA.</i>	30
<i>Figura 21 - Processo de pultrusão de seção oca [me.gatech].</i>	32
<i>Figura 22 - Fabricação de tubo por meio de uma mesa de rolamento (Table Rolling).</i>	33
<i>Figura 23 - Fabricação de tubo compósito pelo processo Drostholm.</i>	34
<i>Figura 24 - Desenho esquemático do enrolamento molhado.</i>	35
<i>Figura 25 – Exemplo do processo de enrolamento por prepreg [ZHAO et al, 2001].</i>	35
<i>Figura 26 - Detalhes geométricos do processo de enrolamento [CARVALHO, 1992].</i>	39
<i>Figura 27 - Tubos produzidos por enrolamento filamentar com diferentes padrões de mosaicos.</i>	41
<i>Figura 28 - Modelos produzidos por elementos finitos: originais (esquerda) e deformados (direita).</i>	43
<i>Figura 29 - Dependência da massa (M) com o comprimento (l) para riser de diferentes materiais, onde CFRP é Plástico reforçado com carbono e GFRP é Plástico reforçado com vidro [TARNOPOL'SKII et al, 1999].</i>	45
<i>Figura 30 - Exemplo de um riser metal compósito: (1) liner interno metálico; (2) camada de enrolamento circunferencial; (3,4) enrolamento angular, e; (5) camada de proteção externa [TARNOPOL'SKII et al, 1999].</i>	46
<i>Figura 31 - Tendões de fibra de carbono para aplicação em TLP's [STORHAUG, 2002].</i>	47
<i>Figura 32 - Estrutura e sua malha de elementos finitos [KOLLÁR, 2003].</i>	49
<i>Figura 33 – Máquina de enrolamento filamentar.</i>	51
<i>Figura 34 – Aplicação do teflon sobre o mandril com desmoldante.</i>	51
<i>Figura 35 – Aplicação do véu sobre o teflon (esquerda) e aplicação de resina sobre o véu (direita).</i>	52
<i>Figura 36 - Produção de camada circunferencial (esquerda) e helicoidal (direita).</i>	52

<i>Figura 37 - Extração de tubo.</i>	53
<i>Figura 38 – Câmara hiperbárica.</i>	54
<i>Figura 39 – Curvas tensão (MPa) x deformação (%) para as fibras de vidro do tipo-S, tipo-E e de carbono orientadas à 0° [FARO, 2008].</i>	56
<i>Figura 40 – Nomenclatura dos tubos compósitos.</i>	56
<i>Figura 41 – Mapeamento dos tubos.</i>	57
<i>Figura 42 - Cabeças de vedação.</i>	59
<i>Figura 43 - Cabeças fixadas com massa epóxi.</i>	60
<i>Figura 44 - Aplicação de tinta epóxi na superfície do tubo.</i>	60
<i>Figura 45 - Gráfico Pressão (MPa) x Tempo (s) obtido experimentalmente para o tubo 2c4h2c_55S.</i>	62
<i>Figura 46 – Tubo 2c4h2c_55S antes (superior) e depois (inferior) do ensaio hidrostático.</i>	63
<i>Figura 47 – Detalhes da fratura do tubo 2c4h2c_55S: à esquerda, o local onde ocorreu a explosão do tubo; à direita, detalhe de uma fratura observada ao longo do tubo e abaixo um detalhe da zona demarcada.</i>	63
<i>Figura 48 – Modo de falha do tipo U no tubo compósito 2c4h2c_55S: falhas no interior.</i>	64
<i>Figura 49 – Gráfico Pressão (MPa) x Tempo (s) obtido experimentalmente para o tubo 4c8h2c_55S.</i>	64
<i>Figura 50 – Tubo 4c8h2c_55S após ensaio hidrostático.</i>	65
<i>Figura 51 – Detalhes das fraturas do tubo 4c8h2c_55S. Nas figuras centrais (1 e 2) pose-se ver o rompimento das fibras circunferenciais; na última figura (3) observa-se o rompimento das camadas circunferenciais e helicoidais conjuntamente.</i>	66
<i>Figura 52 – Modo de falha do tipo U no tubo compósito 4c8h2c_55S: corte perpendicular ao tubo.</i>	66
<i>Figura 53 – Gráfico Pressão (MPa) x Tempo (s) obtido experimentalmente para o tubo 8c8h_55E.</i>	67
<i>Figura 54 – Tubo 8c8h_55E após ensaio hidrostático.</i>	67
<i>Figura 55 – Detalhes das fraturas observadas no tubo 8c8h_55E: trincas externas (esquerda) e trincas internas (direita).</i>	68
<i>Figura 56 – Gráfico Pressão (MPa) x Tempo (s) obtido experimentalmente para o tubo 2c4h4c4h2c_55E.</i>	69
<i>Figura 57 - Tubo 2c4h4c4h2c_55E após ensaio hidrostático.</i>	69
<i>Figura 58 – Detalhes das fraturas no tubo 2c4h4c4h2c_55E: falhas na camada circunferencial interna ao longo da direção axial (esquerda) e falha ocorrida na região do colapso (direita).</i>	70
<i>Figura 59 – Elemento C3D27 (o nó 21 localiza-se no centro do elemento) e SC8R, da esquerda para direita [ABAQUS, 2006].</i>	71
<i>Figura 60 – Planos de simetria dos modelos (em azul).</i>	72
<i>Figura 61 – Numeração dos pontos de seção (x) em um elemento sólido ou de casca compósito composto de três camadas.</i>	73
<i>Figura 62 – Seção sólida de compósito com camadas de diferentes espessuras em um mesmo elemento empilhadas na direção 3.</i>	74
<i>Figura 63 – Tensões principais em um laminado compósito.</i>	76
<i>Figura 64 – Tensão equivalente versus deslocamento equivalente.</i>	84
<i>Figura 65 – Resistências de um material compósito [JONES, 1999].</i>	86
<i>Figura 66 - Geometria de trinca propagante em laminado fino sujeito a cargas de tensão e cisalhamento [CAMANHO et. al , 2006].</i>	90

<i>Figura 67 - Laminado fino externo [CAMANHO et. al , 2006].</i>	90
<i>Figura 68 - Geometria de trinca propagante em laminado espesso sujeito a cargas de tensão e cisalhamento [CAMANHO et. al , 2006].</i>	90
<i>Figura 69 - Modelos numéricos com 7, 14, 21 e 28 elementos, respectivamente (da esquerda pra direita), na direção circunferencial (C), 1 elemento na direção axial (A) e 4 elementos na direção radial (R).</i>	93
<i>Figura 70 – Gráfico Pressão (MPa) x w/r para as quatro malhas analisadas com elementos C3D27 (esquerda) e SC8R (direita).</i>	95
<i>Figura 71 – Gráfico Pressão (MPa) x w/r obtido numericamente para o tubo 2c4h2c_55S com critério de falhas implementado na sub-rotina UMAT.</i>	97
<i>Figura 72 – Gráfico Pressão (MPa) x w/r obtido numericamente para o tubo 4c8h2c_55S com critério de falhas implementado na sub-rotina UMAT.</i>	97
<i>Figura 73 – Gráfico Pressão (MPa) x w/r obtido numericamente para o tubo 8c8h_55E com critério de falhas implementado na sub-rotina UMAT.</i>	98
<i>Figura 74 – Gráfico Pressão (MPa) x w/r obtido numericamente para o tubo 2c4h4c4h2c_55E com critério de falhas implementado na sub-rotina UMAT.</i>	98
<i>Figura 75 – Gráfico com e sem a presença de critério de inicialização e propagação de danos.</i>	99
<i>Figura 76 – Gráfico Pressão (MPa) versus w/r do tubo 4c8h2c-55S para os elementos C3D27 e SC8R com e sem a aplicação do carregamento axial.</i>	100
<i>Figura 77 — Tensões de von Mises no colapso dos tubos: 1 – 2c4h2c_55S; 2 – 4c8h2c_55S; 3 – 8c8h_55E; 4 – 2c4h4c4h2c_55E.</i>	102
<i>Figura 78 – Critério de iniciação de falhas do ABAQUS® para a matriz (esquerda) e fibra (direita) sob compressão (superior) e tração (inferior) para o tubo 8c8h_55E.</i>	103
<i>Figura 79 – Tensões cisalhantes no colapso dos tubos: 1 – 2c4h2c_55S; 2 – 4c8h2c_55S; 3 – 8c8h_55E; 4 – 2c4h4c4h2c_55E.</i>	104
<i>Figura 80 – Malha com ¼ de simetria e 42 elementos: antes (esquerda) e após o colapso (direita).</i>	105
<i>Figura 81 - Gráfico Pressão x w/r para tubos com 8 camadas (2c4h2c) e enrolamentos helicoidais variando entre 15° e 80°.</i>	107
<i>Figura 82 – Comportamento da pressão de colapso com o ângulo das camadas helicoidais.</i>	108
<i>Figura 83 – Tensões circunferenciais e longitudinais em tubos com diferentes angulações.</i>	109
<i>Figura 84 - Gráfico Pressão x w/r para tubos com 16 camadas (4c8h4c) e enrolamentos helicoidais variando entre 15° e 80°.</i>	110
<i>Figura 85 – Comportamento da pressão de colapso com o ângulo das camadas helicoidais.</i>	111
<i>Figura 86 – Gráfico Pressão (MPa) x w/r para os modelos: 8c8h_55S e 8h8c_55S.</i>	112
<i>Figura 87 – Gráfico Pressão (MPa) x w/r para os modelos: 4c8h4c_55S e 4h8c4h_55S.</i>	112
<i>Figura 88 – Gráfico Pressão (MPa) x w/r para os modelos: 2c4h4c4h2c_55S e 2h4c4h4c2h_55S.</i>	113
<i>Figura 89 – Gráfico Pressão (MPa) x w/r para os modelos: 2c2h2c2h2c2h2c_55S e 2h2c2h2c2h2c2h2c_55S.</i>	114
<i>Figura 90 – Curva tensão verdadeira versus deformação plástica para o aço X65. .</i>	116
<i>Figura 91 - Gráfico Pressão x w/r para tubos de aço X65 com diferentes espessuras.</i>	116

ÍNDICE DE TABELAS

<i>Tabela 1 - Propriedades mecânicas de diversas fibras [CHUNG, 1994 e KAGAN, 2003].....</i>	<i>26</i>
<i>Tabela 2 - Propriedades mecânicas de algumas resinas poliméricas [GREENE, 2006].</i>	<i>29</i>
<i>Tabela 3 – Efeitos da absorção de umidade em compósitos de matriz polimérica [HARPER, 2002].....</i>	<i>31</i>
<i>Tabela 4 – Propriedades mecânicas dos tubos, das fibras e da matriz polimérica.....</i>	<i>50</i>
<i>Tabela 5 – Parâmetros geométricos do tubo compósito 2c4h2c_55S.....</i>	<i>58</i>
<i>Tabela 6 – Parâmetros geométricos do tubo compósito 4c8h2c_55S.....</i>	<i>58</i>
<i>Tabela 7 – Parâmetros geométricos do tubo compósito 8c8h_55E.....</i>	<i>58</i>
<i>Tabela 8 – Parâmetros geométricos do tubo compósito 2c4h4c4h2c_55E.....</i>	<i>58</i>
<i>Tabela 9 – Frações volumétricas de fibras e resinas dos tubos produzidos.....</i>	<i>61</i>
<i>Tabela 10 – Parâmetros calculados na sub-rotina.....</i>	<i>79</i>
<i>Tabela 11 – Forma como os dados devem ser inseridos no arquivo .mt para serem lidos pelo critério LaRC03.....</i>	<i>80</i>
<i>Tabela 12 – Propriedades mecânicas utilizadas como valores de input nos critérios de falha.....</i>	<i>92</i>
<i>Tabela 13 - Discretização das malhas ao longo da direção circunferencial.....</i>	<i>93</i>
<i>Tabela 14 – Resultados obtidos de pressão de colapso do tubo compósito para as quatro malhas analisadas.....</i>	<i>94</i>
<i>Tabela 15 – Resultados das análises numéricas dos tubos produzidos.....</i>	<i>96</i>
<i>Tabela 16 – Resultados numéricos e experimentais para os tubos ensaiados.....</i>	<i>101</i>
<i>Tabela 17 – Pressão de colapso dos modelos com 8 camadas.....</i>	<i>108</i>
<i>Tabela 18 – Pressão de colapso dos modelos com 16 camadas.....</i>	<i>110</i>
<i>Tabela 19 – Pressão de colapso dos tubos compósitos para os quatro grupos analisados.....</i>	<i>114</i>
<i>Tabela 20 – Dados de ajuste para aço X65 (NETTO, 2007).</i>	<i>115</i>
<i>Tabela 21 – Comparação entre dutos de Aço X65 e compósito fibra de vidro tipo- S/epóxi.....</i>	<i>117</i>
<i>Tabela 22 - Comparação entre dutos de Aço X65 e compósito fibra de vidro tipo- S/epóxi de 18”.....</i>	<i>118</i>

ÍNDICE DE SÍMBOLOS

- E_1 – módulo de elasticidade na direção 1 (direção da fibra);
- E_2 – módulo de elasticidade na direção 2 (direção da matriz);
- E_3 – módulo de elasticidade na direção 3 (direção da espessura);
- G_{12} – módulo de cisalhamento longitudinal;
- G_{32} – módulo de cisalhamento transversal;
- G_m – módulo de cisalhamento da matriz;
- G_f – módulo de cisalhamento da fibra;
- X^T – resistência à tração na direção da fibra;
- X^C – resistência à compressão na direção da fibra;
- Y^T – resistência à tração na direção perpendicular à fibra;
- Y^C – resistência à compressão na direção perpendicular à fibra (direção da matriz);
- S^L – resistência longitudinal ao cisalhamento;
- S^T – resistência ao cisalhamento transversal;
- S_{is}^L – resistências cisalhantes *in-situ*;
- σ_{11} – tensão principal na direção 1 (ao longo da direção da fibra);
- σ_{22} – tensão principal na direção 2 (perpendicular à direção da fibra);
- σ_{33} – tensão principal na direção 3 (ao longo da espessura de um laminado);
- $\nu_{12}, \nu_{21}, \nu_{13}, \nu_{31}, \nu_{32}$ e ν_{23} – coeficientes de Poisson;
- ν_m – coeficiente de Poisson da matriz;
- ν_f – coeficiente de Poisson da fibra;
- η – viscosidade;
- Δ_0 – ovalização inicial;
- w_0 – deslocamento radial inicial;

FI_M – índice de falha de matriz;

FI_F – índice de falha das fibras;

P_0 – pressão aplicada externamente na superfície do modelo numérico;

D_e e D_i – diâmetros externo e interno;

d_f – reflete o estado atual de dano da fibra;

d_m – reflete o estado atual de dano à matriz;

d_s – reflete o estado atual de dano cisalhante (variáveis de dano);

$\sigma_1^{f,t}$ e $\sigma_1^{f,c}$ – tensões de falha na direção longitudinal (os sobrescritos t e c referem-se a tração e compressão);

$\sigma_2^{f,t}$ e $\sigma_2^{f,c}$ – tensões de falha na direção transversal (os sobrescritos t e c referem-se a tração e compressão);

τ_{12}^f – tensão cisalhante de falha no plano (in-plane);

θ – ângulo de enrolamento;

ϕ – diâmetro do mandril;

W – largura da faixa;

p – passo da hélice;

n – número de passadas da plataforma para cobertura completa do mandril;

V_f – velocidade de enrolamento das fibras;

M – rotação por minuto (do mandril);

V_c – velocidade da plataforma;

L – comprimento do mandril;

m – número de rotações completas em um ciclo;

k – número de faixas “puladas” pelo cabeçote alimentador no final do mandril durante sua desaceleração e aceleração no sentido contrário.

1 Introdução

A necessidade de ampliação das matrizes energéticas existentes no mundo tem levado a novas pesquisas e desenvolvimento de fontes de energia alternativas ao petróleo, porém este ainda permanece e permanecerá, pelas próximas décadas, como principal fonte de energia não renovável do mundo.

Desta forma, a exploração de petróleo e gás tem se intensificado ao longo dos anos. No Brasil, o interesse de se tornar auto-suficiente na produção de petróleo já é uma realidade que se tornou possível devido ao desenvolvimento de novas tecnologias de exploração de óleo e gás offshore, ou seja, no mar.

A exploração offshore que inicialmente se deu em lâminas d'água rasas (até profundidades de 100 m), hoje atinge profundidades superiores a 3000 m trazendo consigo grandes desafios. TARNOPOL'SKII *et al* (1999) enfatizam que a exploração offshore está entre as atividades humanas com os mais baixos índices de segurança. Acidentes durante operação de produção de óleo em plataformas marítimas constituem um grande perigo para os funcionários e levam a perdas financeiras consideráveis e danos ao meio ambiente.

Materiais convencionais como o aço, titânio, enfim, ligas metálicas, são empregados em diversos componentes em plataformas, dentre eles, os risers. Risers são tubos que fazem a conexão da plataforma marítima ao leito marinho. Com as crescentes descobertas em águas profundas e ultraprofundas, risers metálicos (rígidos e flexíveis) tendem a atingir seus limites físicos, tornando-se dispendiosos, uma vez que seu peso, com o aumento da profundidade tende a sobrecarregar a plataforma fazendo com que sistemas de flutuação mais eficazes e maiores sejam instalados, além do fato que estes tendem a fraturar devido ao próprio peso. Desta forma, novas soluções devem ser utilizadas visando atingir todas as propriedades mecânicas exigidas para essas novas profundidades de exploração.

É neste cenário que o uso de compósitos surge como uma solução tecnológica economicamente viável e fisicamente possível. Os compósitos possuem elevada resistência estrutural e à fadiga, e alta resistência à corrosão. Sua utilização em risers

rígidos compósitos oferecem significantes reduções de preço e peso para plataformas flutuantes de produção. Além disso, podem significativamente aumentar a confiabilidade de equipamentos cuja vida em serviço é avaliada entre 20 e 40 anos.

A produção de risers compósitos para lâminas d'água profundas e ultraprofundas pode ser realizada por diversos processos sendo o principal deles o enrolamento filamentar. Neste processo, as fibras passam por um banho de resina e são enroladas em um mandril rotatório. O “carrinho”, onde estão localizados o banho e o cabeçote por onde as fibras saem, movimenta-se paralelamente ao mandril e de acordo com a sua velocidade este produz diferentes padrões geométricos. Ângulos de enrolamento próximos a 90° (em relação ao eixo da máquina) propiciam resistência ao colapso e ângulos menores respondem aos carregamentos axiais de tração.

Para determinação das propriedades mecânicas esperadas de materiais compósitos, cálculos numéricos pelo método dos elementos finitos são amplamente utilizados, uma vez que estes determinam com precisão os pontos de acúmulo de tensão e as deformações sofridas pelo material de acordo com os carregamentos aplicados na estrutura. Além do mais, este método é uma forma rápida e barata de se analisar um material e se obter um resultado plausível.

No presente trabalho será investigado o desempenho mecânico de dutos rígidos compósitos produzidos por enrolamento filamentar. No segundo capítulo será apresentada revisão bibliográfica sobre o tema desta dissertação. No capítulo três serão apresentados os materiais e métodos para a produção dos tubos compósitos, assim como os procedimentos e resultados dos ensaios hidrostáticos.

O capítulo quatro apresenta os modelos numéricos e os critérios de falha utilizados nas simulações pelo método dos elementos finitos para se determinar a pressão de colapso dos dutos ensaiados e se estabelecer uma correlação numérico-experimental. No capítulo cinco serão determinados os melhores ângulos de enrolamento das camadas helicoidais e as seqüências de empilhamento ótimas para resistir aos possíveis carregamentos aos quais os dutos serão submetidos. Posteriormente, uma comparação entre dutos compósitos e dutos de aço X65 foi estabelecida para uma pressão máxima equivalente de 3000 m de lâmina d'água.

2 Revisão Bibliográfica

O crescente aumento na demanda por derivados de petróleo no Brasil e no mundo têm levado à descoberta e desbravamento de novos campos de produção de petróleo. No Brasil, onde as principais reservas de petróleo e gás encontram-se no leito oceânico (offshore) em profundidades cada vez maiores, atingindo atualmente lâminas d'água superiores a 1800 m, a necessidade de produção de novos poços em tais profundidades tem levado pesquisadores e empresas a desenvolverem novos materiais e soluções que visem atender a essas solicitações.

Sendo assim, uma nova concepção visando a exploração de petróleo em águas profundas e ultraprofundas levou ao desenvolvimento de risers compósitos, ou seja, materiais poliméricos reforçados por fibras, mais leves e resistentes que os respectivos de aço. Esta revisão bibliográfica visa introduzir uma breve noção a respeito da exploração offshore, explicar e elucidar o conceito de materiais compósitos, assim como sua aplicabilidade em um riser de produção, e, por fim, realizar uma análise numérica pelo método dos elementos finitos (MEF) visando uma correlação numérico-experimental ótima.

2.1 Histórico da produção de petróleo

2.1.1 No mundo

Embora conhecido há milhares de anos, a busca sistemática de petróleo para utilização em bases industriais e comerciais foi iniciada na metade do século 19. O marco inicial foi a perfuração em 1859, pelo coronel Edwin L. Drake, de um poço de apenas 21 metros de profundidade, em Tittusville, no estado da Pensilvânia, Estados Unidos, do qual fluiu petróleo de boa qualidade, de fácil destilação. O poço, próximo a *Oil Creek*, foi perfurado por um sistema de percussão movido a vapor e tornou-se o símbolo e a base para o explosivo crescimento da moderna indústria mundial do petróleo.

Em 1900, no Texas, um americano chamado Anthony Lucas, utilizando o processo rotativo de perfuração, descobriu petróleo a 354 m de profundidade. A

melhoria dos projetos e da qualidade do aço, novos projetos de brocas, e técnicas de perfuração permitiram a perfuração de poços com mais de 10000 m de profundidade.

Durante a década de 50, as atividades exploratórias se intensificaram e começaram a aumentar as incursões no mar, à medida em que novas técnicas de exploração surgiam.

Nos anos 60 registra-se a abundância de petróleo no mundo, gerando um excesso de produção e queda dos preços, estimulando o consumo desenfreado. Como consequência, na década de 70 o preço do petróleo subiu brutalmente e reservas, antes economicamente inviáveis de serem exploradas, tornam-se alternativas viáveis, o que leva à exploração de petróleo no México e Mar do Norte. Nesta época, novas tecnologias de exploração e recuperação de óleo foram sendo aprimoradas e desenvolvidas.

Já, nas décadas de 80 e 90, os custos de exploração e produção foram reduzidos em virtude do avanço tecnológico, criando um novo ciclo econômico para a indústria petrolífera [THOMAS, 2001].

2.1.2 No Brasil

No Brasil, os primeiros registros de que se têm notícia sobre a procura de petróleo relacionaram-se às concessões dadas pelo imperador, em 1858, para a pesquisa e lavra de carvão e folhelhos betuminosos na região de Ilhéus, Bahia e, em 1864, para pesquisa e lavra de turfa e petróleo na mesma região.

Entretanto, o primeiro poço brasileiro perfurado com o objetivo de encontrar petróleo foi perfurado em 1897, por Eugênio Ferreira Camargo, em São Paulo, atingindo uma profundidade de 488 m, mas só produziu 0,5 m³ de óleo [THOMAS, 2001].

Em 1938, inicia-se a perfuração de um poço em Lobato, Bahia, o qual, no dia 21 de janeiro de 1939, a 210 m de profundidade seria descoberta a primeira acumulação de petróleo no Brasil. O entusiasmo causado por essa primeira descoberta foi tão grande que em pouco tempo os resultados começaram a aparecer.

A partir de 1941, foram descobertos os campos de Candeias, Aratú, Dom João e Água Grande, até hoje os maiores campos terrestres já encontrados situam-se no Recôncavo.

Até 1953, foram perfurados 162 poços exploratórios terrestres rasos, principalmente nas bacias do Recôncavo, Paraná, Amazonas e Sergipe-Alagoas.

A partir de 1953, no governo Vargas, após longa campanha popular, para servir de base à indústria do petróleo no Brasil e para exercer, em nome da União, o monopólio de exploração, produção, refino, transporte e comercialização do petróleo e seus derivados foi criada a Petrobras. Esse foi um marco decisivo na pesquisa e exploração de petróleo no Brasil. A empresa tinha como missão suprir o mercado interno com petróleo e seus derivados, fosse pela produção nacional, fosse pela importação.

Entre 1967 e 1968 realizou-se o reconhecimento de várias bacias da plataforma continental com sísmica de reflexão de cobertura múltipla e registro digital. Sendo que, em 1968, decorrentes dos levantamentos sísmicos anteriores, as primeiras sondas marítimas (*jack-ups*) foram contratadas e perfurados os dois primeiros poços no mar – no Espírito Santo e em Sergipe.

Foram perfurados até 1974, 1.120 poços em terra e dois no mar. Mesmo assim, os resultados alcançados até então reforçavam a idéia de que as bacias terrestres brasileiras não conteriam acumulações significativas de petróleo. A dependência externa continuava. Com a descoberta de Guaricema, na plataforma continental de Sergipe-Alagoas, renovaram-se as perspectivas de auto-suficiência, deslocadas agora para o mar.

Com o primeiro choque do petróleo em 1973 e a descoberta do Campo de Ubarana, na porção marítima da Bacia Potiguar, ES, fizeram com que os investimentos no mar se elevassem notoriamente e, no final de 1974, finalmente a primeira descoberta importante aconteceu: o Campo de Garoupa, na Bacia de Campos, Rio de Janeiro. A descoberta marcou o início de um novo ciclo no Brasil, renovando as esperanças sempre frustradas de auto-suficiência. Foram perfurados, nesta fase, 316 poços exploratórios em terra e 165 na plataforma continental.

A Bacia de Campos se afirmou com novas descobertas e o desafio da engenharia foi vencido com os sistemas antecipados de produção. A qualidade dos dados sísmicos melhorou consideravelmente e já se antecipavam soluções para produção em lâminas d'água maiores que 120 m.

O segundo choque do petróleo fez com que reservatórios em águas mais profundas e os marginais, em terra, se tornassem viáveis, favorecendo os grandes investimentos, que resultaram em mais descobertas e acréscimo geométrico das reservas e de produção. O pólo nordeste da Bacia de Campos e a faixa de 400 m de lâmina d'água contribuíram com importantes descobertas e, entre os primeiros poços perfurados, foi descoberto o Campo gigante de Albacora (400 a 1000 m).

Em 1975 foi descoberto o Campo de Namorado na Bacia de Campos, o primeiro gigante da plataforma continental brasileira. Em 1984 foram descobertos, na Bacia de Campos, o Campo de Marimbá e, o gigante, Albacora, ambos já indicando o irreversível caminho das águas profundas. De 1975 a 1984 foram perfurados pela Petrobras 885 poços em terra e 750 no mar [LUCCHESI, 1998].

Confirmada a vocação da Bacia de Campos, outras descobertas importantes foram realizadas em águas profundas. Com a utilização da sísmica 3D passou-se a otimizar tempo e custos, desde a descoberta até o desenvolvimento dos campos. A Petrobras começou a se preparar para o desenvolvimento de sistemas de produção em águas profundas. Levantamentos de sísmica 3D terrestre tornaram-se rotineiros e importantes descobertas de gás, óleo e condensado ocorreram na região do rio Urucu, na Bacia do Solimões; de óleo em carbonatos albianos na Bacia de Santos (Tubarão, Coral e Estrela do Mar).

Em Campos, aumentou substancialmente a utilização de sísmica 3D para guiar a exploração em áreas virgens. Tais campanhas abriram novas frentes exploratórias e reduziram ainda mais os custos de descoberta. Foi encontrada a primeira acumulação de gás na Bacia do Paraná, em Barra Bonita, e, na Bacia de Campos, a última grande descoberta em águas profundas – o Campo de Roncador – revelou-se um gigante com óleo de boa qualidade, com possibilidade de se tornar o maior campo brasileiro.

Em 1997, a nova legislação do petróleo derrubou o monopólio da Petrobras, fazendo com que a mesma passasse a atuar num cenário de competição, e deu início a uma nova era na exploração de petróleo no Brasil. A Agência Nacional do Petróleo (ANP) é criada para agir como a reguladora dos processos de concessões de exploração, agora num regime de livre iniciativa. Novas empresas se instalaram no país passando a disputar áreas para exploração por processos de licitação.

O ano de 2003 é considerado um marco na história da Petrobras. Além do expressivo volume de petróleo descoberto, foram identificadas novas províncias de óleo de excelente qualidade, gás natural e condensado.

Em 2006, a tão almejada auto-suficiência em petróleo do Brasil foi alcançada pela Petrobras com o início das operações da FPSO P-50 no Campo gigante de Albacora Leste, no norte da Bacia de Campos. Assim, a Petrobras atingiu a marca de dois milhões de barris por dia, o que é o suficiente para cobrir o consumo do mercado interno de 1,8 milhão de barris diários.

A base de conhecimento até hoje acumulado permite estimar que o potencial petrolífero brasileiro (o que resta a ser descoberto) é equivalente aos recursos já descobertos. Ainda, de acordo com os resultados obtidos ao longo dos anos, o provável perfil das novas descobertas denota grande perspectiva para as águas profundas e ultraprofundas. Estima-se que dois terços dos novos recursos petrolíferos serão de óleo e um terço de gás natural [Site: petrobras].

2.2 Exploração offshore

O processo de exploração offshore surgiu na década de 50 no Golfo do México, se expandindo para o Mar do Norte e, chegando ao Brasil em 1968, pela Bacia de Sergipe, a uma lâmina d'água de 30 m. Isto só foi possível devido à adaptação e desenvolvimento de novos mecanismos de exploração. Ao passo que novos reservatórios offshore foram sendo descobertos, acompanhou-se também o aumento da profundidade de produção chegando hoje a mais de 1800 m de lâmina d'água [Site: clickmacae].

Cada poço a ser perfurado exige uma determinada combinação de equipamentos de perfuração, elevação, produção e exportação, que variam de acordo com a profundidade, natureza do reservatório, condições ambientais, aspectos econômicos, dentre outros. A seguir são descritos resumidamente alguns dos principais componentes de um sistema de exploração de óleo e gás, dando ênfase às plataformas e risers.

2.2.1 Plataformas

A exploração de petróleo no oceano só foi possível devido ao uso de plataformas (unidades de processamento) de exploração de óleo e gás. Inicialmente a exploração se deu em águas rasas onde as lâminas d'água não excediam os 550 m, sendo utilizado para tal, plataformas fixas que consistem de grandes estruturas metálicas que repousam no subsolo submarino. Com a migração da exploração para águas profundas e ultraprofundas um novo conceito de plataformas flutuantes foi criado possibilitando assim o desbravamento do leito oceânico a profundidades superiores a 1800 m.

As unidades de produção têm como principais funções: separar o óleo, gás e água; armazenar os hidrocarbonetos produzidos; bombear hidrocarbonetos para o sistema de exportação; limpar e descartar a água do processo; limpar e comprimir o gás produzido para injeção e utilização como combustível; e, captar, tratar e injetar água do mar nos reservatórios para manutenção da pressão do poço; porém nem todas as plataformas contêm todas as funções citadas [PASQUALINO, 2006].

As principais plataformas fixas são: Auto-eleváveis (*Jack-ups*), Jaquetas (*Steel Jackets*) e Torres Complacentes (CTs - Compliant Towers). Nesses sistemas, a árvore de natal (conjunto de válvulas que controla a produção do poço) e as unidades de processamento da produção estão posicionados sobre a plataforma. A isso se dá o nome de completação seca [Site: inventabrasilnet].

As plataformas Auto-eleváveis (Figura 1) foram utilizadas inicialmente no Brasil, na exploração da Bacia de Campos, em lâminas d'água de até 130 m. Essas são móveis e não possuem capacidade de armazenamento, fazendo-se necessário o uso de navios ou de *pipelines* para o escoamento da produção. Consistem basicamente de uma balsa com pernas de aço que são acionadas mecânica ou hidráulicamente até atingirem o

leito marinho. Posteriormente, a plataforma é elevada acima do nível da água, a uma altura segura fora do alcance das ondas [Site: petrobras].



Figura 1 - Plataforma Auto-elevatória (*Jack-up*).

As plataformas do tipo Jaquetas (Figura 2) foram utilizadas primeiramente no Mar do Norte e Bacia de Campos. Elas consistem de uma base larga de metal, a qual se encontra cravada com estacas no fundo do mar, garantindo estabilidade à estrutura. Estas plataformas não são móveis e estão limitadas a profundidades de até 400 m devido ao elevado peso da estrutura.



Figura 2 - Plataforma em Jaqueta (*Steel Jacket*).

Torres complacentes (Figura 3) são estruturas de base metálica com largura de base próxima à de topo permitindo assim que estas atinjam profundidades de até 550 m devido a um menor peso de sua estrutura. Essas podem apresentar um sistema auxiliar de ancoragem fazendo com que a mesma possua pequenos movimentos na superfície.



Figura 3 - Plataforma de Torre Complacente (*Compliant Towers*).

As plataformas flutuantes, por sua vez, inicialmente eram do tipo semi-submersíveis passando posteriormente a incorporar navios petroleiros modificados para a exploração, produção e armazenamento de petróleo. Devido à grande amplitude de movimento vertical causada pela ação dinâmica das ondas o sistema de completação molhada, o qual consiste em colocar a árvore de natal debaixo d'água, é implementado em ambas as plataformas. Ou seja, a árvore de natal é molhada (ANM) estando esta ligada à plataforma pelos risers. A busca pelo desenvolvimento de plataformas flutuantes com completação seca levou ao surgimento de um novo conceito: as plataformas de pernas tracionadas (*tension leg platform*) ou TLP. Posteriormente vieram as plataformas que incorporavam o conceito de bóias, ou seja, as *Spar-Buoy*.

As plataformas TLP (*Tension Leg Platform*, ver Figura 5) baseiam-se no uso de linhas verticais de fixação, chamadas de tendões, os quais são tracionados pela força de restauração hidrostática (diferença entre peso e empuxo), ou seja, os tendões mantêm a plataforma numa profundidade inferior à qual ela estaria se eles não a mantivessem mergulhada, propiciando alta rigidez no plano vertical limitando os movimentos de *heave*, *surge* e *sway*. Os movimentos de rotação *roll*, *pitch* e *yaw* praticamente não existem [RIBEIRO, 1999]. A Figura 4 ilustra os possíveis movimentos de uma plataforma.

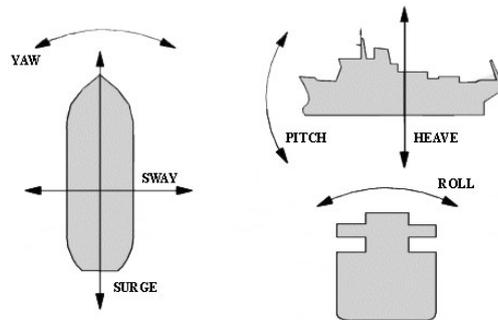


Figura 4 - Possíveis movimentos de uma plataforma.



Figura 5 - Plataforma TLP (*Tension Leg Platform*).

O conceito de TLP tem provado ser adequado para diversas condições climáticas e têm sido utilizado em lâminas d'água de até 1500 m. No entanto, para águas mais profundas, o peso de sistemas de tendões convencionais se torna grande e começa a influenciar toda a configuração global de uma TLP. Sistemas alternativos de flutuação para a estrutura de aço visando a redução de peso ainda parecem ser impraticáveis para profundidades maiores que 1500 m de lâmina d'água, pois há dificuldades no que se refere à instalação e ao tamanho físico da plataforma [STORHAUG *et al*, 2002]. Assim, tendões compósitos reforçados por fibras de carbono surgem como uma solução para o problema de peso possibilitando, portanto, a instalação em águas mais profundas como será abordado mais adiante.

Plataformas *Spar-Buoy* (Figura 6) são estruturas com casco cilíndrico cuja altura é muito maior que seu diâmetro, sendo as mesmas fechadas ou treliçadas e ancoradas por sistemas de amarração convencionais. A principal característica desta plataforma é o baixo movimento vertical de *heave*, podendo a mesma armazenar grandes volumes de óleo e ser instalada em profundidades de até 1700 m. Uma das principais diferenças entre uma *Spar-Buoy* e uma TLP é que na primeira o sistema de risers rígidos verticais de produção não transmite carga vertical à plataforma, enquanto que na segunda um sistema de tensionamento transmite totalmente a carga para o convés de produção [RIBEIRO, 1999].



Figura 6 - Plataforma Spar Buoy.

As plataformas Semi-submersíveis (*Semisubs*, ver Figura 7) são compostas de um ou mais conveses, apoiados por colunas em flutuadores submersos. Pelo fato de ser uma unidade flutuante que se encontra sujeita às intempéries do tempo, esta deve ser ancorada ou possuir um sistema de posicionamento dinâmico.



Figura 7 - Plataforma Semi-submersível [Lyons, 1996].

Plataformas FPSO (*Floating Production Storage and Offloading*, ver Figura 8) são navios desenvolvidos especificamente para a exploração de petróleo ou petroleiros modificados, tendo uma grande capacidade de armazenamento e de processamento, além de proverem a transferência de petróleo e/ou gás. Depois de separado da água e do gás, o petróleo é armazenado e transferido para um navio aliviador de tempos em tempos. O gás produzido pode ser enviado para terra através de um gasoduto ou re-injetado no reservatório para *gas-lift*. Podem ser utilizadas em lâminas d'água com cerca de 2000 m, sendo esta profundidade variável de acordo com o tipo de amarração utilizado.



Figura 8 - Plataforma FPSO.

2.2.2 Risers

Os risers são os componentes que fazem a conexão da cabeça de poço, árvore de natal molhada (ANM) ou coletor até a unidade de produção na superfície, sendo estes responsáveis pela produção e injeção de fluidos no poço.

De acordo com a configuração adotada, estes podem ter comprimento correspondente a até duas vezes a espessura da lâmina d'água, resultando em um peso elevado no ponto de conexão com a plataforma. Assim sendo, o riser deve ser capaz de resistir às forças estáticas e dinâmicas exercidas sobre ele durante a operação, evitando perdas econômicas e danos à natureza.

2.2.2.1 Classificação dos risers

Os risers podem ser classificados de acordo com três critérios: a finalidade, a constituição da estrutura e a configuração.

2.2.2.1.1 Finalidade

No que diz respeito à finalidade, um riser pode ser de perfuração, completação, produção, exportação e injeção. Um riser de perfuração é aquele que tem como função perfurar o poço, protegendo e guiando a coluna de perfuração, e permitir o retorno da lama do poço para a plataforma. Ele é composto de uma série de equipamentos dentre eles: o *Blow-out Preventer* (BOP), linhas de controle de poço (*kill and choke lines*), um *diverter* (junta que tem por finalidade unir o riser à mesa de rotação), dentre outros. Por sua vez, um riser de completação é aquele responsável por colocar um poço em operação, ao passo que um riser de produção é responsável por conduzir o petróleo bruto do poço para a superfície, onde este será separado em óleo, gás e água pela unidade de processamento.

Um riser de exportação tem por finalidade escoar a produção de óleo e gás da plataforma para outra plataforma, navio petroleiro ou para a terra. Por fim, os risers de injeção (foco desta dissertação) são aqueles que injetam gás no poço reduzindo assim a densidade do petróleo provocando sua elevação de modo artificial à superfície (*gas-lift*)

ou injetam água ou gás no reservatório visando aumentar a pressão dentro do mesmo, melhorando o desempenho do poço [THOMAS, 2001].

2.2.2.1.2 Constituição estrutural

Quanto à constituição estrutural, os risers podem ser flexíveis, rígidos ou híbridos, como é explicado a seguir.

2.2.2.1.2.1 Risers flexíveis

Risers flexíveis são formados por diversas camadas intercaladas apresentando cada uma delas diferentes finalidades, composições e materiais. A possibilidade de enrolamento em carretéis, e de se assumir configurações com razoáveis solicitações dinâmicas, e o melhor isolamento térmico levaram à utilização dos dutos flexíveis em sistemas de produção quando lâminas d'água profundas foram atingidas [VAZ e CUSTÓDIO, sem ano].

As camadas de um riser flexível (Figura 9) podem ser descritas basicamente por suas finalidades, sendo as principais:

- **Capa externa:** camada mais externa da estrutura constituída de polímero como, por exemplo, polietileno de alta densidade (HDPE). Ela é projetada para compactar e proteger as camadas mais internas de possíveis danos causados pelo lançamento e contato com o leito marinho. Além disto, esta também dificulta a falha por gaiola de passarinho ocorrida nas armaduras.
- **Armaduras:** são compostas de camadas de tendões metálicos chatos ou cilíndricos enrolados helicoidalmente com ângulos de passo variando entre 15 e 40 graus com relação ao eixo longitudinal. Geralmente existem duas armaduras com orientações de enrolamento opostas. A principal tarefa destas é proporcionar resistência à tração e à torção sem impedir a flexão do riser. Vale ressaltar que os tendões podem ser de fibras de vidro ou de carbono para proporcionar uma redução de peso.
- **Camadas antifricção:** são camadas poliméricas de 1,5 mm de espessura podendo ser contínuas ou em fita, visando separar as camadas metálicas entre si e, desta forma, impedir o atrito metal-metal quando o duto é fletido.

- Camadas plásticas intermediárias: são camadas poliméricas homogêneas com mais de 4 mm de espessura, estanques à água e a alguns produtos químicos, tendo função semelhante às camadas antifricção, sendo também responsáveis por uma pequena contribuição de isolamento térmico.

- Camadas espiradas de resistência à pressão interna (Camada Espiral Zeta): são camadas metálicas helicoidais com ângulo de assentamento de cerca de 85°, compostas geralmente de dois perfis com grande inércia de área que não se travam sem que o duto tenha pressão interna.

- Camada de barreira contra permeação de fluido: é uma camada estanque espessa de material polimérico (geralmente poliamida), que deve apresentar baixa permeabilidade a fluidos e gases. Encontra-se usualmente presente entre a camada espiral zeta e a carcaça intertravada, mas pode estar exposta diretamente ao fluido transportado.

- Carcaça intertravada: consiste de uma camada metálica, em geral aço inoxidável, composta de um elemento contínuo perfilado com ângulo de enrolamento próximo de 90°, com finalidade de impedir que a seção seja esmagada pela pressão externa ou carga de endentação.

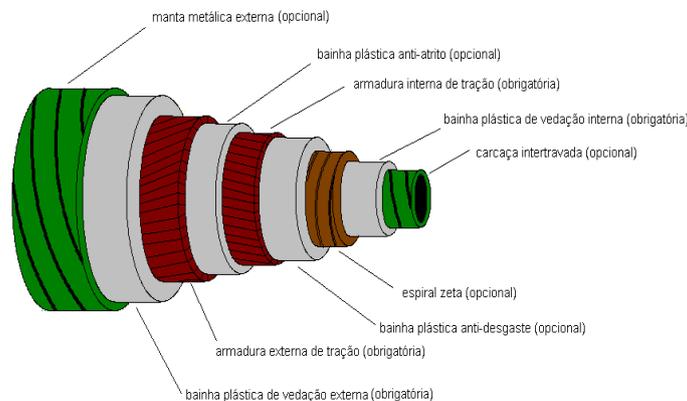


Figura 9 - Principais camadas de um riser flexível.

Apesar de muito progresso ter sido feito com relação ao desenvolvimento de risers flexíveis, chegando a profundidades superiores a 1000 m, estes se encontram limitados a diâmetros internos de aproximadamente 11 polegadas. Além disso, seus custos elevados têm levado as indústrias a buscarem alternativas para os flexíveis, tais quais os risers de aço em catenária (SCRs) e suas múltiplas configurações, risers híbridos e risers tensionados no topo (TTRs) [REBELLO e ALEXANDER, 1999].

2.2.2.1.2.2 Risers rígidos

FPSOs e Semisubs têm utilizado tipicamente risers flexíveis dinâmicos, os quais são suspensos seguindo as configurações que serão mostradas posteriormente permitindo que o movimento da embarcação seja absorvido. Como resultado dos elevados custos, profundidade de lâmina d'água e limitações de diâmetro associadas aos risers flexíveis e os cuidados para lidar com fluidos de perfuração extremamente corrosivos, há uma tendência a se estabelecerem vias alternativas viáveis, tais quais os sistemas de risers rígidos metálicos.

Risers rígidos são formados por tubos metálicos, diferentemente dos risers flexíveis que são compostos por uma série de camadas com finalidades e materiais diferentes, como descrito anteriormente. Eles podem ser subdivididos em dois grupos: os verticais, conhecidos como TTR's (*Top Tensioned Risers*) aplicados em TLPs e Spar-Buoys, e os em forma de catenária, ou SCRs (*Steel Catenary Risers*) e suas variações.

Risers rígidos verticais são caracterizados por apresentarem completação seca e tracionamento no topo estando suspensos, como o próprio nome sugere, verticalmente em plataformas do tipo TLP e Spar-Buoys, onde no primeiro caso este se encontra tracionado por um sistema de tensionadores, e no segundo, por um sistema de câmaras de flutuação (*buoyancy cans*) (ver Figura 10) [RIBEIRO, 1999].

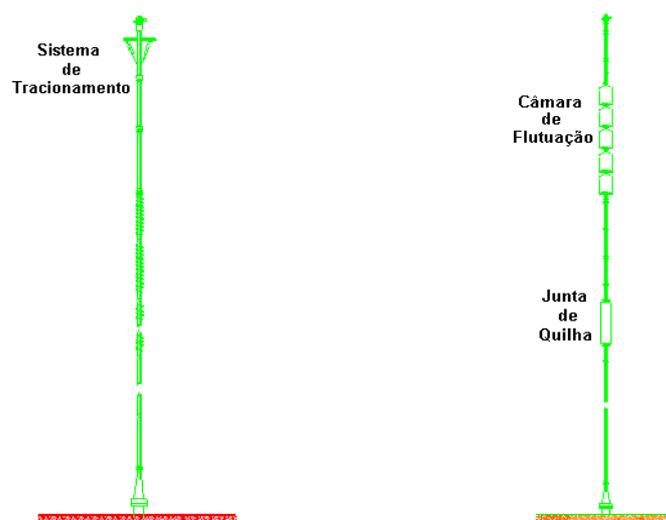


Figura 10 – Desenho esquemático do sistema de tração de topo de um riser de produção em uma plataforma TLP (esquerda) e Spar-Buoy (direita) [RIBEIRO, 1999].

O maior desafio para risers tensionados no topo (TTRs) é o controle do peso. A redução do peso é desejada para reduzir o impacto destes no projeto do casco da plataforma e no sistema de tensionamento. Desta forma, a escolha de um riser de parede simples (*single casing*) ou parede dupla (*dual casing*) tem grande impacto no peso do mesmo. Para contornar esta situação, materiais alternativos como: compósitos, alumínio e titânio estão sendo testados [BELL *et al*, 2005; SHU *et al*, 2005].

Risers rígidos em catenária permitem o uso de grandes diâmetros ainda não provados para risers flexíveis, e ainda oferecem um grande potencial econômico tendo, nos últimos anos, sido empregados em um grande número de plataformas do tipo TLP, no México, e em semi-submersíveis, no Brasil. Empregando-se ligas resistentes à corrosão, como o titânio e aço inoxidável, esses provêm soluções atrativas para os campos onde fluidos extremamente corrosivos são encontrados [HUTT *et al*, 1999].

Devido à sua configuração, SCRs encontram-se submetidos a grandes carregamentos de fadiga no *touch down point* (TDP) e região de *sagbend* (região suspensa livremente próxima ao leito marinho). Isto é devido aos movimentos de *offset* estático e vertical da embarcação, VIV, dentre outros fenômenos. Além disso, a aplicação destes em condições de altas temperaturas e pressões exige espessuras de parede grossas, aumentando significativamente o peso da linha. Isso desafia a escolha dos materiais e a qualidade dos materiais e da soldagem [BELL *et al*, 2005].

Um aspecto importante relacionado à seleção de materiais para risers rígidos deve levar em conta os métodos de instalação disponíveis e economicamente viáveis. SCRs vêm sendo instalados em águas profundas pelo método de *J-lay* (Figura 11), o qual é relativamente lento. Este método consiste em soldar as seções do riser no navio de instalação na posição vertical e, posteriormente, estando prontos para a soldagem da próxima junta, com todo o procedimento de soldagem, inspeção e revestimento dos tubos ocorrendo em uma única estação de trabalho.

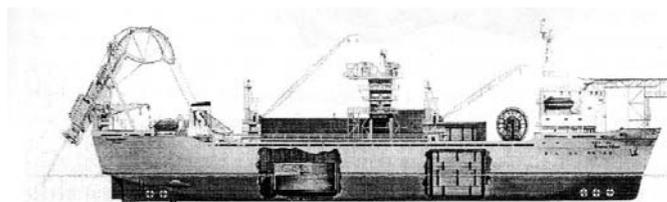


Figura 11 - Navio de lançamento de risers pelo método *J-lay*.

Uma forma mais rápida e barata de instalação de risers metálicos pode ser feita através do método de enrolamento (*reeling*, ver Figura 12) ou o método *J-lay* modificado. Ambas as técnicas de instalação envolvem um dobramento e alinhamento controlado do duto durante o processo de *laying*, que é comumente utilizado em instalações de *flowlines* [HUTT *et al*, 1999]. Porém, há ainda uma dose de ceticismo com relação aos possíveis danos causados por fadiga resultantes da deformação plástica sofrida pelo riser durante este processo [SILVA *et al*, 1999].

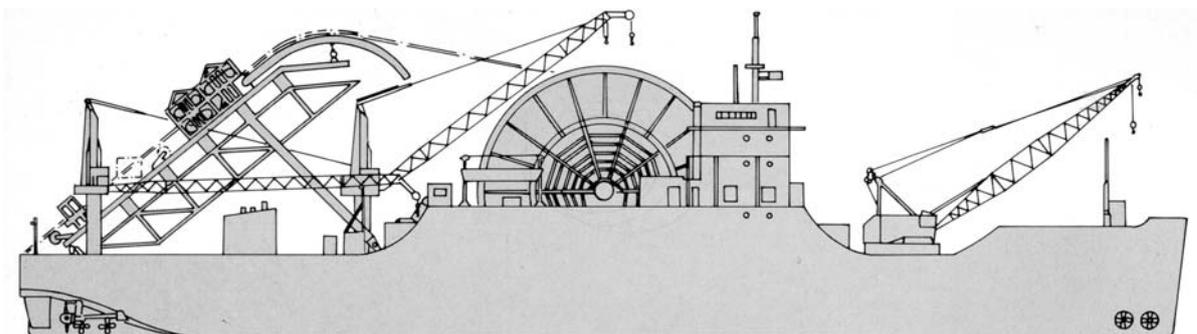


Figura 12 - Navio de lançamento de risers pelo método de *reeling*.

Apesar de sua grande utilização atualmente, risers rígidos metálicos enfrentam problemas de fadiga e de corrosão que os levam a uma falha. Além disso, a contínua necessidade de exploração em águas mais profundas está levando a um problema de excesso de peso nas plataformas. É nesse cenário que risers compostos surgem como uma nova solução aos crescentes desafios de produção [FEECHAN e FOWLER, 2001].

2.2.2.1.2.3 Risers híbridos

O riser híbrido compreende uma seção vertical inferior metálica sob tensão gerada por bóias de subsuperfície, seguido de uma seção superior em catenária de duto flexível. O riser híbrido combina as melhores qualidades de um rígido vertical e um riser flexível em um único sistema. Utilizando o riser rígido vertical na maior parte da profundidade do sistema mantêm-se mínimo os custos, enquanto usando um riser flexível na parte superior permite que a plataforma realize grandes movimentos, tanto verticais quanto laterais. Além do mais, quando comparado a um sistema completo de riser flexível em águas profundas, as elevadas tensões de topo geradas devido ao seu próprio peso são evitadas.

Vale enfatizar que o fator chave de um riser híbrido diz respeito à quantidade de flutuadores necessária para tensionar a seção inferior rígida, uma vez que a mesma não só deve permanecer na posição vertical, como também os flutuadores devem ser suficientes para impedir os movimentos laterais gerados pelas ondas e correntes [O'BRIAN *et al*, 1997].

2.2.2.1.3 Configurações

Os risers de produção podem assumir inúmeras configurações, sendo que estas variam de acordo com o tipo de estrutura utilizada. Risers flexíveis apresentam as seguintes configurações: catenária livre, *lazy-wave*, *steep-wave*, *lazy-S* e *steep-S* [FREITAS, 2006]. Já os risers rígidos, além das configurações possíveis para linhas flexíveis, permitem também: riser tensionado no topo ou TTR (*Top Tensioned Riser*), *Riser Tower* e *Single Line Offset Riser* (SLOR). Veja:

- Catenária livre: consiste em uma instalação simples em que o riser encontra-se suspenso livremente, porém apresenta tração excessiva no topo, entrincheiramento no TDP (*touch down point*), maior solicitação dinâmica e problemas de fadiga (ver Figura 13);

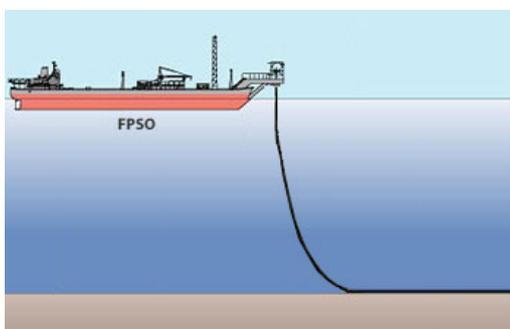


Figura 13 - Configuração de riser em catenária livre.

- *Lazy-S* e *Steep-S*, *Lazy-wave* e *Steep-wave*: ambas as configurações *lazy* e *steep* promovem uma redução nos esforços sobre a linha, mas apresentam maiores dificuldades de instalação quando comparadas com a catenária livre. A configuração *lazy* é composta de duas catenárias. Por sua vez, a configuração *steep* apresenta uma catenária e uma terminação íngreme próxima à vertical. Nas configurações em S uma seção intermediária do riser é suspensa por bóias de subsuperfície, cujo empuxo alivia o peso suportado pela plataforma e contribui com o momento

restaurador quando submetido a solicitações laterais. As configurações do tipo *wave*, diferentemente das configurações do tipo *S*, utilizam módulos de flutuação que são dispostos em um intervalo do riser, facilitando a instalação.

Na configuração *lazy-S* há um tensionador que sustenta a bóia de subsuperfície. Já na *steep-S*, o próprio riser tensiona o flutuador. As configurações *lazy-wave* e *steep-wave* (Figura 14) são semelhantes às respectivas *lazy-S* e *steep-S* (Figura 14), porém apresentando como citado anteriormente um conjunto de módulos de flutuação ao invés de bóias de subsuperfície. Vale ressaltar, que a configuração *steep* é melhor do que a configuração *lazy*, pois não apresenta problemas do TDP;

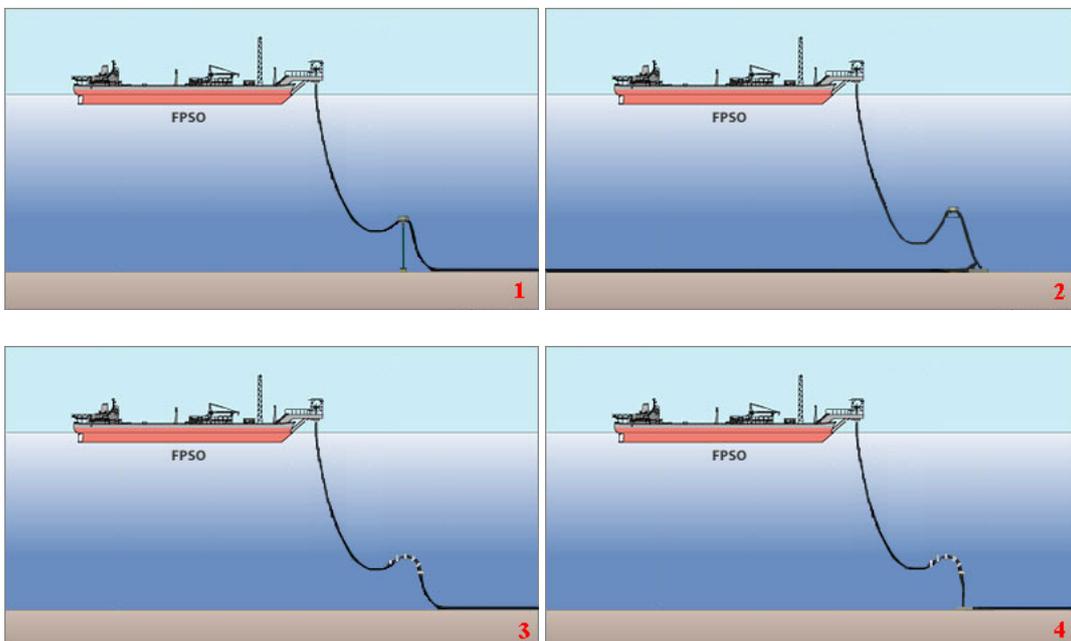


Figura 14 - Configurações (1) *Lazy-S*, (2) *Steep-S*, (3) *Lazy-Wave* e (4) *Steep-Wave*.

- *TTR - Top Tensioned Riser*: como citada anteriormente, esta configuração é utilizada em TLPs e Spar-Buoys, consistindo de um sistema de tração no topo por tensionador e câmara de flutuação, respectivamente, que mantêm o riser na posição vertical (Figura 10 citado antes);

- *Riser Tower*: é utilizado em plataformas semi-submersíveis ou FPSOs, e são constituídos por um conjunto de risers de produção e injeção formando um *bundle*. Este possui uma junta rotulada no fundo e uma bóia de subsuperfície que o mantém tracionado positivamente. Esta configuração é típica de um riser híbrido,

apresentando um *jumper* de duto flexível que promove a ligação do topo do riser à unidade de produção. A vantagem deste sistema é que não há muita preocupação quanto à fadiga e os movimentos dinâmicos são bastante reduzidos (Figura 15);

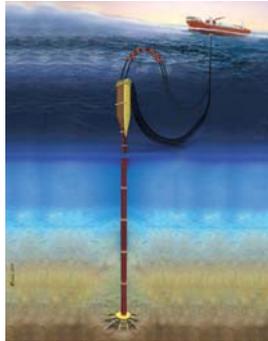


Figura 15 - Configuração *Riser Tower*.

- SLORTM – *Single Line Offset Riser*: é uma versão simplificada do *riser tower* sendo composto somente por um riser rígido, uma bóia de subsuperfície e um *jumper* flexível (Figura 16).

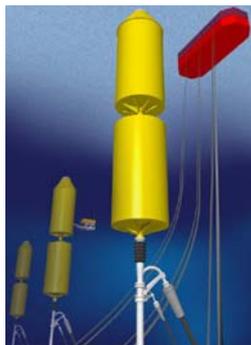


Figura 16 - Configuração *Single Line Offset Riser (SLORTM)*.

2.2.3 Flowlines e Pipelines

Flowlines são linhas estáticas, ou seja, não sofrem solicitações cíclicas após a instalação, responsáveis pela conexão entre os diversos equipamentos submarinos, dentre eles: árvores de natal molhadas, coletores, *templates*, PLETs, PLEMs etc. Podem ser constituídas de dutos flexíveis ou rígidos restringindo-se a apenas alguns quilômetros.

Pipelines por sua vez, são linhas estáticas responsáveis pelo escoamento (exportação) da produção de óleo e gás podendo ter centenas de quilômetros, e sendo compostas de dutos rígidos de paredes simples ou sanduíche, tendo geralmente um

revestimento externo objetivando proteção contra corrosão, abrasão e isolamento térmico.

Em se tratando de águas ultraprofundas, a elevada pressão externa é um fator preponderante no projeto de *pipelines*. Visando superar os desafios mecânicos e requisitos térmicos impostos pela produção de óleo e gás em águas profundas e ultraprofundas, sistemas *pipe-in-pipe* são propostos como boas soluções. Estes consistem de dois tubos metálicos concêntricos no qual o espaço anular formado entre eles é tanto preenchimento com material isolante não estrutural, quanto usado para carregar água para injeção no poço, cabos umbilicais, etc. Um conceito semelhante chamado de duto sanduíche (*sandwich pipe*) tem sido desenvolvido (Figura 17). A grande vantagem deste sistema, que apresenta composição estrutural semelhante ao *pipe-in-pipe*, está no fato que o material do núcleo e geometria podem ser selecionados para prover isolamento térmico e boa performance estrutural em conjunto com os tubos internos e externos [NETTO *et al*, 2002].



Figura 17 - Exemplo de duto sanduíche com núcleo de polipropileno [NETTO *et al*, 2002].

Com o avanço na profundidade de lâmina d'água, o isolamento térmico de linhas de produção se tornou o elemento principal no que diz respeito à garantia de escoamento. SU e ESTEFEN (2003) propuseram um novo sistema de duto sanduíche com aquecimento interno provido por resistências elétricas alinhadas ao longo da superfície externa da primeira camada de metal. A partir de análises de distribuição de temperatura ao longo da seção transversal do duto, eles concluíram que tal sistema é uma alternativa viável para lidar com as severas condições de produção em águas ultraprofundas assegurando a garantia de escoamento.

2.3 Materiais compósitos

Materiais compósitos, que são matrizes poliméricas reforçadas com fibras, surgem como uma solução aos diversos problemas encontrados com os aços. Uma das principais matrizes poliméricas que podem ser citadas são as matrizes a base de resinas epóxi reforçadas com fibras contínuas de alta resistência e baixa densidade, como as fibras de vidro e de carbono. A combinação desses materiais oferece uma grande razão resistência/peso, além de excelente resistência à corrosão e à fadiga [FEECHAN e FOWLER, 2001].

Tais materiais oferecem vantagens sobre os materiais estruturais isotrópicos convencionais tais quais o aço, o alumínio, e outros diversos metais. Essas vantagens incluem elevada resistência, baixo peso e boa resistência à fadiga e corrosão. Além disso, mudando-se os arranjos das fibras, pode-se alterar as propriedades do material compósito visando atingir as especificações de um determinado projeto.

As excelentes propriedades dos compósitos são alcançadas devido às características favoráveis de seus dois constituintes, a fibra e a matriz. Em compósitos de baixa performance, os reforços encontram-se geralmente na forma de fibras picadas ou curtas, ou ainda partículas, que provêm alguma rigidez, mas muito pouca resistência, sendo o carregamento suportado principalmente pela matriz. Em compósitos de alta performance, fibras contínuas são utilizadas, pois provêm a resistência e a rigidez desejadas, sendo a matriz responsável por dar proteção e suporte às fibras, e, o mais importante, ajudar a redistribuir a carga de fibras quebradas para fibras adjacentes intactas.

No presente trabalho, o riser compósito será produzido com matriz polimérica de resina epóxi e reforço de fibra de vidro tipo S2, sendo, portanto, estes dois componentes os mais enfatizados nos tópicos abaixo.

2.3.1 Reforço

O reforço em materiais compósitos tem como principal função promover uma melhora significativa na resistência da matriz, sendo esta possibilitada pelo uso de pós, partículas na forma de agulhas ou esferas, grânulos, e, principalmente, fibras.

Os comportamentos mecânicos e térmicos da estrutura dependem das propriedades das fibras e da matriz, e da quantidade e orientação das fibras. Em virtude de a matriz polimérica apresentar propriedades mecânicas muito baixas, as fibras têm um papel importante que é o de conferir resistência mecânica e rigidez necessárias ao material compósito, e ainda assim garantir uma baixa densidade relativa.

Um fio de fibra é formado por diversos filamentos com diâmetro efetivo na ordem de micrômetros. Para que essas fibras tenham boas propriedades, três aspectos principais devem ser garantidos:

- Elevada razão de aspecto, ou seja, a razão comprimento/diâmetro deve ser alta para garantir que a fibra possa resistir a grandes carregamentos reduzindo os efeitos de borda;
- Diâmetro pequeno, garantindo que a probabilidade de se encontrar defeitos no material seja mínima e, assim, atingindo valores mais elevados de resistência;
- Alto grau de flexibilidade, que é garantido por um diâmetro pequeno, possibilitando assim que diversas técnicas sejam empregadas na fabricação de materiais compósitos sem que as fibras se partam.

Visando conferir melhores propriedades ao compósito, as fibras podem assumir diversas configurações, sendo elas longas ou curtas, contínuas ou descontínuas, e, dependendo do caso, em uma ou mais direções. As fibras também podem ser utilizadas na forma de fios ou, por exemplo, tecidos (em inglês: *woven fabric*), podendo tal arranjo ser obtido entrelaçando-se as fibras em duas ou mais direções (Figura 18).

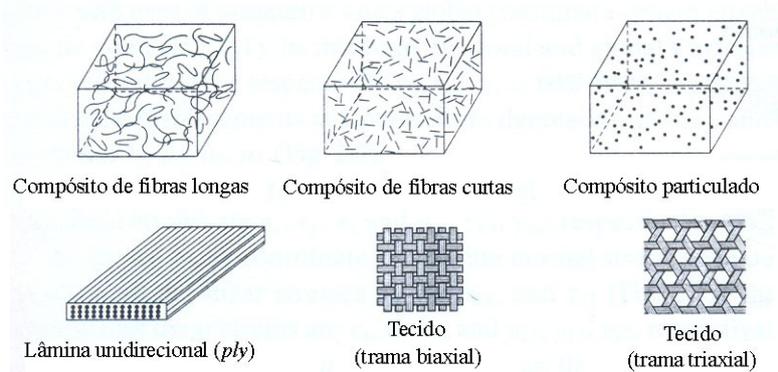


Figura 18 - Possíveis arquiteturas de reforços.

O arranjo das fibras na estrutura é determinado pelas exigências estruturais e pelo processo de fabricação utilizado para produzir a peça. Frequentemente, estruturas compósitas são feitas de finas camadas chamadas de lâminas ou *plies*. Em cada lâmina, as fibras são alinhadas na mesma direção (*ply* unidirecional) ou em direções diferentes (Figura 19). A lâmina pode conter também fibras curtas orientadas ou distribuídas aleatoriamente. A união de diversas lâminas com orientações específicas constitui um laminado, que irá formar a estrutura final desejada [KOLLÁR e SPRINGER, 2003].

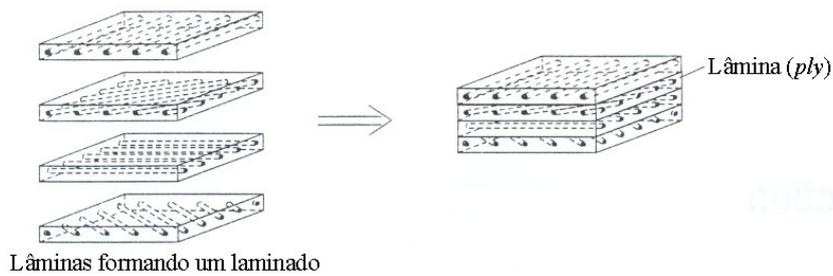


Figura 19 – Laminado composto.

Existem no mercado diferentes tipos de fibras disponíveis para a utilização como reforço em materiais compósitos. No Gráfico 1, são exemplificados diferentes tipos de fibras largamente utilizadas, onde quanto mais à direita e acima no gráfico o material estiver localizado melhor ele será. Na Tabela 1, são apontadas algumas propriedades mecânicas dessas fibras [CHUNG, 1994 e GREENE, 2006].

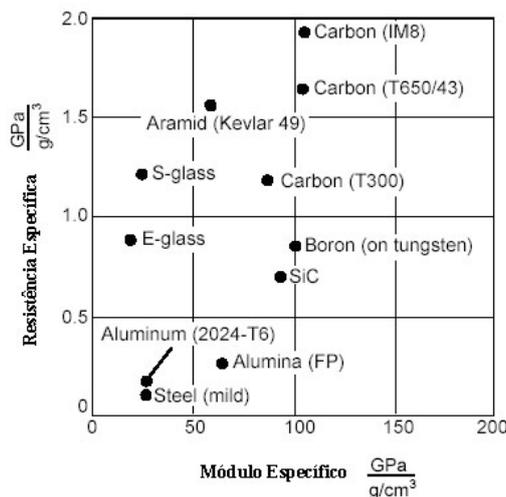


Gráfico 1 - Resistência Específica versus Módulo Específico [GREENE, 2006].

Tabela 1 - Propriedades mecânicas de diversas fibras [CHUNG, 1994 e KAGAN, 2003].

Material	Densidade (g/cm ³)	Limite de Resistência (MPa)	Módulo de Elasticidade (GPa)	Alongamento (%)	Rigidez Específica (10 ⁶ m)	Resistência Específica (10 ⁴ m)
Vidro tipo A	2.50	2400	67.00	-	2.68	9.6
Vidro tipo C	2.49	2750	69.00	-	2.77	11.0
Vidro tipo D	2.16	2400	52.00	-	2.41	11.1
Vidro tipo E	2.55	3450	72.45	4.8	2.84	13.5
Vidro tipo S	2.50	4589	86.96	5.7	3.49	18.4
Vidro tipo R	2.58	3200	85.00	-	3.29	12.4
Carbono (Alta Resistência)	1.50	5700	280	2.0	18.8	19.0
Carbono (Alto Módulo)	1.50	1900	530	0.36	36.3	13.0
Boro	2.36	3400	380	0.89	16.4	12.0
Tungstênio	19.4	4000	410	0.98	2.2	2.0
Polietileno	0.97	2590	120	2.2	12.4	27.4
Aramida (Kevlar [®] 49)	1.44	3623	124.2	2.9	8.63	25.16

As elevadas resistência específica (limite de resistência/densidade) e rigidez específica (módulo de elasticidade/densidade) das fibras são responsáveis por conferirem aos materiais compósitos desempenho superior em serviço, como pode ser visto na tabela e gráfico acima.

2.3.1.1 Fibra de vidro

Na produção de fibras de vidro, todos os materiais que compõem o vidro são fundidos e a matéria líquida flui para um conjunto de fendas que contém centenas de buracos por onde o vidro fundido escoar. Os filamentos de vidro são rapidamente puxados e resfriados abaixo da temperatura de transição vítrea.

Durante o processo, os filamentos recebem um revestimento superficial com emulsão polimérica (*sizing*) que corresponde a uma faixa de 0,25 a 6,5 % em peso da fibra. Os filamentos são agrupados em um fio de fibras e enrolados em um rolo (*roving*).

O *sizing* é aplicado aos filamentos por diversos motivos: ele promove fácil molhabilidade da fibra e garante melhor adesão da fibra com a matriz, e protege as fibras de se partirem durante o manuseamento e processamento. A formulação do *sizing* depende do tipo de aplicação. Por exemplo, o *sizing* utilizado para resina epóxi seria

diferente de um utilizado para a resina de poliéster [MAZUMDAR, 2002; KIM e MAI, 1998].

As fibras de vidro estão disponíveis em diversas formas para diferentes atividades. As principais são [Site: saint-gobain-vetrotex e mse]:

1. Fibras picadas – consistem de pequenos pedaços de fibra em conjuntos de aproximadamente 100 fibras (*roving*), com comprimento variando de 3 a 40 mm. São usadas em sistemas automatizados de prensagem e moldagem, tanto com matrizes termorrígidas ou termoplásticas quanto com cimentos;

2. Manta de fios picados – são fios picados, logo após a saída da fieira, em comprimentos de 30 a 40 mm distribuídos aleatoriamente e unidos por um composto orgânico (geralmente polivinil acetato ou resina poliéster) formando uma manta levemente grudada;

3. *Rovings* – são diversas fibras agrupadas e enroladas, sem serem torcidas, sendo enrolados em um pacote cilíndrico, o que possibilita que as fibras sejam longas e contínuas podendo, assim, fornecer reforço contínuo para o processo de enrolamento filamentar ou pultrusão, por exemplo;

4. *Yarn* – fios torcidos usados em tecidos tramados.

As propriedades das fibras variam de acordo com o modo como são fabricadas. Uma variedade de composições químicas de vidros têm sido produzidas, sendo os mais utilizados são à base de sílica (SiO_2) com adições de óxidos de cálcio, alumínio, ferro, sódio, e magnésio. Variando-se as quantidades de matéria-prima e os parâmetros de processo, outros tipos de vidro podem ser fabricados, cujas propriedades características são as seguintes [BARRAU, 1990 e Site: mse]:

- Tipo E: uso geral; apresenta boas propriedades elétricas;
- Tipo D: elevadas propriedades dielétricas;
- Tipo C: boa resistência química – não é geralmente utilizada como reforço;
- Tipo AR: é resistente a álcalis, sendo usada para dar resistência a cimentos;
- Tipo R ou S: elevada resistência mecânica e rigidez moderada;

As fibras do tipo S2, que serão utilizadas neste trabalho, quando comparadas às fibras convencionais do tipo E, apresentam propriedades superiores de resistência mecânica, fadiga e módulo de resistência ao impacto [HANDBOOK, 2002].

2.3.2 Matriz polimérica

Uma vez selecionado o reforço, a escolha de uma matriz específica irá determinar as propriedades e as possíveis condições em que o produto final pode ser utilizado. Em compósitos existem três tipos de matrizes: cerâmicas, metálicas e poliméricas.

Neste trabalho será produzido um riser compósito de matriz polimérica, em especial a de resina epóxi, a qual será, todavia, mais enfatizada adiante.

As matrizes poliméricas são mais utilizadas devido ao seu baixo peso específico, boa resistência química e fácil modelagem [LOUREIRO, 2005].

Diversas resinas estão disponíveis em inúmeras variedades de formas, pós, grânulos, flocos, soluções aquosas, dentre outras, possuindo uma vasta gama de viscosidades, que irão influenciar na escolha do processo de moldagem ou fabricação.

Os requerimentos de uma matriz polimérica irão variar de acordo com o propósito da estrutura, porém ela deve [HARPER, 2002]:

- Minimizar a absorção de água;
- Ter baixa contração;
- Molhar e unir as fibras;
- Ter baixo coeficiente de expansão térmica;
- Fluir para penetrar completamente nos fios de fibras e eliminar vazios durante o processo de compactação e cura;
- Ter razoável resistência, módulo de elasticidade e alongamento (o alongamento deve ser maior que o da fibra);
- Ser elástica para transferir o carregamento às fibras;
- Ter resistência a temperaturas elevadas (dependendo da aplicação);
- Poder ser utilizada a baixas temperaturas (dependendo da aplicação);

- Ter excelente resistência química (dependendo da aplicação);
- Ser facilmente processada na forma final do compósito;
- Ter estabilidade dimensional (manter sua forma).

Existem duas alternativas de matrizes poliméricas, as termoplásticas e as termorrígidas (também conhecidas como termofixas), existindo diversas escolhas disponíveis dentre estas duas divisões principais. A diferença básica entre as duas é que os materiais termoplásticos podem ser repetidamente fundidos pelo calor, ao passo que as resinas termorrígidas não podem ser modificadas após a reação química de cura ter sido completada. Essas duas alternativas diferem profundamente em termos de fabricação, processamento, propriedades físicas e mecânicas, e resistência à degradação ambiental do produto final. Na Tabela 2 abaixo, são apresentadas propriedades mecânicas básicas de resinas poliméricas.

Tabela 2 - Propriedades mecânicas de algumas resinas poliméricas [GREENE, 2006].

Material	Densidade (g/cm ³)	Limite de Resistência (MPa)	Módulo de Elasticidade (GPa)	Alongamento (%)
Poliéster Ortoftálico	1.23	48.3	4.07	1
Poliéster Isoftálico	1.21	71.1	3.90	2
Vinil Éster	1.12	76 - 83	3.38	4 - 5
Epóxi	1.20	48 - 110	2.5 - 5.0	5 - 6
Fenólica	1.15	35.2 - 60	2.7 - 4.1	2

2.3.2.1 Resina Epóxi

A resina epóxi foi desenvolvida em 1947, nos Estados Unidos. Desde então, elas se tornaram as mais utilizadas. Suas aplicações vão desde a indústria aeroespacial até a de bens esportivos. Assim, por ser um sistema de resina muito versátil existe uma vasta gama de propriedades, com níveis variados de desempenho voltados para diferentes necessidades, e capacidade de processamento.

Elas podem ser formuladas com outros materiais ou podem ser misturadas a outras epóxias para atingir as especificações necessárias. Um grupo epóxi é constituído de um anel triangular com dois átomos de carbono e um átomo de oxigênio. A resina

epóxi mais utilizada é obtida reagindo-se epiclorigrina com bisfenol-A. O produto desta reação é o diglicil éter bisfenol-A (DGEBA) (Figura 20), que é um polímero linear que forma ligações cruzadas gerando resinas termorrígidas, quando curado.

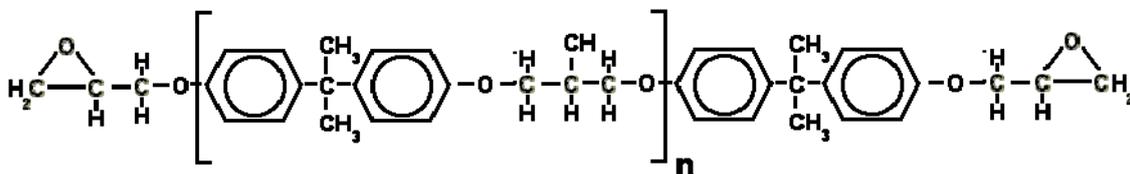


Figura 20 - Fórmula molecular da resina epóxi DGEBA.

Essas resinas são curadas por reações químicas com aminas, anidridos, fenóis, ácidos carboxílicos, e álcoois. A cura da resina epóxi é realizada por um agente de cura, por exemplo, dietileno triamina (DETA). Essas resinas não apresentam formação de subprodutos durante a reação de cura ou de voláteis durante o endurecimento [MAZUMDAR, 2002].

Agentes de cura são catalisadores, endurecedores ou ativadores, os quais são misturados à resina na hora da utilização para estabelecer o tempo de cura desejado. A reação de cura pode se dar à temperatura ambiente, com adição de calor ou sob influência de uma reação exotérmica, dependendo do agente específico que foi utilizado.

Resinas epóxi curadas a quente apresentam melhor desempenho do que resinas curadas à temperatura ambiente. Por tal razão, esta prática é amplamente utilizada na produção de tubos e tanques por enrolamento filamentar, desenvolvendo produtos extremamente resistentes. No entanto, tais resinas são mais caras e a fabricação do compósito é mais lenta.

As propriedades deste polímero termorrígido formado incluem excelente adesão, tenacidade, resistência química, baixa toxicidade e alta resistência mecânica e à fadiga. Além disso, elas apresentam excelentes propriedades elétricas e baixa absorção de água [CHEREMISINOFF, 1995].

Resinas epóxi são geralmente frágeis. Porém, mudando-se a formulação algumas propriedades podem ser modificadas, como: o grau de cura, a temperatura de processamento requerida, a tenacidade, etc. Uma vez que neste trabalho busca-se

desenvolver um riser compósito que possa ser lançado pelo método de carretel e resista às baixas temperaturas do fundo do mar, a utilização de uma resina frágil impossibilitaria o projeto. Para atender a esses critérios, resinas tenacificadas foram desenvolvidas para combinar as excelentes propriedades térmicas de um termorrígido com a tenacidade de um termoplástico. A tenacificação da resina epóxi é feita com a adição de tenacificadores, neste caso, propileno glicol.

A principal preocupação com respeito ao ambiente em compósitos de matriz polimérica é o efeito da intrusão de umidade tanto dentro dos materiais brutos quanto no material compósito pronto. A umidade nos materiais brutos leva à geração de vazios e delaminação do compósito, e no compósito terminado pode resultar nos efeitos citados na Tabela 3. A umidade penetra na matriz por trincas ou vazios, difundindo-se pela matriz ou interface matriz-compósito.

Tabela 3 – Efeitos da absorção de umidade em compósitos de matriz polimérica [HARPER, 2002].

Possíveis efeitos da absorção de umidade em compósitos de matriz polimérica
Plastificação da matriz epóxi
Mudanças de dimensão devido ao inchamento da matriz
Aumento da fluência e relaxação de tensão
Mudança no coeficiente de expansão
Redução do limite de resistência e rigidez nas propriedades governadas pela matriz
Propriedades governadas pelas fibras geralmente não são afetadas

2.3.3 Principais processos de produção de tubos compósitos

Os compósitos de matriz poliméricas reforçados por fibras podem ser produzidos por diversos processos dentre os quais posso citar: *hand lay-up*, *spray up*, Moldagem por Transferência de Resina (RTM), Molde de injeção, dentre outros. Porém, nem todas as técnicas são aconselháveis no que se refere à produção de tubos. Assim sendo, os principais processos de produção de tubos compósitos de matriz polimérica reforçados com fibras são explicitados a seguir, sendo eles: pultrusão, mesa de rolamento (*table rolling*), processo Drostholm e, particularmente como foco deste trabalho, enrolamento filamental (*filament winding*).

2.3.3.1 Pultrusão

É um processo contínuo de fabricação usado para modelar polímero reforçado com fibras em partes com seções geométricas constantes. As fibras de reforço, na forma de fios constantes (*roving*) ou mantas, são colocadas em prateleiras ou rolos, respectivamente. Os reforços são posicionados corretamente por sistemas de guias dispostos entre as prateleiras e o molde, seguindo para serem impregnadas ao passarem por um banho de resina. O material não curado passa pelo sistema de pré-forma corrigindo sua forma antes de entrar no molde de cura [BINSE, 1995].

A entrada no molde de cura (que dá a forma final do produto) é caracterizada por uma fita que remove o excesso de resina e faz com que a entrada do material seja mais fácil. O calor para a polimerização é provido por placas colocadas nas partes superior e inferior do molde.

Do lado de fora do molde, o perfil de material compósito curado pultruído é travado e tracionado por um sistema de puxamento contínuo (cinta contínua ou sistema de permutação). Posteriormente serras em sincronia com a velocidade de pultrusão cortam a peça no tamanho desejado [CARLONE *et al*, 2006].

A Figura 21 ilustra o processo de produção de uma seção oca, no caso, um perfil retangular. Para que peças ocas sejam formadas, as mesmas devem ser moldadas sobre um mandril de seção constante na forma desejada. Vale ressaltar que a velocidade típica de pultrusão com sistemas de resinas termofixas é de 0,5 a 2 m/minuto [Site: me.gatech].

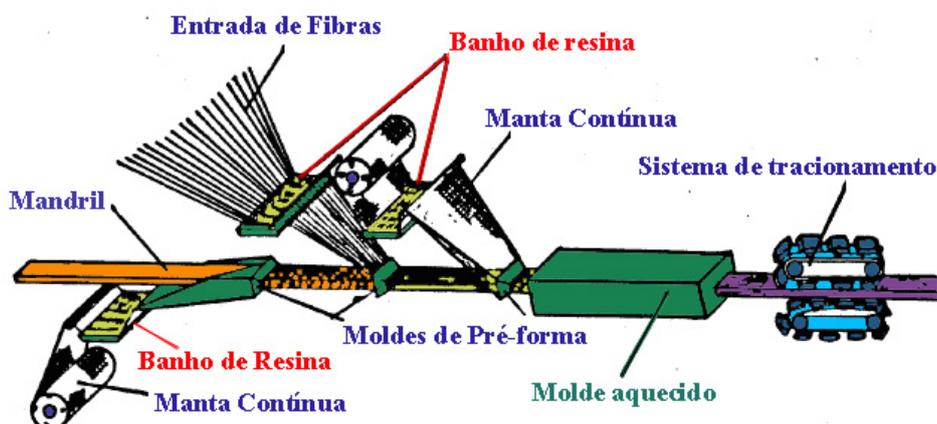


Figura 21 - Processo de pultrusão de seção oca [me.gatech].

2.3.4 Mesa de rolamento (Table Rolling)

O processo de mesa de rolamento (Figura 22) é utilizado para fabricar longos tubos reforçados por fibras pré-impregnadas. Este é um método rápido de se fabricar tubos de parede fina e pequeno diâmetro (até 114 mm), pelo enrolamento do *prepreg* ao redor de um mandril e aplicação de pressão externa pela mesa. A seção produzida é posteriormente curada em forno e retirada do mandril. Finalmente, é efetivado o corte no tamanho desejado [PERICAK, 2003; RAASCH, 1998; PETERS, 1998].



Figura 22 - Fabricação de tubo por meio de uma mesa de rolamento (*Table Rolling*).

Table rolling é um processo muito efetivo para a produção de tubos fitados (*tapered tubes*). MENICONI (1999) em seu trabalho produziu um riser de produção compósito para plataformas de pernas atirandadas (TLPs), dando ênfase a juntas fitadas (*tapered joints*) produzidas por *table rolling*. Uma desvantagem do processo é a grande quantidade de mão-de-obra necessária, porém, o processo pode ser continuamente repetido, além de possibilitar incontáveis arranjos possíveis de orientações de fibras, incluído 0° e/ou 90°. O produto final apresenta elevada razão resistência/peso e dimensões precisas.

2.3.4.1 Processo Drostholm

O processo Drostholm (Figura 23) é utilizado na produção de tubos contínuos, e consiste no enrolamento de filamentos contínuos circunferencialmente juntamente com fibras picadas aleatoriamente sobre um mandril, sendo a resina despejada sobre a fibra ao passo que a mesma é enrolada.



Figura 23 - Fabricação de tubo compósito pelo processo Drostholm.

O mandril, no qual as fibras são enroladas, consiste de uma fita de aço onde uma ponta é soldada à outra, de forma que esta se torne uma fita “sem fim” paralela e helicoidalmente enrolada. No final do mandril a fita desaparece dentro do tubo rotativo helicoidal formado aparecendo na outra extremidade da hélice e começando o ciclo novamente. Quando o tubo atinge o comprimento desejado, ele é cortado por uma serra que se movimenta na mesma velocidade do tubo, garantindo um corte perpendicular.

A grande vantagem deste processo está em produzir tubos com comprimentos “infinitos”. Porém, ele basicamente apresenta três desvantagens [Site: sacnewsmonthly]:

- Na direção axial somente fibras com pequenos tamanhos podem ser introduzidas (distribuição randômica);
- Somente baixas velocidades de rotação são possíveis, visto que a força centrífuga tende a jogar a resina para fora;
- A produção de diâmetros diferentes só é possível após a troca completa do sistema de mandril, sendo tal processo trabalhoso e demorado.

2.3.4.2 Enrolamento filamental (*Filament winding*)

O processo de enrolamento filamental consiste do enrolamento contínuo de camadas compósitas em um mandril rotatório. Uma vantagem desta técnica é sua rapidez e precisão de enrolamento de multicamadas.

Em enrolamento filamental, o ângulo de enrolamento determina as propriedades do tubo produzido. Camadas com ângulos pequenos em relação ao eixo da máquina propiciam resistência ao carregamento axial. Esse tipo de enrolamento é realizado a $+ \phi$

e - ϕ , sendo chamado de helicoidal. Por sua vez, ângulos grandes de enrolamento (próximas de 90° , em relação ao eixo) garantem elevada resistência circunferencial, o que no caso de risers, que operam a grandes profundidades, estas camadas são de extrema importância, uma vez que as mesmas irão proporcionar resistência ao colapso.

Esta técnica pode ser separada em dois métodos de enrolamento: o enrolamento molhado e o enrolamento por *prepreg*. No primeiro caso, as fibras passam por um banho de resina antes de serem enroladas no mandril (Figura 24), ao passo que no segundo caso a fibra já se encontra impregnada na forma de fitas de *prepreg* (Figura 25).

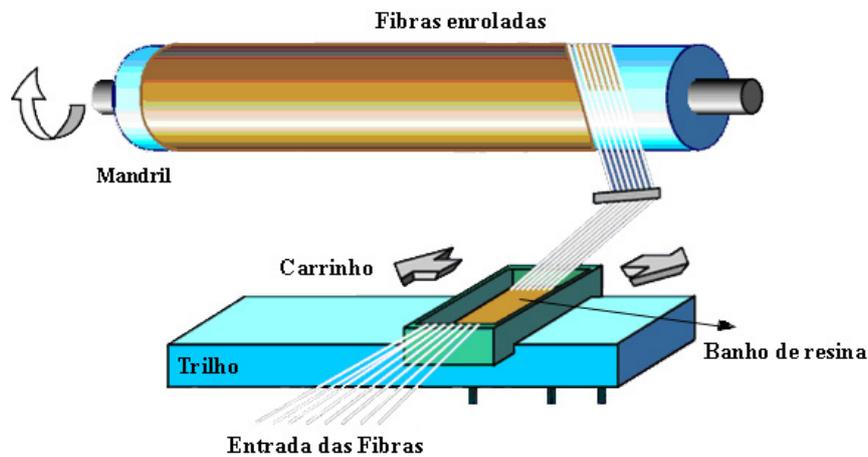


Figura 24 - Desenho esquemático do enrolamento molhado.

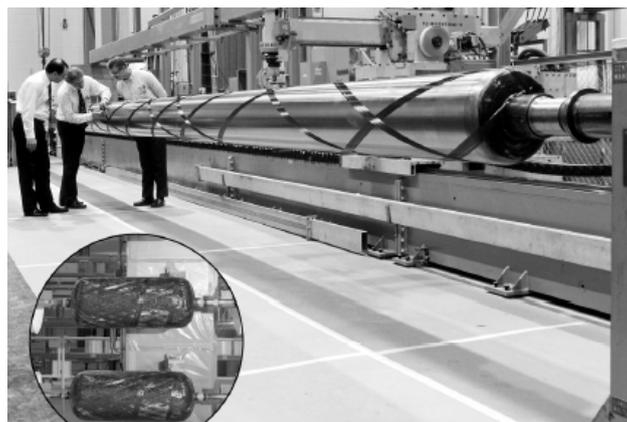


Figura 25 – Exemplo do processo de enrolamento por *prepreg* [ZHAO *et al*, 2001].

Dentre estes métodos, o enrolamento molhado é o mais utilizado para a produção de tubos reforçados por fibras com matriz de resina termorrígida. Comparativamente, o processo de enrolamento molhado em relação ao processo por

prepreg apresenta as seguintes vantagens: baixo custo de material, curto tempo de enrolamento, e a formulação da resina pode ser facilmente variada para atingir determinadas propriedades para cada tipo de projeto [ZHAO *et al*, 2001].

Devido aos inúmeros arranjos possíveis de fibras, diversos estudos têm sido realizados visando determinar ângulos ótimos de enrolamento, assim como detalhar os possíveis processos de falha e a influência de aspectos físicos e geométricos nas propriedades mecânicas dos compósitos. Deste modo, para exemplificar e compreender tais assuntos, alguns trabalhos desenvolvidos são citados abaixo.

MENICONI *et al* (2001) investigaram a possibilidade de se produzir uma *stress joint* de material compósito utilizando um reforço híbrido de fibras de carbono e fibras de vidro em matriz de epóxi para uma plataforma do tipo TLP a uma profundidade de 1000 m d'água. A junta foi produzida por enrolamento filamentar possuindo camadas de fibras de carbono enroladas a $\pm 20^\circ$ e fibras de vidro enroladas circunferencialmente (88°) em relação ao eixo do tubo. O diâmetro interno do tubo foi de 200 mm, comprimento 24 m e a espessura de parede variava ao longo do comprimento do mesmo. Foram consideradas em sua análise o pré-tensionamento e peso do riser, a pressão externa de água e a pressão interna que poderia surgir durante um *blow-out*. Foi concluído que risers de produção compósitos são possíveis, incluindo a produção de *stress joints*, sendo a principal vantagem a diminuição do peso do riser e conseqüente possibilidade de redução de tamanho da plataforma.

BAI *et al* (1997) estudaram tubos compósitos de fibra/epóxi com seqüência de empilhamento $[+55/-55]_3$ produzidos por enrolamento filamentar para aplicação na transferência de fluidos para resfriamento e sistemas de incêndio em usinas nucleares. Foram escolhidas tais seqüências, pois estas exibem melhores valores de resistência sob carregamento combinado de pressão interna e tensão uniaxial [CARROLL *et al*, 1995]. Os laminados continham 56% de fibra de vidro e o restante de resina. Para determinar os mecanismos de falha, foram realizados diversos ensaios mecânicos sob carregamento de tensão pura, pressão interna e carregamento combinado. Foi concluído que todo o processo de falha pode ser descrito pelos três passos seguintes:

- Iniciação do processo de dano por meio de microtrincamento, tanto na forma de trincas na matriz em zonas sem fibras quanto trincamento transversal iniciado na porosidade combinado com o descolamento na interface fibra/matriz;
- Delaminação entre as diferentes camadas, que aparece após o trincamento transversal no caso de carregamento de tensão pura e antes disso no caso de carregamento com pressão interna. O microtrincamento precede o fenômeno de embranquecimento da matriz;
- Desenvolvimento e coalescimento dos vazios em diferentes camadas, resultando na falha final e redução da força global (instabilidade).

As análises de comportamento mecânico indicaram não haver dependência do módulo de elasticidade com a quantidade de poros no sistema. Isso porque tubos compósitos têm o mesmo volume de fibras, não importando a quantidade de porosidade. A porosidade substitui somente parte da matriz e não influencia no conteúdo de fibra de forma alguma.

O comportamento de tubos compósitos de fibra de vidro tipo-E/resina epóxi a $\pm 45^\circ$ com diversas espessuras de parede sujeitos a carregamentos biaxiais de tensão e compressão, gerados pela combinação de pressão interna e compressão axial foram estudados por KADDOUR *et al* (2003). Os experimentos foram realizados com tubos de 100 mm de diâmetro interno e espessura mínima de parede de 3 mm para evitar falha por flambagem (*buckling*) de casca. Foi concluído que os processos de deformação e dano são extremamente complexos, e que em tubos espessos o conjunto de lâminas suporta maiores carregamentos do que lâminas isoladas. Observou-se que as trincas na matriz, sob a combinação de compressão cisalhante e transversal, se propagam até a espessura de uma lâmina, mas a partir deste ponto são impedidas pelas fibras das camadas cruzadas adjacentes.

2.3.4.2.1 O processo de enrolamento: aspectos físicos

Para garantir a qualidade do cilindro compósito produzido por enrolamento filamentar, COHEN *et al* (2001) sugerem que o mesmo é afetado pelas condições de processamento, incluindo: tensão de enrolamento, padrão de deposição de fibras (*lay-up*), temperatura e tempo de enrolamento.

Essas variáveis devem ser levadas em conta para se atingir as propriedades mecânicas e geométricas exigidas para o cilindro produzido. O grande desafio do processo é prever a fração volumétrica de fibras, tensão-deformação e o estado de cura da resina dentro do cilindro para período de tempo durante o enrolamento.

Em particular, a fração volumétrica de cada camada de compósito afeta significativamente a resistência do compósito, segundo COHEN *et al* (2001). Um exemplo disso está no fato de que para se obter um aumento de 10 % (ou mais) na resistência do compósito, uma variação de 50 % para 65 % da fração volumétrica de fibras é o suficiente. Porém, em enrolamento filamental molhado é muito difícil se obter elevadas frações volumétricas de fibra, em virtude de ser difícil prever a permeação de resina entre as fibras para as outras camadas.

MERTINY e ELLYIN (2002) investigaram o efeito do tensionamento das fibras nas propriedades físicas e mecânicas de um tubo compósito produzido por enrolamento filamental com seqüência de empilhamento $[\pm 60^{\circ}_3]_T$. Os tubos foram manufacturados utilizando diferentes tensões de enrolamento, sendo os ensaios mecânicos conduzidos sob diferentes taxas de carregamento. Unindo-se a resposta mecânica de falha, juntamente com as tensões aplicadas e propriedades físicas, algumas conclusões foram tiradas. Primeiramente foi visto que ao se aumentar o tensionamento das fibras estas ficam mais compactadas, e, portanto, pode-se controlar a fração volumétrica de fibra dos componentes produzidos. Além disso, os testes mecânicos revelaram que as tensões de falha estrutural (a parte não é mais capaz de suportar o carregamento imposto) e funcional (a parte não consegue mais conter o fluido) dependem das tensões aplicadas sobre os fios. Ao serem comparados, os resultados dos tubos fabricados com baixo e alto tensionamentos, reparou-se que o aumento da tensão nos fios tem um efeito benéfico na componente de tensão no caso do carregamento ser dominado por fibras, ao passo que em condições de carregamento dominadas pela matriz, uma ligeira queda na tensão de falha foi medida para uma maior compactação de fibras.

2.3.4.2.2 O processo de enrolamento: aspectos geométricos

O processo de enrolamento filamental, no que diz respeito ao aspecto geométrico, é determinado basicamente pelas velocidades do mandril (**M**, em rotações

por minuto) e do “carrinho” (V_c), no qual se encontra o banho de resina e o cabeçote de alimentação de fibras. O passo da hélice (p), ou seja, o espaço percorrido pelo carro no intervalo de tempo em que o mandril realiza uma rotação, o número de passadas (n) requerido para a cobertura completa do mandril, a largura da faixa (W) e o ângulo de enrolamento (ϕ) também são fatores importantes no cálculo do processo de enrolamento como pode ser visto na Figura 26.

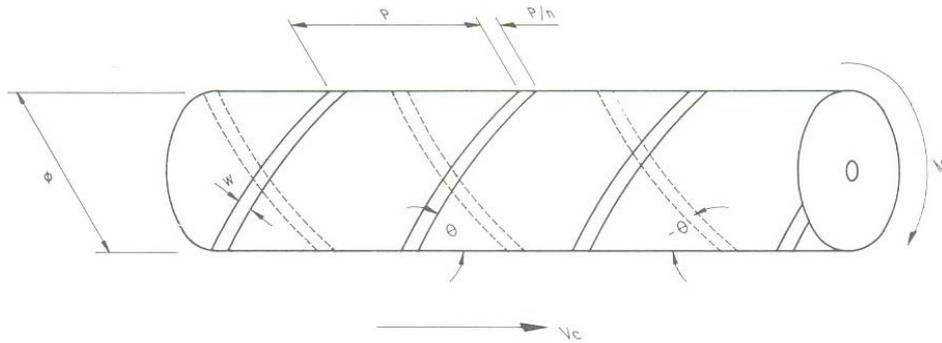


Figura 26 - Detalhes geométricos do processo de enrolamento [CARVALHO, 1992].

Pela Figura 26 observa-se que quando o carrinho descreve a primeira passada em hélice com ângulo $+\phi$, ao voltar, a plataforma descreve uma outra hélice, mostrada pontilhada, com ângulo $-\phi$. Ao término de uma passada completa ($+\phi$ e $-\phi$) o ciclo é repetido com outra hélice de ângulo $+\phi$ justaposta à primeira, sem sobreposição nem lacunas entre elas. O processo é repetido diversas vezes até que o mandril esteja completamente coberto, tendo assim duas camadas (lâminas) de cobertura.

Após serem tomadas as devidas considerações geométricas as expressões que controlam o processo podem ser deduzidas, veja [CARVALHO, 1992]:

$$W = \frac{p}{n} \text{sen } \theta \quad (2.1)$$

$$V_f = M \frac{\pi \phi}{\text{sen } \theta} = \frac{V_c}{\cos \theta} \quad (2.2)$$

$$p = \frac{\pi \phi}{\tan \theta} \quad (2.3)$$

$$V_c = M \frac{\pi \phi}{\tan \theta} = Mp \quad (2.4)$$

$$2 \left(\frac{Ln}{p} + k \right) = mn + 1 \quad (2.5)$$

onde:

θ – ângulo de enrolamento;

ϕ – diâmetro do mandril;

W – largura da faixa;

p – passo da hélice;

n – número de passadas da plataforma para cobertura completa do mandril;

V_f – velocidade de enrolamento das fibras;

M – rotação por minuto (do mandril);

V_c – velocidade da plataforma;

L – comprimento do mandril;

m – número de rotações completas em um ciclo;

k – número de faixas “puladas” pelo cabeçote alimentador no final do mandril durante sua desaceleração e aceleração no sentido contrário.

Quando um ciclo completo de hélice com ângulos $+\theta$ e $-\theta$ é executado, a próxima faixa de fibras deve ser posicionada pelo cabeçote de modo que a mesma esteja justaposta à última faixa depositada sobre o mandril, de forma que não haja superposição nem lacunas entre elas. Ao término de um ciclo, o número de faixas percorridas pelo cabeçote é igual ao número de rotações realizadas pelo mandril. As faixas serão justapostas se o número de faixas for igual a $m.n + 1$, onde m é um número inteiro igual ao número de rotações completas por ciclo. Portanto:

$\frac{Ln}{p}$ é o número de faixa que o cabeçote percorre na ida ou na volta.

$2\frac{Ln}{p}$ é o número de faixa total por ciclo (para ida e volta).

k é o número de faixas que o cabeçote “pula” ao mudar o sentido de seu movimento, na extremidade do mandril. Para completar o ciclo ocorrem duas

mudanças de sentido, assim o número total de faixas puladas é $2k$.

$m.n + 1$ é o número de faixas que o mandril percorre por ciclo, correspondendo a um número inteiro de rotações completas (m), multiplicado pelo número de faixas por rotação (n) e mais uma faixa, para assegurar que a hélice seguinte se justaponha à anterior.

Assim sendo, a expressão:

$2\left(\frac{Ln}{p} + k\right) = mn + 1$, assegura que o mandril seja completamente coberto, sem superposição ou lacuna entre as faixas.

No caso de $n = 1$, o mandril é coberto apenas com uma passada do cabeçote. E o enrolamento é chamado circunferencial (caso particular do enrolamento helicoidal com $n = 1$) [CARVALHO, 1992].

Um fator importante em enrolamento filamental diz respeito aos padrões de mosaico formados pelo enrolamento de compósitos cilíndricos. MOROZOV (2006) analisou o efeito desses padrões de mosaicos nas propriedades mecânicas de tubos compósitos de paredes finas (Figura 27).



Figura 27 - Tubos produzidos por enrolamento filamental com diferentes padrões de mosaicos.

Em seu trabalho foi modelado um cilindro homogêneo e ortotrópico de camadas anguladas (*angle-ply*), o qual foi analisado usando uma aproximação analítica da teoria de membrana e uma análise convencional de elementos finitos (EF), usando as definições de um modelo compósito disponível no software MSC NASTRAN. Outros três cilindros com padrões diferentes foram analisados usando o modelo de casca de EF particionado em mosaicos. Foi demonstrado que devido a algumas especificidades do processo de fabricação, as estruturas de camadas anguladas ($\pm\phi$) geradas pelo enrolamento filamental são mais complexas comparadas àquelas adotadas freqüentemente como base para a modelagem de *angle-ply*, usualmente empregada para realizar a análise de tensões de estruturas de laminados compósitos.

Foi verificado que o comportamento mecânico de compósitos de parede fina produzidos por enrolamento filamental 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 (*hoop*). Os resultados numéricos obtidos por análises de elementos finitos mostram que pode haver diferenças substanciais nos valores de tensões no nível do laminado (uma camada) calculado para uma casca cilíndrica de uma camada produzida por enrolamento filamental com diferentes padrões de mosaicos (Figura 28).

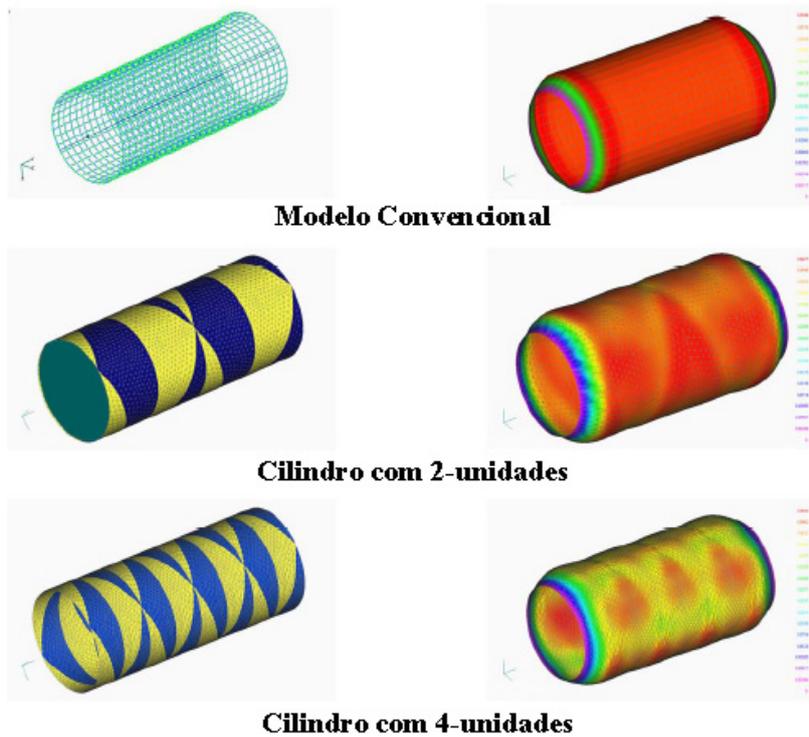


Figura 28 - Modelos produzidos por elementos finitos: originais (esquerda) e deformados (direita).

As distribuições de tensões não são uniformes ao longo do comprimento da casca e de sua circunferência, e as tensões máximas atuando ao longo das fibras são maiores que aquelas calculadas usando as técnicas de modelagem convencionais. Isso significa que os valores de tensões atuando em uma casca compósita de enrolamento filamentar podem ser subestimados, em alguns casos, se a análise não levar em conta um particular padrão de mosaico de camadas angulares $\pm\phi$.

2.3.5 Risers rígidos compósitos

A indústria do petróleo vem explotando reservas de hidrocarbonetos em profundidades que excedem 1800 m. O desafio de transportar tais hidrocarbonetos de/para as facilidades em superfície em águas muito profundas tem sido realizado por risers rígidos de aço em catenária (SCR), sistemas de risers híbridos e flexíveis. Todos esses sistemas enfrentam limitações tanto em relação à exploração em águas mais profundas quanto a permitir diâmetros maiores [SLAGSVOLD e GRYTÅ, 2001].

Se a exploração e produção continuarem mantendo esses sistemas de risers metálicos, à medida que a exploração move-se em direção a águas profundas e ultraprofundas, as plataformas terão de sofrer modificações para suportar um número maior de juntas de operação. Isso significa maiores investimentos que iriam encarecer o processo de produção.

Materiais compósitos oferecem o potencial para assumir esses desafios, sendo em média 50 % mais leves que o aço; mas existe um impasse da indústria em acreditar que um “plástico” pode ser uma alternativa real quando se trata de pressões/temperaturas extremas em que até mesmo os melhores materiais metálicos teriam problemas para suportá-las. Assim, risers compósitos estão sendo desenvolvidos para atender às necessidades existentes que outros sistemas de risers não conseguem suprir.

Segundo JOHNSON *et al* (2001), o desenvolvimento de risers rígidos compósitos surgiu há mais de 20 anos, mas só recentemente atingiram um estado viável de comercialização. Isso é devido em grande parte a um programa conjunto entre indústrias e o NIST (National Institute of Standards and Technology, dos Estados Unidos) que visavam desenvolver, produzir, testar e qualificar risers rígidos de produção compósitos para TLP's. No estudo, um total de 90 protótipos foram fabricados e testados para determinar a tensão limite de resistência, vida em fadiga em regime estático e cíclico a longos e baixos ciclos, e por fim caracterização de tolerância a danos. Os testes de vida em fadiga mostraram-se de acordo com todas as especificações funcionais e critérios de performance desenvolvidos pelos usuários finais. Neste ponto, o desenvolvimento de

risers compósitos mostrou-se ser uma alternativa economicamente viável, alcançando todos os objetivos previstos de peso e desempenho do projeto.

TARNOPOL'SKII *et al* (1999) estudaram a utilização de risers metal-compósito tensionados no topo sob ação de pressões interna e externa, gravidade, e forças de tensão de topo. Eles consideraram o riser como cordão flexível onde a tensão de topo é igual ao peso morto do riser ($P = M.g$), raio interno de 0,114 m, pressão interna de 34,5 MPa e fatores de segurança 3,0 e 4,0 para metais e compósitos, respectivamente. Através da teoria da membrana de cascas calcularam a dependência entre a massa (M) e o comprimento do riser (l), ver Figura 29.

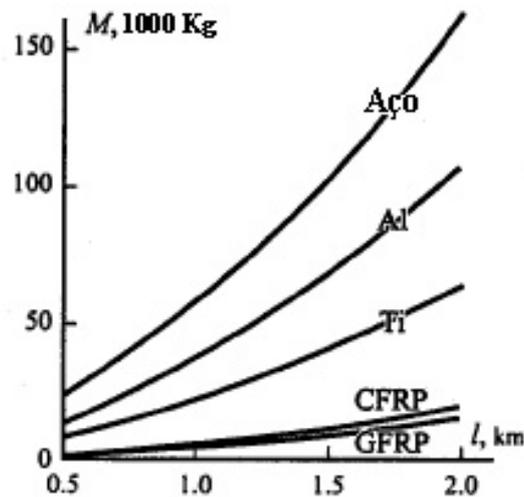


Figura 29 - Dependência da massa (M) com o comprimento (l) para riser de diferentes materiais, onde CFRP é Plástico reforçado com carbono e GFRP é Plástico reforçado com vidro [TARNOPOL'SKII *et al*, 1999].

Os cálculos de espessura de parede foram feitos levando-se em consideração fatores de segurança para a seção transversal mais baixa (próxima ao TDP). Os resultados preliminares mostraram que o potencial de utilização para o aço como um material estrutural é restrito a profundidades não maiores que 1000 m e que a massa de um riser de material compósito é muito menor, mesmo quando comparado ao melhor riser metálico, de titânio. Porém, eles concluíram que o requerimento de estanqueidade do riser justifica a utilização de um *liner* metálico, como mostra a Figura 30. A camada interna de material metálico (1) assegura a estanqueidade do riser e sua principal resistência às forças axiais. A camada compósita (2), enrolada circunferencialmente prove resistência à pressão interna e externa. Além disso, a camada interna de material

metálico age como um mandril para o enrolamento das camadas de compósito. As camadas (3, 4) formadas por enrolamentos angulares conferem resistência a carregamentos axiais.

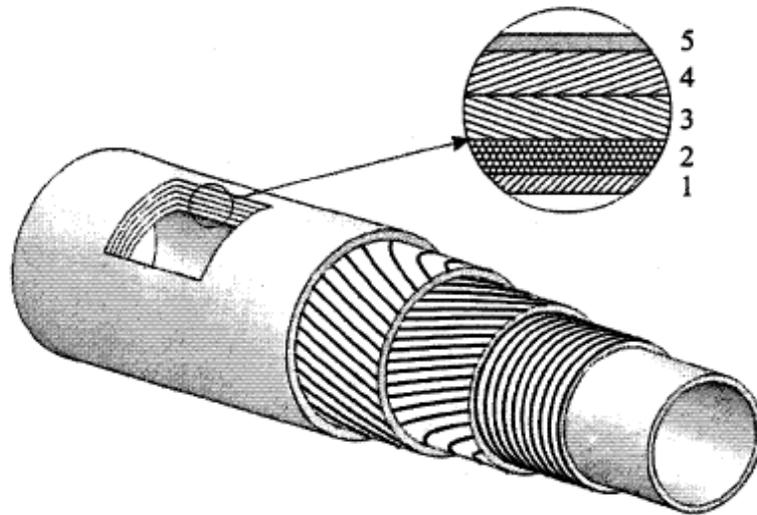


Figura 30 - Exemplo de um riser metal compósito: (1) liner interno metálico; (2) camada de enrolamento circunferencial; (3,4) enrolamento angular, e; (5) camada de proteção externa [TARNOPOL'SKII *et al*, 1999].

Apesar da experiência ganha e dos inúmeros dados de desempenho obtidos pelo NIST, assim como o grande interesse econômico em risers compósitos, a aplicação comercial permanece na tentativa devido às incertezas associadas com a dificuldade de se introduzir uma nova tecnologia.

Mesmo assim, as vantagens em longo prazo dos compósitos valerão o investimento. A possibilidade de se obter uma determinada resistência e rigidez, condutividade térmica, resistência a fluidos corrosivos, são propriedades indisponíveis em qualquer outro material [OCHOA *et al*, 2005]. O surgimento de novas normas como a DNV-OS-C501 – Offshore Standard For Composite Components [DNV, 2002] e DNV-RP-F202 – Composite Risers [DNV, 2003] possibilitam a implementação de materiais compósitos em aplicações offshore de forma normalizada e confiável, acreditando-se assim que estes possam vir a ganhar mais espaço num mercado em crescente expansão permitindo de forma segura a exploração de petróleo em águas ultraprofundas.

2.3.6 Outras aplicações de compósitos na indústria offshore

Numerosas estruturas compósitas, ambas críticas ou secundárias, são consideradas como produtos em potencial para aplicações offshore em águas profundas. Estruturas críticas consistem basicamente de risers e tendões, os quais são mais sensíveis ao aumento na profundidade de exploração. Além destes, praticamente todas as estruturas secundárias em plataformas flutuantes (decks de helicópteros, sistemas de tubulação, unidades de sobrevivência, corrimãos, escadas, etc) podem ser também fabricados de compósitos [TARNOPOL'SKII *et al*, 1999].

No que se refere às estruturas críticas, os sistemas de tendões compósitos para plataformas do tipo TLP são as mais utilizadas, tornando-as competitivas para aplicações em águas profundas e ultraprofundas (Figura 31). Fibras de carbono os provêm leveza, elevada rigidez e resistência, alta resistência à corrosão, excelentes propriedades em fadiga e excelentes características de amortecimento [STORHAUG, 2002]. Além disso, a possibilidade de enrolamento em carretéis destes tendões propicia uma redução no custo de instalação.

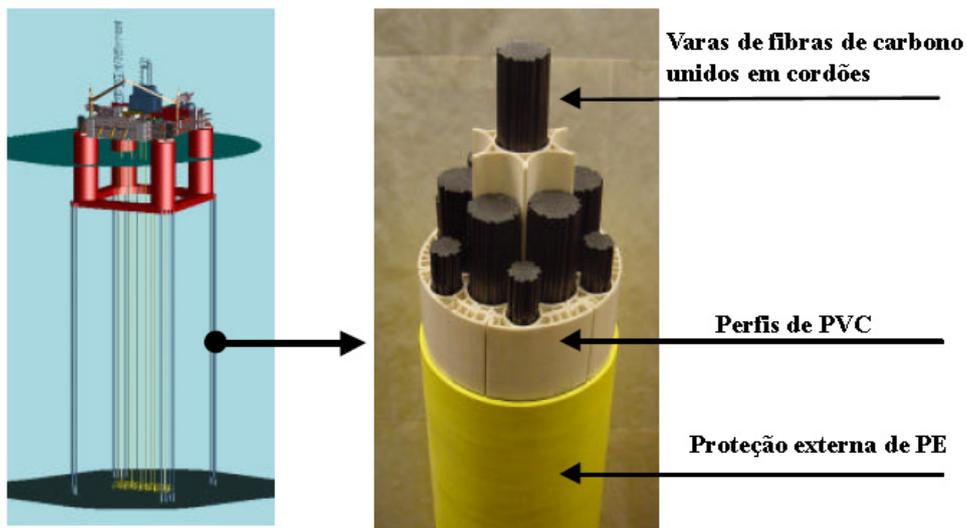


Figura 31 - Tendões de fibra de carbono para aplicação em TLP's [STORHAUG, 2002].

2.4 Modelagem numérica

Os principais métodos de modelagem numérica são: método de elementos finitos e método da diferença finita. O método dos elementos finitos, que será utilizado neste trabalho, oferece meios práticos de se calcular as deformações da estrutura, e as tensões e deformações em estruturas complexas [KOLLÁR, 2003].

A análise por este método consiste de alguns passos principais, sendo eles:

1. Geração da malha de elementos finitos da estrutura a ser analisada (Figura 32);
2. Determinação da matriz de rigidez $[k]$ de cada elemento;
3. Determinação da matriz de rigidez $[K]$ da estrutura pela montagem das matrizes de rigidez;
4. As cargas aplicadas à estrutura são substituídas por um sistema de forças equivalentes de forma que as forças atuem nos pontos nodais;
5. Os deslocamentos dos pontos nodais \mathbf{d} são calculados por:

$$[K].\mathbf{d} = \mathbf{f}, \quad (2.6)$$

onde \mathbf{f} é o vetor de força representando as forças nodais equivalentes aplicadas (Figura 32);

6. O vetor \mathbf{d} é subdividido em subvetores δ , cada δ representando os deslocamentos nodais de um elemento em particular;
7. Os deslocamentos em um ponto dentro do elemento são calculados por:

$$\mathbf{u} = [N].\delta, \quad (2.7)$$

onde o vetor \mathbf{u} representa os deslocamentos e $[N]$ é a matriz de forma dos vetores;

8. As deformações em um ponto dentro dos elementos são calculadas por:

$$\varepsilon = [B].\delta, \quad (2.8)$$

onde $[B]$ é a matriz deformação-deslocamento;

9. As tensões em um ponto dentro do elemento são calculadas por:

$$\sigma = [E].\varepsilon, \quad (2.9)$$

onde $[E]$ é a matriz de rigidez característica do material.

A matriz de rigidez dos elementos, referida no passo 2, é definida por:

$$[k].\delta = \mathbf{f}_e, \quad (2.10)$$

onde \mathbf{f}_e representa as forças atuando nos pontos nodais do elemento. A matriz de rigidez do elemento é dada por:

$$[k] = \int_{(V)} [B]^T . [E] . [B] dV, \quad (2.11)$$

onde V é o volume do elemento.

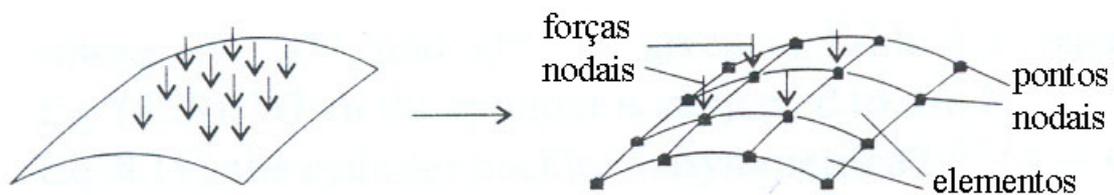


Figura 32 - Estrutura e sua malha de elementos finitos [KOLLÁR, 2003].

Os passos anteriores aplicam-se para estruturas compostas de materiais tanto isotrópicos quanto materiais compósitos. A única diferença entre estruturas compósitas e isotrópicas está na matriz de rigidez do material $[E]$.

3 Testes Experimentais

A seguir são apresentados primeiramente os materiais utilizados nesta dissertação, assim como, a metodologia dos ensaios experimentais realizados; posteriormente são apresentados os procedimentos de produção e preparação dos tubos e os resultados experimentais obtidos.

3.1 Materiais

Foram utilizados resina epóxi Araldite LY 556, à qual é adicionada endurecedor Aradur 917 e acelerador DY070, todos da marca Huntsman[®], e fibras de vidro dos tipos S2 e E Owens Corning[®]. As propriedades dessas fibras e resinas são apresentadas na Tabela 4.

Tabela 4 – Propriedades mecânicas dos tubos, das fibras e da matriz polimérica.

Propriedades Mecânicas Utilizadas para os tubos com fibra de vidro S					
E_1 (GPa) *	G_{12} (GPa)	G_{23} (GPa)	X_T (MPa) *	X_C (MPa) * ¹	ν_{32}
34,10	1,93	1,61	715,60	386,57	0,25

Propriedades Mecânicas Utilizadas para os tubos com fibra de vidro E					
E_1 (GPa) *	G_{12} (GPa)	G_{23} (GPa)	X_T (MPa) *	X_C (MPa) * ¹	ν_{32}
29,20	1,735	1,735	498,10	268,97	0,83

Propriedades das fibras de vidro tipo “S” [LLC, 2000]					
E_{vidro} (GPa)	$\sigma_{\text{resis.}}$ (MPa)	τ_{12} (MPa)	ρ (g/cm ³) * ²	G_{12} (GPa)	ν_f * ^{3,4}
94	3882	72	2,48	38,52	0,22

Propriedades das fibras de vidro tipo “E” [Fonte: Owens Corning [®]]					
E_{vidro} (GPa)	$\sigma_{\text{resis.}}$ (MPa)	τ_{12} (MPa)	ρ (g/cm ³)	G_{12} (GPa)	ν_f * ^{3,4}
80	2560	69,8	2,58	30,00	0,20

Propriedades da resina epóxi [Huntsman’s, 2003]					
E_{resina} (GPa)	$\sigma_{\text{resis.}}$ (MPa)	τ_{12} (MPa)	ρ (g/cm ³) * ²	G_{12} (GPa)	ν_m * ^{3,4}
3,20	88	---	1,31	1,18	0,33

*FARO (2008); *¹LEVI (1995); *²CAMUSSI (2007); *³REEDY (1997); *⁴<http://callisto.my.mtu.edu/MY472/props.html>;

3.2 Metodologia Experimental

3.2.1 Produção do riser compósito

No presente trabalho foi utilizada a máquina de enrolamento filamental microprocessada Tecservice, que funciona com mandris entre 30 e 500 mm de diâmetro

e até 3000 mm de comprimento útil, para produzir risers compósitos, a qual pode ser observada na Figura 33.



Figura 33 – Máquina de enrolamento filamental.

A produção dos tubos foi realizada em um mandril de 4” de diâmetro que é constituído por um tubo de aço que possui um conjunto de cabeças móveis nas pontas para que este possa ser acoplado à máquina de enrolamento filamental e à estufa, e além disso, possa ser retirado facilmente para possibilitar a extração do tubo compósito do mandril.

Para a produção do riser compósito o mandril é colocado na máquina de enrolamento filamental. É aplicado sobre o mandril um líquido desmoldante para facilitar o escorregamento do tubo compósito sobre o mandril. Após esta aplicação e sua uniformização por toda a superfície, uma camada de papel teflon é enrolada no mandril visando garantir a proteção do interior do tubo compósito do mandril, assim como um fácil descolamento do tubo compósito do mesmo (observe a Figura 34).



Figura 34 – Aplicação do teflon sobre o mandril com desmoldante.

A etapa seguinte consiste de aplicar um véu sobre a superfície do tubo para garantir que o interior do tubo seja uniforme e liso. Posteriormente molha-se o véu com

uma leve aplicação de resina, o que garante que o mesmo não apresente partes secas, uma vez que foram observados inúmeros descolamentos do véu do tubo produzido quando esta etapa era suprimida (Figura 35).



Figura 35 – Aplicação do véu sobre o teflon (esquerda) e aplicação de resina sobre o véu (direita).

Após terem sido realizadas estas etapas, despeja-se a resina no banho do carrinho e enrolam-se as fibras no mandril podendo agora ter início o processo de enrolamento. Visto que a técnica de enrolamento filamental permite que infinitas configurações e angulações de camadas compósitas sejam feitas, no presente trabalho considerou-se somente arranjos de camadas compósitas que apresentem a mesma quantidade de camadas aproximadamente circunferenciais e helicoidais.

Estas seguiram a seguinte disposição: metade das camadas aproximadamente circunferenciais estão localizadas na parte interna do tubo, sendo estas seguidas pelas camadas helicoidais e, por fim, pela outra metade das camadas circunferenciais.

Para a produção dos tubos experimentais, as camadas aproximadamente circunferenciais foram sempre mantidas a 88° e as camadas helicoidais a 55° (Figura 36). Durante a produção dos tubos o excesso de resina foi retirado com auxílio de uma espátula e redepositado no banho de resina.

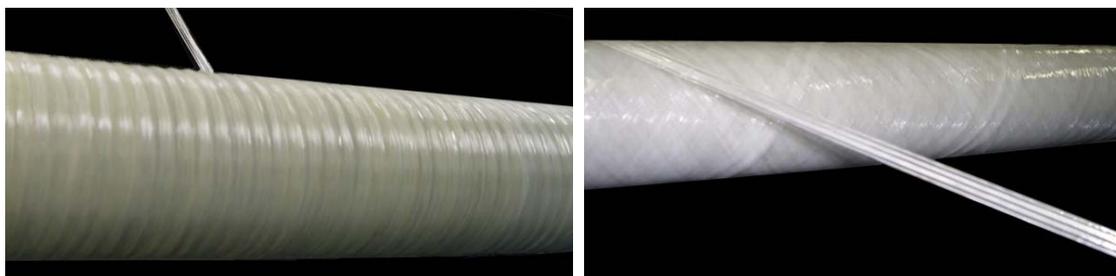


Figura 36 - Produção de camada circunferencial (esquerda) e helicoidal (direita).

Após a produção, o riser é colocado em um forno microprocessado Tecservice por um período de oito horas, sendo as quatro primeiras horas a 80°C e as quatro últimas a 120°C, onde se dá a cura da resina polimérica.

Por fim, é feita a extração do tubo compósito do mandril de aço. Neste processo uma chapa metálica com um furo central de 106 mm é colocada no mandril. Na ponta oposta à localização do tubo compósito passa-se um parafuso de 2,54 mm de diâmetro e 30 cm de comprimento que atravessa o mandril e é rosqueado na ponta por uma rosca. Neste parafuso prende-se uma corrente e um cabo de aço os quais são acoplados a uma talha. O tubo é colocado em posição vertical e preso pela placa metálica a uma superfície rígida (teto do subsolo (demarcado na figura abaixo com o pontilhado)) de forma que ao passo que a mesma vai puxando o tubo metálico, o tubo compósito vai escorregando (Figura 37).

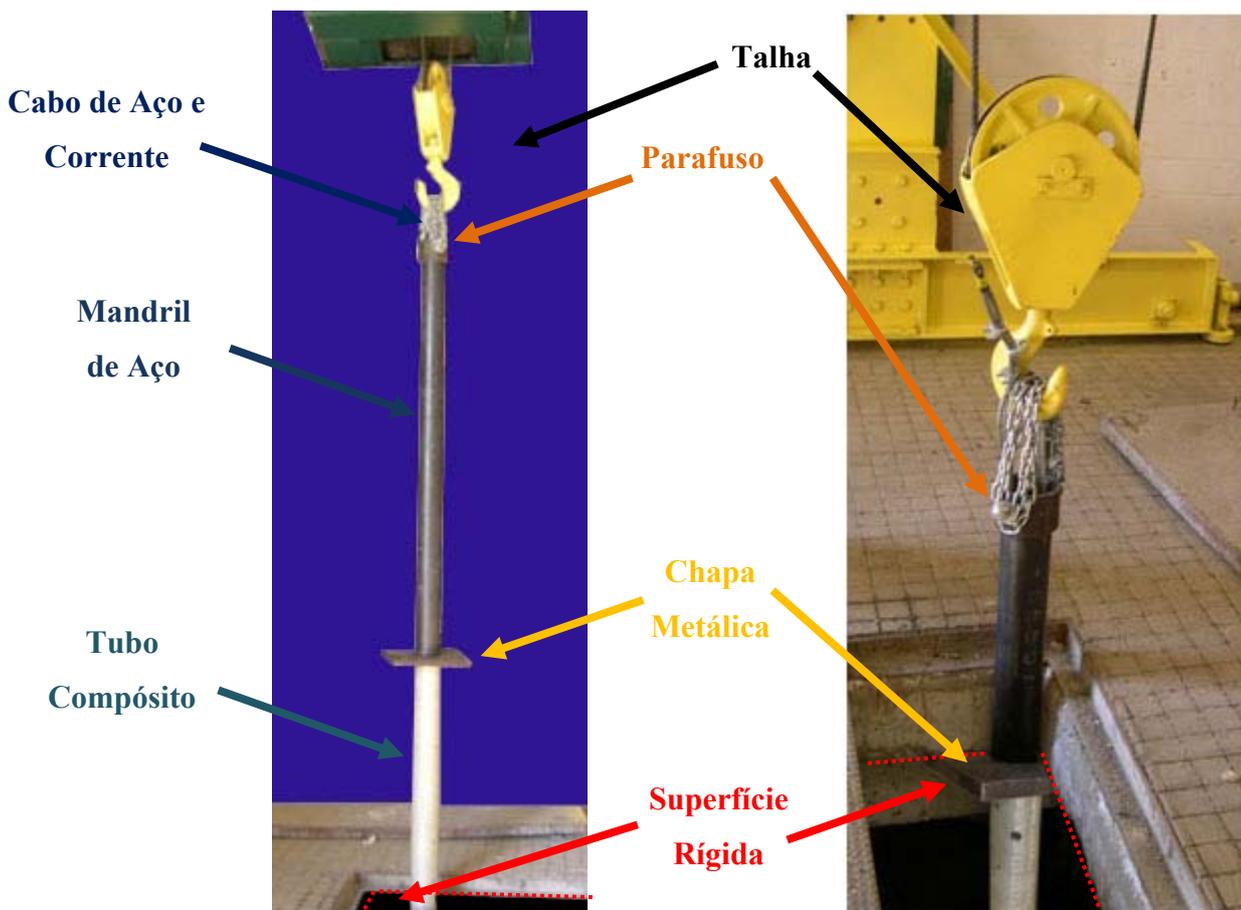


Figura 37 - Extração de tubo.

Depois de o tubo ter sido retirado o mesmo é cortado no tamanho desejado e aplainado nas pontas para que possa ser utilizado no ensaio hidrostático. Os tubos produzidos com vibra do tipo S apresentaram elevada rugosidade e foram torneados, de forma a se obter uma superfície lisa livre de grandes imperfeições, retirando-se o excesso de resina da parte externa, não comprometendo as fibras.

3.2.2 Ensaio hidrostático

Quatro tubos foram produzidos para serem ensaiados hidrostaticamente. Os ensaios hidrostáticos foram realizados no Laboratório de Tecnologia Submarina (LTS) da COPPE/UFRJ.

Os ensaios hidrostáticos foram realizados em uma câmara hiperbárica com 5 m de comprimento e 0,38 m de diâmetro interno, com capacidade máxima para 7500 psi (50 MPa) de pressão (Figura 38).



Figura 38 – Câmara hiperbárica.

Nesses ensaios de pressão externa o tubo é colocado no interior da câmara hiperbárica, que será completamente cheia com água doce. A câmara é pressurizada por uma bomba hidráulica a uma taxa de 100 psi/min até que o duto colapse. Para tal é utilizado uma Bomba Haskel de 30000 psi de capacidade. Para obtenção dos parâmetros obtidos do ensaio é utilizada um sistema de aquisição de dados modelo KTPT014+AQD001(M1), composta de:

- um condicionador de sinais (chasi NISCXI-1000);
- transdutor DRUCK para 15000 psi;
- módulo condicionador de sinais (SCXI-1121);
- computador com programa de aquisição de dados Labview.

Os valores de pressão em função do tempo são armazenados no computador em um arquivo de texto (.txt), a partir do qual pode-se plotar um gráfico Pressão x Tempo e analisar os dados obtidos até a pressão de colapso do tubo.

Os tubos são tamponados nas pontas por cabeças metálicas, que foram vedadas com massa epóxi. Adicionalmente, os tubos recobertos com tinta epóxi para evitar a permeação de água pela superfície.

A partir destes ensaios foram determinadas as pressões de colapso dos dutos compósitos. Desta forma, os valores obtidos experimentalmente puderam ser comparados aos valores encontrados no modelo numérico visando-se estabelecer uma correlação numérico-experimental.

3.2.3 Determinação das propriedades mecânicas

As propriedades mecânicas dos laminados compósitos foram determinadas através de ensaios de tração em uma máquina eletromecânica EMIC modelo DL 10000 com capacidade de 10 kN, localizada no Laboratório de Propriedades Mecânicas do PEMM/COPPE, por FARO (2008) e CAMUSSI (2006). Para tal, laminados compósitos reforçados com fibras de vidro unidirecionais dos tipo-S e tipo-E e matriz de resina epóxi foram preparados.

A partir desses laminados, corpos de prova com fibras orientadas a 0° e 90° em relação ao eixo de tração da máquina foram retirados e ensaiados seguindo a norma ASTM D3039M-95. Os ensaios determinaram as tensões de ruptura (tensões máximas) e módulos de elasticidade do compósito para as duas direções, as quais são apresentadas nas Tabela 4 (citada anteriormente) e Tabela 12 (apresentada no próximo capítulo). O gráfico de tensão versus deformação para um laminado unidirecional de fibras de vidro dos tipos-S e E, orientadas a 0° com relação ao eixo de tração da máquina, pode ser visto na Figura 39.

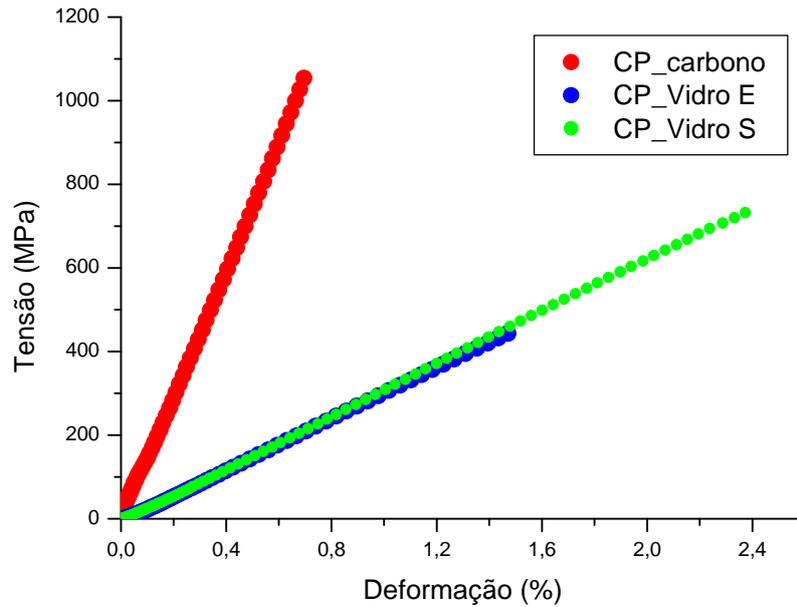


Figura 39 – Curvas tensão (MPa) x deformação (%) para as fibras de vidro do tipo-S, tipo-E e de carbono orientadas à 0° [FARO, 2008].

3.3 Nomenclatura dos modelos

Os tubos produzidos numérica e experimentalmente seguiram a seguinte nomenclatura: os números correspondem à quantidade de camadas; já as letras que procedem aos números correspondem ao tipo de enrolamento utilizado, no caso, **h** para helicoidal e **c** para circunferencial, o número localizado após o símbolo de underscore () corresponde ao ângulo das camadas helicoidais e a letra ao tipo de fibra utilizada, **S** para fibras de vidro do tipo S2 e **E** para fibras de vidro do tipo E. A Figura 40 ilustra tal nomenclatura para um tubo com três seqüências de empilhamento de camadas.

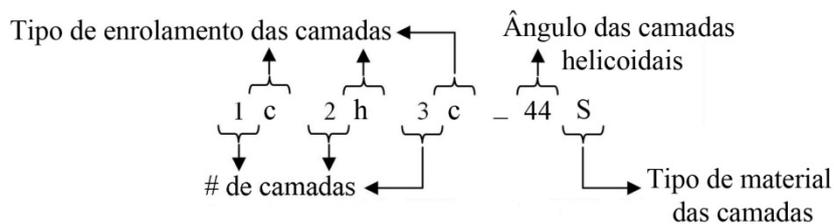


Figura 40 – Nomenclatura dos tubos compostos.

3.4 Procedimentos experimentais

3.4.1 Mapeamento de tubos

Para se determinar os parâmetros e imperfeições geométricas iniciais dos tubos que serão ensaiados hidrostáticamente é necessário que um mapeamento dos mesmos seja feito. Com esse objetivo foram realizadas marcações em sete regiões distribuídas ao longo da direção axial separadas entre si por uma distância de 1,5 diâmetros internos (152,4 mm), sendo que em cada uma delas dez pontos foram analisados ao longo da direção circunferencial (ou seja, a cada 18°). Em ambas as pontas do tubo são feitas medidas de espessura em vinte pontos espaçados entre si de 18°, como pode ser visto na Figura 41.

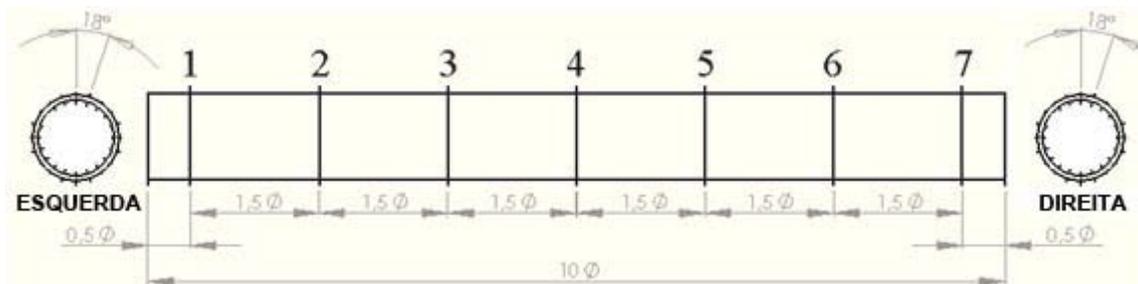


Figura 41 – Mapeamento dos tubos.

A partir dos dados coletados pode-se determinar a ovalização do tubo pela expressão abaixo:

$$\Delta_o = \frac{D_{m\acute{a}x} - D_{m\acute{i}n}}{D_{m\acute{a}x} + D_{m\acute{i}n}} \quad (3.1)$$

onde: Δ_o é a ovalização, $D_{m\acute{a}x}$ e $D_{m\acute{i}n}$ são os diâmetros máximo e mínimo da seção transversal analisada, respectivamente. Também é possível determinar a excentricidade do tubo pela seguinte expressão:

$$\equiv_o = \frac{t_{m\acute{a}x} - t_{m\acute{i}n}}{t_{m\acute{a}x} + t_{m\acute{i}n}} \quad (3.2)$$

onde: \equiv_o é a excentricidade, $t_{m\acute{a}x}$ e $t_{m\acute{i}n}$ são as espessuras máxima e mínima da seção transversal analisada, respectivamente.

Os tubos produzidos possuíam comprimento de 1010 mm (aproximadamente o tamanho de 10 diâmetros). Os valores obtidos das medições de cada seção para os tubos 2c4h2c_55S, 4c8h2c_55S, 8c8h_55E e 2c4h4c4h2c_55E, assim como a média dos valores de espessura (nas pontas do tubo (lado esquerdo e direito)) e diâmetro (das sete

seções intermediárias), média da espessura das camadas compósitas, ovalização média (Δ_o), excentricidade (Ξ_o) e a razão diâmetro/espessura (D/t) são listados nas Tabelas 5, 6, 7 e 8, respectivamente.

Tabela 5 – Parâmetros geométricos do tubo compósito 2c4h2c_55S.

Ângulo\Seções	ESQUERDA	Seção 1	Seção 2	Seção 3	Seção 4	Seção 5	Seção 6	Seção 7	DIREITA
Valores médios das seções	5,30	113,26	113,00	113,12	112,87	112,95	113,09	113,32	5,45
Espessura média das camadas	0,660	0,735	0,725	0,739	0,729	0,741	0,756	0,776	0,680
Δ_o	---	0,13%	0,09%	0,04%	0,13%	0,22%	0,18%	0,26%	---
Ξ_o	4,76%	1,29%	0,88%	0,43%	1,33%	2,22%	1,74%	2,56%	3,72%
D/t	---	21,08	21,03	21,05	21,01	21,02	21,05	21,09	---

Tabela 6 – Parâmetros geométricos do tubo compósito 4c8h2c_55S.

Ângulo\Seções	ESQUERDA	Seção 1	Seção 2	Seção 3	Seção 4	Seção 5	Seção 6	Seção 7	DIREITA
Valores médios das seções	9,31	121,25	117,91	117,85	117,5	117,51	117,78	117,74	7,20
Espessura média das camadas	0,665	0,706	0,590	0,591	0,582	0,586	0,599	0,601	0,515
Δ_o	---	0,21%	0,30%	0,30%	0,30%	0,38%	0,17%	0,25%	---
Ξ_o	3,23%	1,27%	2,15%	2,15%	2,21%	2,84%	1,23%	1,86%	2,44%
D/t	---	14,69	14,28	14,28	14,23	14,23	14,27	14,26	---

Tabela 7 – Parâmetros geométricos do tubo compósito 8c8h_55E.

Ângulo\Seções	ESQUERDA	Seção 1	Seção 2	Seção 3	Seção 4	Seção 5	Seção 6	Seção 7	DIREITA
Valores médios das seções	4,01	109,73	109,74	109,41	109,45	109,39	109,37	109,31	3,93
Espessura média das camadas	0,251	0,257	0,261	0,253	0,258	0,259	0,262	0,263	0,246
Δ_o	---	0,23%	0,27%	0,18%	0,23%	0,41%	0,18%	0,18%	---
Ξ_o	4,49%	3,07%	3,70%	2,56%	3,18%	4,46%	2,56%	2,60%	6,52%
D/t	---	27,61	27,62	27,53	27,54	27,52	27,52	27,51	---

Tabela 8 – Parâmetros geométricos do tubo compósito 2c4h4c4h2c_55E.

Ângulo\Seções	ESQUERDA	Seção 1	Seção 2	Seção 3	Seção 4	Seção 5	Seção 6	Seção 7	DIREITA
Valores médios das seções	5,26	112,92	112,6	112,68	112,63	112,73	112,62	112,7	4,86
Espessura média das camadas	0,329	0,357	0,350	0,356	0,357	0,363	0,363	0,369	0,304
Δ_o	---	0,27%	0,18%	0,27%	0,31%	0,36%	0,13%	0,22%	---
Ξ_o	3,99%	2,65%	1,82%	2,73%	3,20%	3,64%	1,36%	2,26%	3,41%
D/t	---	22,31	22,25	22,27	22,26	22,28	22,25	22,27	---

É notável pelas medições a diferença de espessura entre um tubo de fibra de vidro do tipo E e S, onde os tubos com fibra S chegam a apresentar espessuras duas vezes maiores que as dos tubos de fibra E. Este fato está associado à quantidade de fios encontrados nos filamentos de fibra, sendo este número muito maior para a fibra de vidro do tipo S. Também pode ser observado, para os dois tubos produzidos com fibra do tipo S, que as espessuras médias das camadas nas pontas dos tubos são menores. Isto porque, estes tubos foram torneados para se retirar o excesso de rugosidade da superfície causado pelo acúmulo de resina em certos pontos. Como o ajuste da profundidade de torneamento é feito manualmente pelo torneiro mecânico, as extremidades foram utilizadas para este fim, visando-se retirar o máximo de excesso de resina possível sem que as fibras fossem atingidas.

3.4.2 Preparação dos tubos para o ensaio hidrostático

Os tubos produzidos após terem sido mapeados podem ser preparados para os ensaios hidrostáticos. Para tal o tubo deve ser tamponado nas pontas por cabeças de vedação (Figura 42). Sendo assim, as bordas do tubo e as cabeças de vedação são lixadas e limpas com álcool para garantir que a massa epóxi utilizada venha a aderir nas superfícies dos mesmos.



Figura 42 - Cabeças de vedação.

Uma vez estando a superfície limpa e completamente seca, espalha-se a massa epóxi nas cabeças e no interior do tubo (somente até a profundidade da cabeça, cerca de 10 cm) e coloca-se as cabeças nas pontas do tubo de forma que as mesmas fiquem bem alinhadas com o tubo, certificando-se de que não se está arrancando a massa da parede do tubo. A massa é posta para curar a temperatura ambiente por 24 horas (Figura 43).

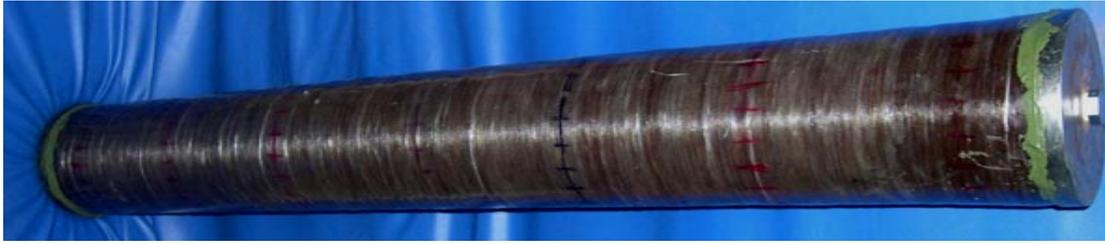


Figura 43 - Cabeças fixadas com massa epóxi.

Após a massa estar completamente curada aplica-se uma camada de tinta epóxi ao longo de toda a superfície do tubo, o que irá garantir que a água da câmara hiperbárica não vá permear pela superfície do tubo e pela junção cabeça-tubo (Figura 44).



Figura 44 - Aplicação de tinta epóxi na superfície do tubo.

Tal preparação é fundamental para que um ensaio hidrostático seja bem sucedido, pois se o tubo não for bem vedado irá ocorrer a penetração de água no interior do tubo e o resultado será mascarado, apresentando uma queda de pressão durante o ensaio antes do colapso real do duto.

3.4.3 Determinação da fração volumétrica de fibra e resina do compósito

Para se determinar a fração volumétrica de fibra e de resina dois métodos experimentais foram utilizados: o método da queima para determinação da fração em massa de fibras (W_f) e o método de diferença de volume para determinação da densidade do compósito (ρ_{comp}).

A densidade do compósito deve ser determinada inicialmente e para isso faz-se uso de um picnômetro, que é completamente preenchido com água e pesado em uma balança analítica. Posteriormente, insere-se uma pequena amostra do tubo compósito no picnômetro e pesa-se este conjunto. Com esses dados, o volume de água deslocado pelo compósito é determinado e, após a pesagem da amostra de compósito, a densidade pode ser calculada.

Uma vez tendo sido feitas tais medidas, as amostras são queimadas a 400 °C por um período de quatro horas, de modo que ao fim do processo restem somente as fibras. Essas são pesadas e através da fórmula abaixo, determina-se a fração volumétrica de fibra:

$$V_f = \frac{W_f \rho_{comp}}{\rho_f} = \frac{m_f \rho_{comp}}{m_{comp} \rho_f} \quad (3.3)$$

onde: V_f é a fração volumétrica de fibra, W_f é a fração em massa de fibras, m_f e m_{comp} são as massas de fibra e compósitos, respectivamente, e, ρ_f e ρ_{comp} são as densidades da fibra e do compósito, respectivamente.

Para se determinar a fração volumétrica de resina (V_m) a seguinte equação é utilizada:

$$V_m = 1 - V_f \quad (3.4)$$

Os valores obtidos das frações volumétricas de fibra e resina para os quatro tubos produzidos são listados na Tabela 9 abaixo.

Tabela 9 – Frações volumétricas de fibras e resinas dos tubos produzidos.

Amostra	Fração volumétrica de fibra (V_f)	Fração volumétrica de resina (V_m)	Densidade do compósito (g/mL)
2c4h2c_55S	0,45	0,55 ± 0,005	1,76 ± 0,038
4c8h2c_55S	0,42	0,58 ± 0,002	1,71 ± 0,018
8c8h_55E	0,45	0,55 ± 0,001	1,79 ± 0,024
2c4h4c4h2c_55E	0,41	0,59 ± 0,004	1,69 ± 0,041

Pode-se observar que a fração volumétrica de fibras e a densidade dos tubos reforçados com fibras vidro do tipo-S e tipo-E é aproximadamente igual para todos os tubos produzidos. Para se verificar a dispersão dos resultados, o coeficiente de variação (CV), ou seja, desvio padrão dividido pela média, foi utilizado. Os coeficientes de variação dos tubos para a fração volumétrica de fibra e densidade apresentaram erros máximos de 1,21 % e 2,44 %, respectivamente, o que demonstra a precisão da metodologia empregada.

3.5 Resultados dos ensaios hidrostáticos

Foram produzidos inicialmente dois tubos compósitos com fibra de vidro do tipo-S2 com angulações e seqüências de empilhamento de camadas iguais e espessuras diferentes. Visando-se obter uma base mais ampla de dados para a correlação numérico-experimental, dois outros tubos foram produzidos com fibras de vidro do tipo E, tendo os mesmos 16 camadas e angulações iguais às dos tubos com fibras do tipo-S2, mas apresentando diferentes seqüências de empilhamento.

O primeiro tubo fabricado apresentava: as 2 primeiras e as 2 últimas camadas compósitas enroladas circunferencialmente a 88° , e as 4 camadas intermediárias enroladas helicoidalmente a $\pm 55^\circ$ (2c4h2c_55S). O mesmo apresentou razão $D/t = 21,05$ (onde: D = diâmetro e t = espessura).

O tubo apresentou pressão de colapso igual a 7,90 MPa e os valores obtidos do ensaio foram plotados em um gráfico Pressão (MPa) versus Tempo (s), como pode ser observado na Figura 45 abaixo.

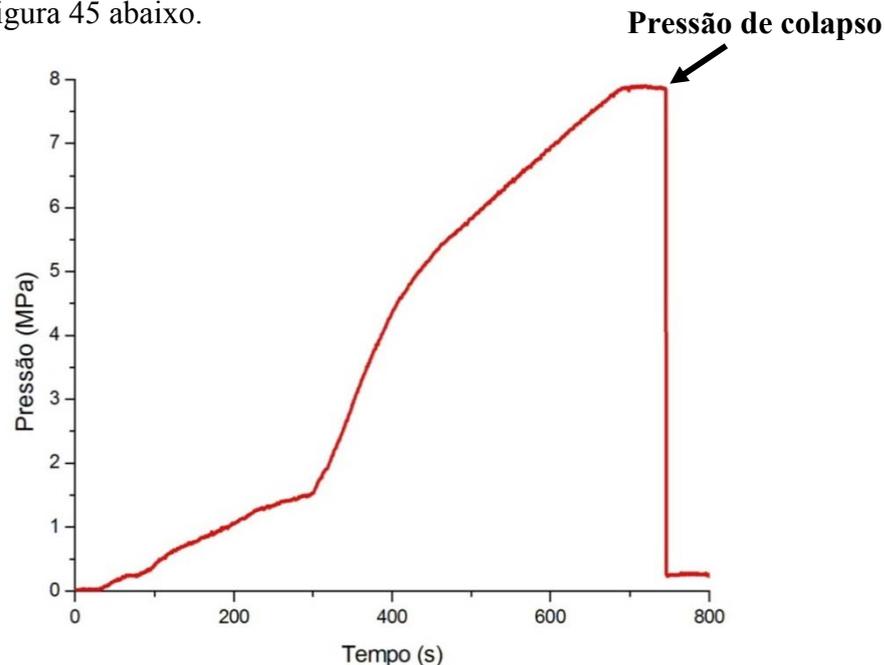


Figura 45 - Gráfico Pressão (MPa) x Tempo (s) obtido experimentalmente para o tubo 2c4h2c_55S.

A Figura 46 mostra o tubo antes e depois do ensaio. Pode ser observado na Figura 47 que as camadas externas enroladas a 88° falharam por cisalhamento ao longo da direção 2, uma vez que as mesmas encontram-se sob um carregamento compressivo na superfície, e se descolam das camadas a $\pm 55^\circ$ que permaneceram intactas, exceto na

região onde ocorreu o colapso do tubo (Figura 46 inferior à esquerda) em que estas se romperam e se deslocaram para fora. Devido à ovalização sofrida pelo tubo observou-se também fratura parcial das fibras ao longo da direção 3.



Figura 46 – Tubo 2c4h2c_55S antes (superior) e depois (inferior) do ensaio hidrostático.

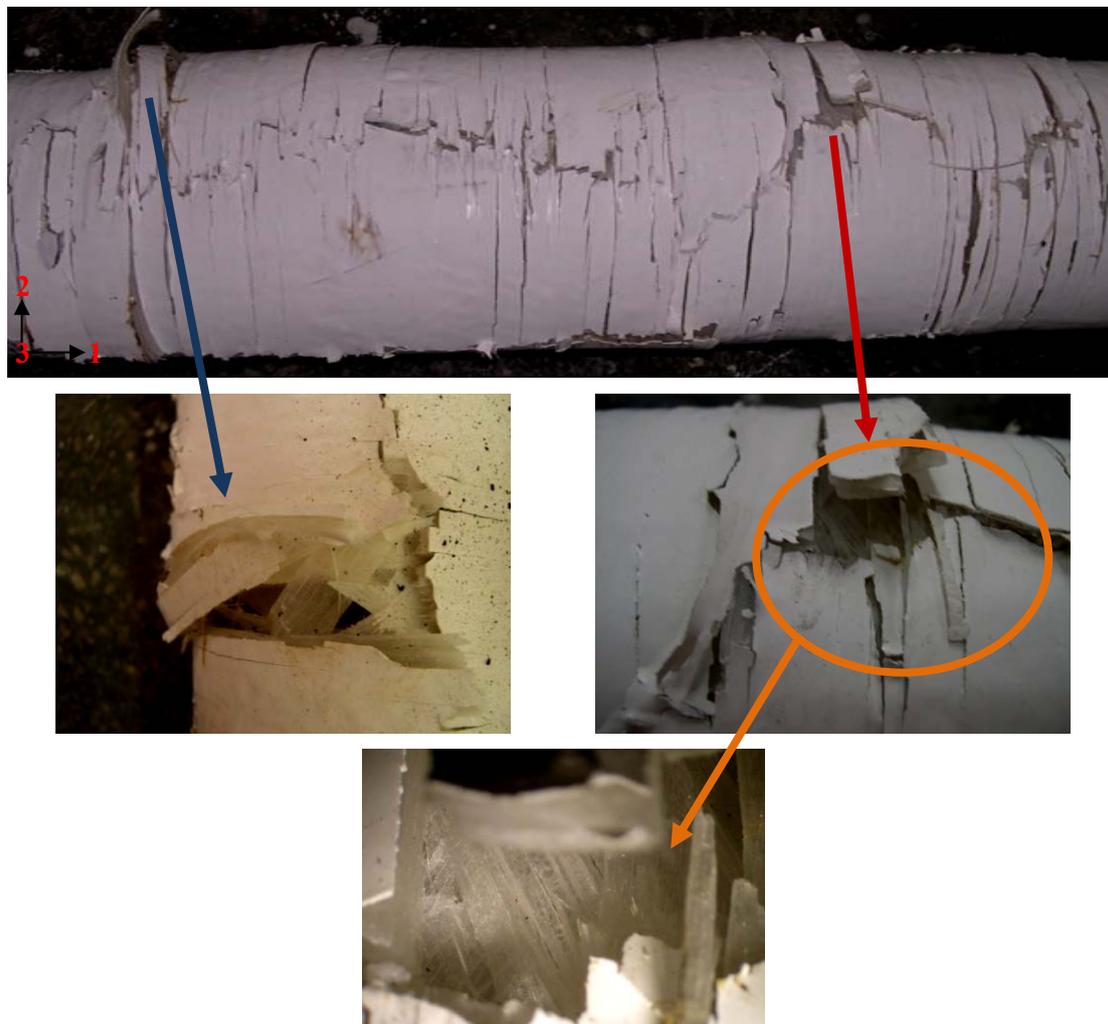


Figura 47 – Detalhes da fratura do tubo 2c4h2c_55S: à esquerda, o local onde ocorreu a explosão do tubo; à direita, detalhe de uma fratura observada ao longo do tubo e abaixo um detalhe da zona demarcada.

No interior do tubo observa-se que as fibras a 88° se fletem para o interior e falham no centro onde as tensões cisalhantes e deformações de membrana e de flexão são máximas, apresentando o tubo um modo de falha semelhante ao tipo U, como pode ser observado na Figura 48.



Figura 48 – Modo de falha do tipo U no tubo compósito 2c4h2c_55S: falhas no interior.

O segundo tubo produzido apresentava 14 camadas, tendo: as 4 primeiras camadas compósitas enroladas circunferencialmente a 88°, as 8 camadas intermediárias enroladas helicoidalmente a $\pm 55^\circ$ e as 2 últimas camadas enroladas circunferencialmente a 88° (4c8h2c_55S). O mesmo apresentou razão $D/t = 14,32$.

O tubo apresentou pressão de colapso igual a 17,40 MPa, como pode ser observado na curva Pressão (MPa) versus Tempo (s) plotada na Figura 49 abaixo.

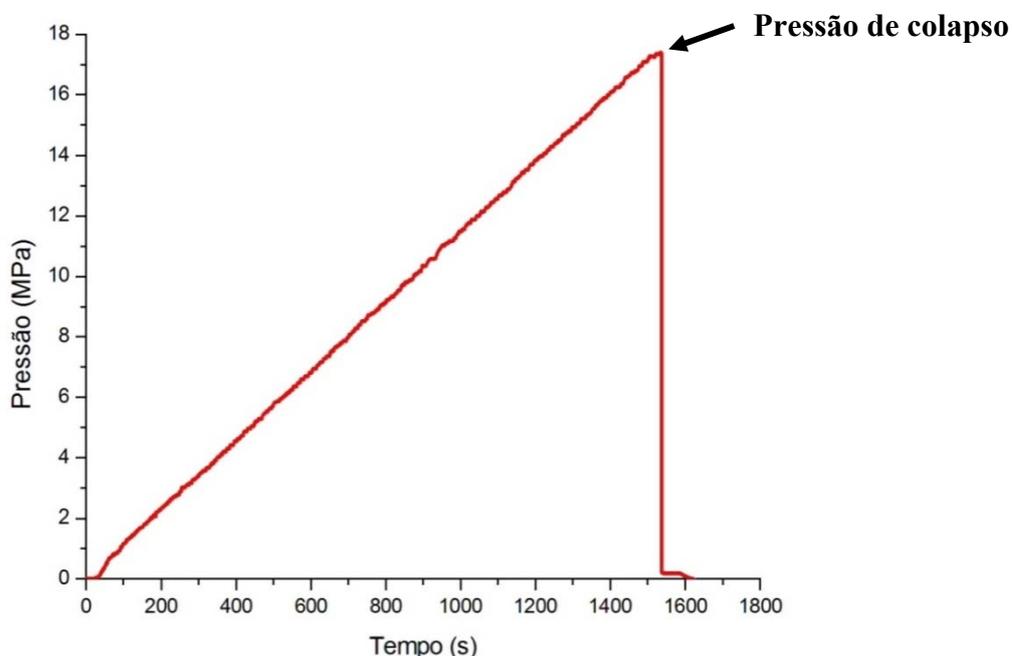


Figura 49 – Gráfico Pressão (MPa) x Tempo (s) obtido experimentalmente para o tubo 4c8h2c_55S.

A Figura 50 mostra o tubo após o colapso. Assim como no primeiro tubo ensaiado, foi observada a ruptura das fibras enroladas a 88° por cisalhamento e seu

descolamento das camadas helicoidais (delaminação entre as camadas helicoidais e circunferenciais).



Figura 50 – Tubo 4c8h2c_55S após ensaio hidrostático.

A Figura 51 ilustra como ocorreram as falhas das camadas compósitas. Foi observado ao longo do tubo a flexão para dentro e ovalização do mesmo de forma que as camadas compósitas a 88° romperam por cisalhamento na parte superior (direção 2) e as camadas a 88° e 55° romperam conjuntamente devido à excessiva deformação por flexão e de membrana das fibras na lateral (direção 3).





Figura 51 – Detalhes das fraturas do tubo 4c8h2c_55S. Nas figuras centrais (1 e 2) pose-se ver o rompimento das fibras circunferenciais; na última figura (3) observa-se o rompimento das camadas circunferenciais e helicoidais conjuntamente.

O tubo apresentou modo de falha do tipo U como pode ser confirmado na Figura 52 abaixo. Pode-se ver que as camadas internas a 88° fletem-se para dentro do tubo, uma vez que após ter ocorrido a falha localizada em algum ponto externo do compósito, a água penetrou pelas camadas, acumulando-se na superfície das camadas a 88° internas, causando a o colapso das camadas internas, restringido pelas camadas externas, as quais vêm à fraturar devido à excessiva deformação de flexão e de membrana.

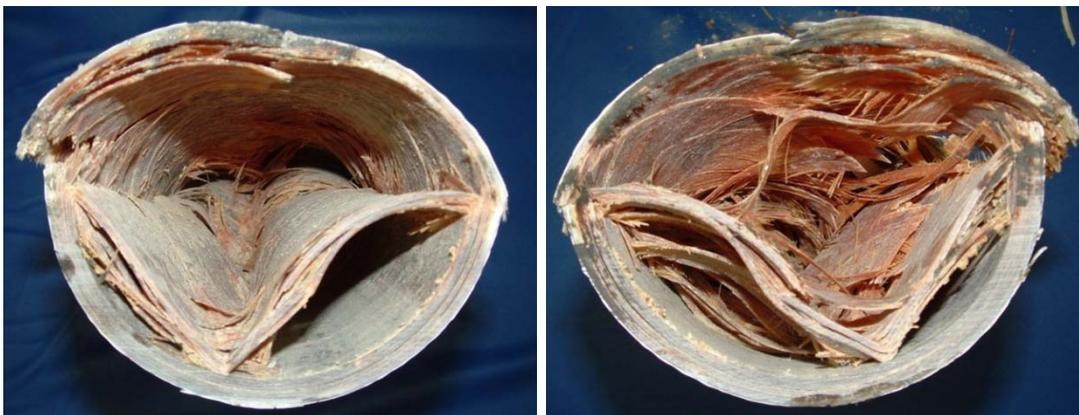


Figura 52 – Modo de falha do tipo U no tubo compósito 4c8h2c_55S: corte perpendicular ao tubo.

O terceiro tubo produzido apresentava a seguinte seqüência de empilhamento: 8 camadas internas enroladas circunferencialmente a 88° e 8 camadas externas enroladas a $\pm 55^\circ$. O mesmo apresentou razão $D/t = 27,55$.

O tubo apresentou pressão de colapso, relativamente baixa, igual a 1,45 MPa, como pode ser observado na curva Pressão (MPa) versus Tempo (s) plotada na Figura 52 abaixo.

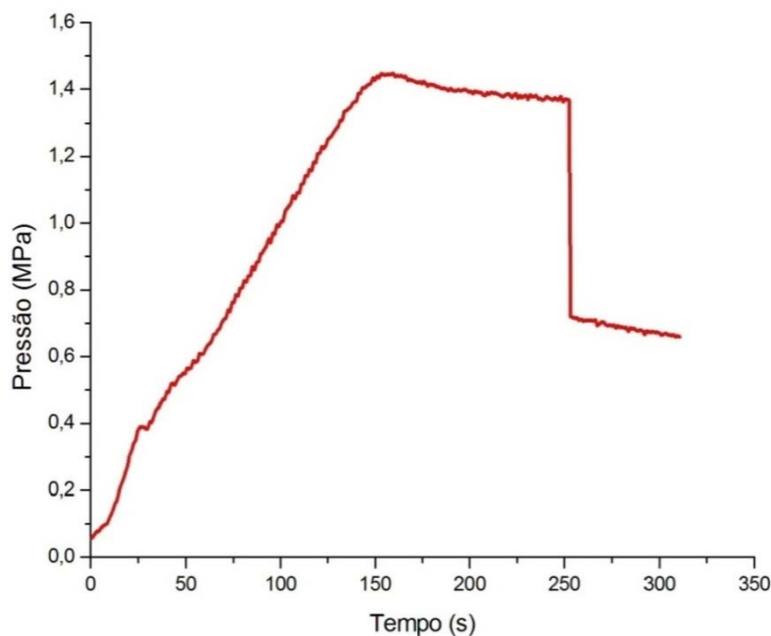


Figura 53 – Gráfico Pressão (MPa) x Tempo (s) obtido experimentalmente para o tubo 8c8h_55E.

A Figura 54 mostra o tubo após o ensaio, já cortado ao meio. Como pode ser visto, não há o rompimento das camadas como observado nos outros tubos, uma vez que não houve o colapso. Porém, observa-se a presença de defeitos paralelos às fibras enroladas à $\pm 55^\circ$ e à 88° .

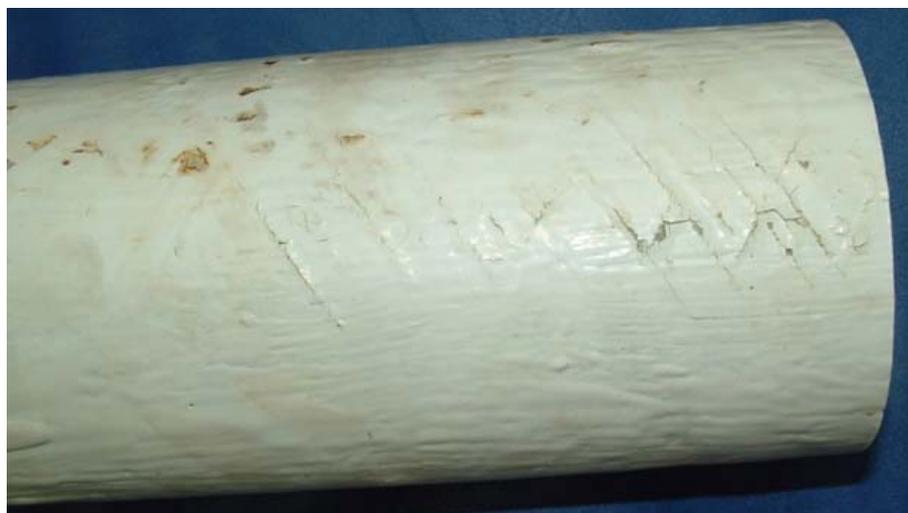


Figura 54 – Tubo 8c8h_55E após ensaio hidrostático.

Na Figura 55 podem ser observados detalhes das trincas internas e externas. Para um maior detalhamento das trincas externas, a camada de tinta epóxi foi removida com uma lixa fina. Foi verificado que o tubo apresentou um leve ovalização, demonstrando que o mesmo resistiu à pressão até que, ao chegar próximo de 1,4 MPa (como pode ser

visto no gráfico da Figura 53), iniciou-se a nucleação e propagação de trincas levando à permeação de água através das trincas passantes.

Tal fato pode ser atribuído à ausência do enrolamento circunferencial externo, o qual mantém as fibras enroladas helicoidalmente unidas e confinadas entre camadas que possuem uma maior tensão de enrolamento. Isto porque, no enrolamento circunferencial as faixas de fibra são tensionadas principalmente pela rotação do mandril. Já no enrolamento helicoidal, apesar de o tensionamento também ser realizado principalmente pelo mandril, sua tensão está relacionada com o atrito da faixa da camada que está sendo enrolada e a(s) camada(s) imediatamente abaixo, e com a velocidade do carrinho.

Além disso, podem ser observadas grandes trincas entre as faixas enroladas a $\pm 55^\circ$ as quais podem ter sido causadas por excessivas tensões cisalhantes locais entre as camadas helicoidais o que levou ao rompimento das fibras e à falha prematura da matriz localmente, e não do compósito como um todo (Figura 55 esquerda). Nas camadas circunferenciais localizadas imediatamente abaixo às trincas das camadas a $\pm 55^\circ$ foi notado o rompimento de algumas fibras e crescimento de trincas ao longo da direção circunferencial, paralelamente às fibras a 88° (Figura 55 direita).



Figura 55 – Detalhes das fraturas observadas no tubo 8c8h_55E: trincas externas (esquerda) e trincas internas (direita).

O quarto tubo produzido apresentava cinco empilhamentos, totalizando 16 camadas, sendo: as 2 primeiras camadas enroladas circunferencialmente a 88° , 4 camadas enroladas helicoidalmente a $\pm 55^\circ$, 4 camadas enroladas circunferencialmente a

88°, 4 camadas enroladas helicoidalmente a $\pm 55^\circ$ e as 2 últimas camadas enroladas circunferencialmente a 88°. O mesmo apresentou razão $D/t = 22,27$.

O tubo apresentou pressão de colapso igual a 4,65 MPa, como pode ser observado na curva Pressão (MPa) versus Tempo (s) plotada na Figura 56 abaixo.

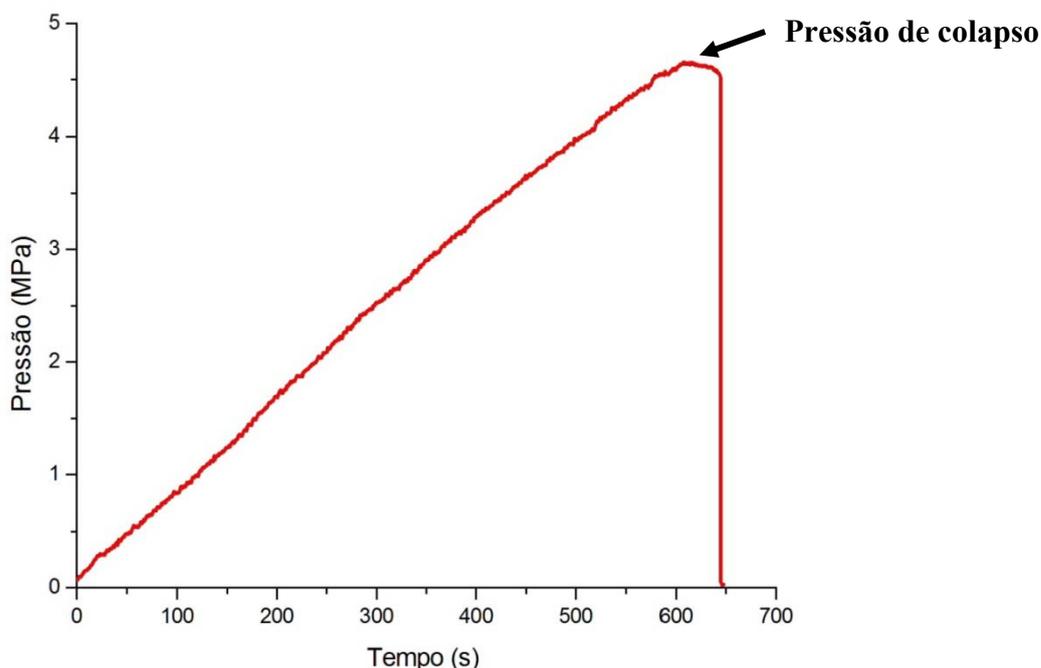


Figura 56 – Gráfico Pressão (MPa) x Tempo (s) obtido experimentalmente para o tubo 2c4h4c4h2c_55E.

A Figura 57 mostra o estado do tubo após o ensaio hidrostático. Nela pode-se observar que as camadas externas fraturaram ao longo da direção 3, devido à ovalização do tubo causado pela pressão externa, o que acarreta elevadas deformações de membrana e de flexão, levando à falha do compósito, assim como observado para os tubos 2c4h2c_55S e 4c8h2c_55S.



Figura 57 - Tubo 2c4h4c4h2c_55E após ensaio hidrostático.

Pode ser observado também o rompimento das fibras em um ponto no centro do tubo, na direção 2, onde ocorreu o colapso (Figura 58). Nesta região observa-se dentro do tubo o rompimento e descolamento das camadas helicoidais (Figura 58 direita). No

interior do tubo também se observa o rompimento das camadas enroladas a 88° na parte de trás da região que apresentou rompimento das fibras a $\pm 55^\circ$ (Figura 58). Nesta, as fibras dobram-se para dentro, fraturando no centro, onde as deformações de flexão e de membrana, assim como na parte externa, também são máximas.

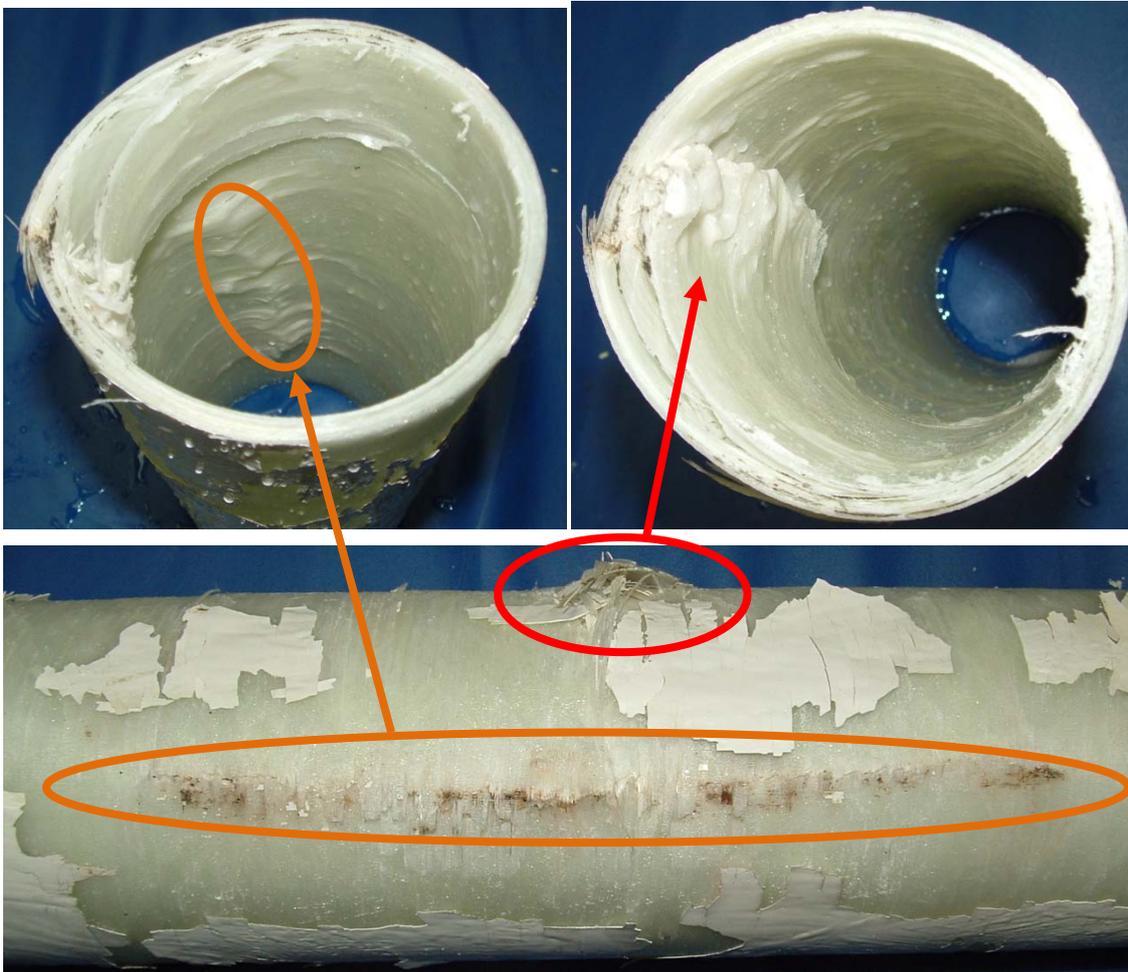


Figura 58 – Detalhes das fraturas no tubo 2c4h4c4h2c_55E: falhas na camada circunferencial interna ao longo da direção axial (esquerda) e falha ocorrida na região do colapso (direita).

4 Análise Numérica

Neste capítulo são apresentados e explicados os parâmetros da modelagem e critérios de falha utilizados na análise numérica, assim como, a determinação das propriedades de entrada necessárias ao programa ABAQUS®, estudo de sensibilidade da malha e os resultados numéricos obtidos; e, por fim, uma correlação numérico-experimental é estabelecida.

O método numérico de elementos finitos foi utilizado visando reproduzir os testes experimentais realizados e, posteriormente, com o modelo calibrado, a realização de um estudo paramétrico para determinação da melhor angulação, seqüência de empilhamento e quantidade de camadas compósitas necessárias para se resistir à aplicação de uma pressão externa pré-estabelecida. Para tal o programa ABAQUS® versão 6.6 foi utilizado. Nesta técnica o objeto em estudo é dividido em um número finito de elementos, cujo conjunto caracteriza a malha de elementos.

Os elementos são constituídos de conjuntos de nós que podem se localizar nos vértices, arestas e interior dos elementos. Foram utilizados elementos sólidos 3D quadráticos contínuos com vinte e sete nós (C3D27) e elementos de casca contínuos com 8 nós e integração reduzida (SC8R), todos com três graus de liberdade por nó (deslocamentos nas direções 1, 2 e 3) como pode ser observado na Figura 59 [ABAQUS, 2006].

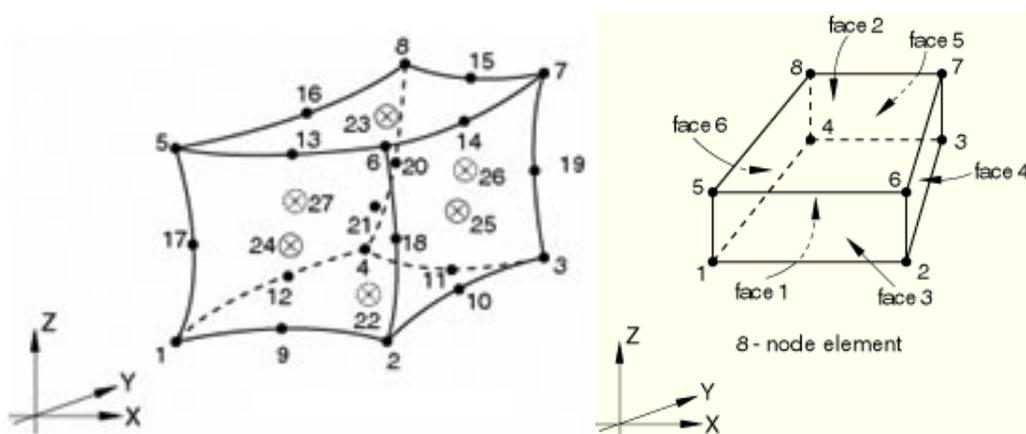


Figura 59 – Elemento C3D27 (o nó 21 localiza-se no centro do elemento) e SC8R, da esquerda para direita [ABAQUS, 2006].

Para uma redução do custo computacional, quando as estruturas analisadas apresentam alguma simetria ao longo de um, dois ou três eixos, é possível simplificar o

modelo, respectivamente, para $\frac{1}{2}$, $\frac{1}{4}$ ou $\frac{1}{8}$ do total. Sendo assim, os dutos foram discretizados simplificadaamente como anéis com simetria nos planos XY (ou 1-2), YZ (ou 2-3) e XZ (ou 1-3) sendo incorporado na modelagem da malha uma ovalização de acordo com os casos estudados ao longo de toda a direção axial, para os modelos numéricos usados no estudo paramétrico. Essa ovalização inicial (Δ_0) é aplicada ao modelo adicionando-se um deslocamento radial inicial às coordenadas originais dos nós dos elementos da malha (w_0) através da seguinte equação [JUNIOR, 2006]:

$$w_0 = -\frac{D}{2}\Delta_0 e^{-\beta\left(\frac{\pi}{D}\right)^2} \cos(2\theta) \quad (4.1)$$

onde: D é o diâmetro externo do tubo composto, β é um parâmetro exponencial (variando entre 0,1 e 1; nas análises dessa dissertação foi usado o valor 0,1), θ é a coordenada polar de um determinado nó ($0^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$).

Na simulação dos testes experimentais, a ovalização utilizada foi determinada por medições dos tubos, como será visto adiante. A Figura 60 ilustra as condições de simetria impostas no modelo.

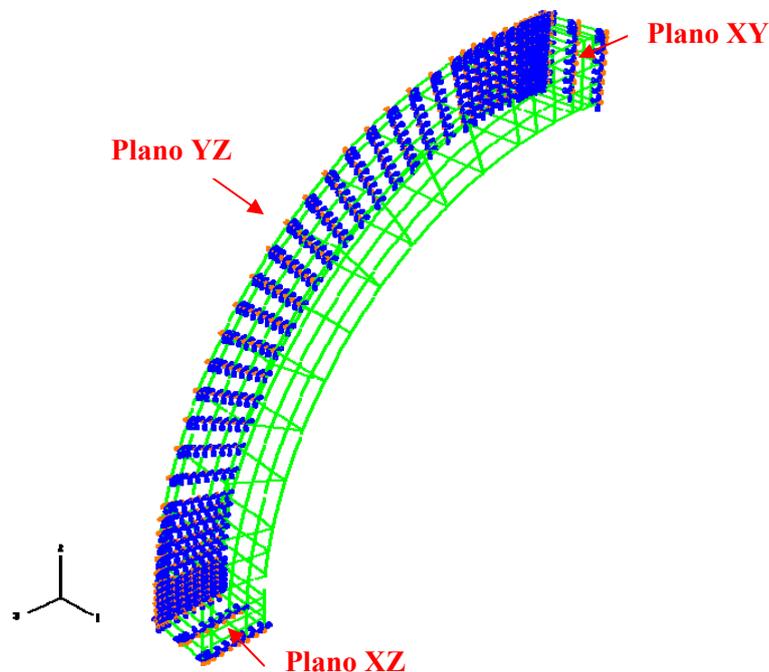


Figura 60 – Planos de simetria dos modelos (em azul).

Esses elementos permitem a modelagem de um material composto uma vez que podem ser criadas camadas compósitas (também chamadas de seções sólidas de

compósito pelo programa) com orientações, propriedades e espessuras diferentes, podendo ainda cada uma delas possuir uma quantidade diferenciada de pontos de integração ao longo da espessura, fornecendo um resultado mais preciso para cada camada (no caso de elementos sólidos 3D).

Para a definição de uma seção sólida de compósito, a espessura, o número de pontos de integração na espessura (também chamados de pontos da seção pelo programa), o nome do material e orientação associados a cada camada devem ser especificados no arquivo de entrada (input file, *.inp*). As camadas de material podem ser empilhadas ao longo de qualquer uma das três coordenadas isoparamétricas, sendo estas dispostas paralelamente umas às outras. Neste trabalho as camadas foram empilhadas ao longo da direção 3 ou radial, como exemplifica a Figura 61 abaixo.

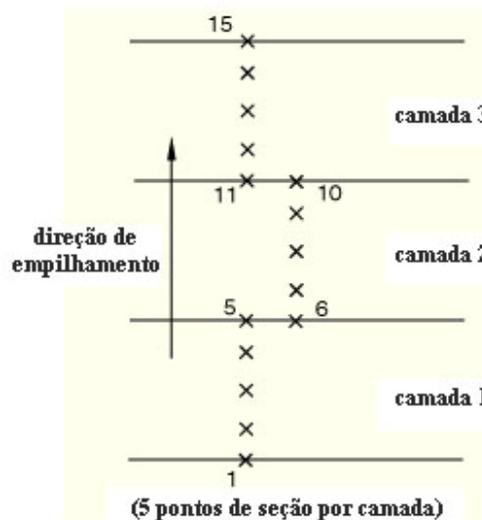


Figura 61 – Numeração dos pontos de seção (x) em um elemento sólido ou de casca compósito composto de três camadas.

Para que o modelo funcione corretamente devem-se gerar elementos com a espessura igual à espessura total das camadas de compósito que estarão localizadas dentro deste elemento. A geração desses elementos foi feita através de um gerador de malha escrito em linguagem FORTRAN®. A espessura de cada camada pode ser diferente dentro de um elemento como mostra a Figura 62.

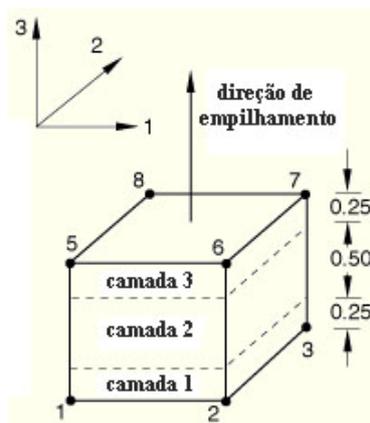


Figura 62 – Seção sólida de compósito com camadas de diferentes espessuras em um mesmo elemento empilhadas na direção 3.

As análises numéricas aqui estudadas permitem a determinação da Primeira Tensão de Falha (First Ply Failure, FPF) que é, como o próprio nome diz: a tensão com que ocorre a primeira falha em uma camada de compósito, não sendo esta necessariamente a pressão de colapso do duto. Para tal, faz-se uso de uma sub-rotina externa (UVARM) a qual é executada juntamente ao programa ABAQUS® e determina através do critério de falha LaRC03 os elementos que falharam durante a análise em um arquivo de saída. Este critério não considera a falha progressiva do material.

Para a determinação da pressão de colapso, dois modelos foram considerados: no primeiro o material é modelado baseado em um modelo de danos para materiais compósitos reforçados por fibras disponível no ABAQUS® o qual é baseado nos trabalhos de MATZENMILLER *et al* (1995), HASHIN e ROTEM (1973), HASHIN (1980) e CAMANHO e DÁVILA (2002). Porém, este só funciona para modelos com elementos de casca contínua, membrana e de estado plano de tensão. No segundo, o material é modelado utilizando-se um modelo de dano alternativo o qual é baseado no modelo proposto por LINDE *et al* (2004) e implementado na sub-rotina UMAT, podendo ser utilizado para todos os elementos. Esses critérios serão explicados adiante com maiores detalhes.

O carregamento predominante nos modelos elaborados é de pressão externa, a qual é aplicada na superfície dos elementos da camada mais externa de compósito. Porém, em virtude do tamponamento dos tubos ensaiados hidrosticamente (há a aplicação de pressão nas tampas), também é aplicado um carregamento na direção axial

na superfície lateral dos elementos ao longo da espessura. A pressão que é aplicada nesses elementos é dada por:

$$P_{axial} = \frac{\left(\frac{P_0 \pi D_e^2}{4}\right)}{\left(\frac{\pi D_e^2}{4}\right) - \left(\frac{\pi D_i^2}{4}\right)} = \frac{P_0 D_e^2}{D_e^2 - D_i^2} \quad (4.2)$$

onde P_0 é o valor de pressão aplicada externamente na superfície do modelo, D_e e D_i são os diâmetros externo e interno, respectivamente.

Como citado anteriormente, todos os dados utilizados pelo programa de elementos finitos são inseridos em um arquivo de entrada (input file, *.inp*). Já os dados obtidos das análises são listados em arquivos de saída de dados (output data file, *.dat* e *.fil*) os quais podem ser lidos e visualizados dentro do programa. Porém, isto não é possível para o caso de materiais compósitos gerados por elementos sólidos multicamadas, como os utilizados neste trabalho, sendo possível somente para os elementos de casca contínuos.

Para que seja possível fazer a leitura desses dados, um programa em linguagem de programação C foi escrito, o qual recebeu o nome de Lsfails. Esse programa faz a leitura dos dados relevantes listados nos arquivos de saída *.dat*, assim como, a contagem dos elementos falhados ao longo da análise para cada incremento de carga, e os escreve num arquivo de saída em qualquer formato desejado de fácil visualização, no caso, *.txt*. Exemplos de arquivos de entrada (*.inp*) e Lsfails (*.txt*) podem ser visualizados nos Apêndice 1 e Apêndice 2, respectivamente.

4.1 Critérios de falha

Como citado anteriormente, três rotinas para a previsão de falha no compósito foram utilizados no trabalho: uma para se determinar a Primeira Tensão de Falha (critério LaRC03) e outras duas para a determinação da falha progressiva do compósito para o cálculo da pressão de colapso. Essas rotinas serão agora explicadas.

4.1.1 Rotina de falha LaRC03

A rotina de falhas LaRC03 proposta por DÁVILA *et. al* (2005) é um conjunto de seis critérios fenomenológicos de falha para laminados poliméricos reforçados por

fibras. Esse critério pode prever com precisão a falha da matriz e da fibra. Sendo assim, o critério pode ser dividido em duas partes: a primeira trata da falha da matriz e a segunda da falha das fibras. A seguir são apresentadas as equações dos seis índices de falha (índices de falha de matriz (FI_M) e de fibras (FI_F)). Para melhor compreensão do critério de falhas, das tensões principais em um laminado composto de fibras unidirecionais são ilustradas na Figura 63.

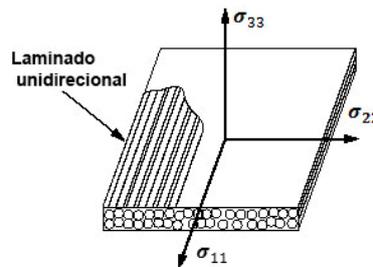


Figura 63 – Tensões principais em um laminado composto.

4.1.1.1 Rotina LaRC03 para falha da matriz

A falha da matriz é baseada nos conceitos por HASHIN (1973) e o conceito do plano de fratura proposto por PUCK *et. al* (1998, 2002). Para o caso de tensionamento da matriz, os planos de fratura são normais ao plano dos laminados e paralelos à direção das fibras. Para a compressão da matriz, o plano de fratura pode não ser normal ao laminado, e Hashin não conseguiu calcular esse ângulo de plano de fratura, sendo este calculado neste modelo pelas tensões efetivas de Mohr-Coulomb [SALENÇON, 2001].

4.1.1.1.1 Critério de falha da matriz sob compressão transversal ($\sigma_{22} < 0$)

Este critério é descrito por:

$$\text{LaRC03\#1} \quad FI_M = \left(\frac{\tau_{eff}^T}{S^T} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{eff}^L}{S_{is}^L} \right)^2 \leq 1 \quad (4.3)$$

onde S^T e S_{is}^L são as tensões transversais e longitudinais de cisalhamento, respectivamente. O subscrito M indica a falha da matriz, o subscrito “is” indica que para laminados a tensão de cisalhamento longitudinal *in-situ* deve ser utilizada ao invés da resistência unidirecional do laminado. O efeito de aprisionamento do laminado por camadas subseqüentes aumenta substancialmente a resistência efetiva do laminado. É assumido que a resistência ao cisalhamento transversal S^T é independente dos efeitos *in-situ*. O cálculo das resistências *in-situ* S_{is}^L será discutido posteriormente.

As componentes agindo no plano de fratura podem ser expressas em termos das tensões no plano (*in-plane*) e o ângulo do plano de fratura, α . Portanto:

$$\sigma_n = \sigma_{22} \cos^2 \alpha \quad (4.4)$$

$$\tau^T = -\sigma_{22} \sin \alpha \cos \alpha \quad (4.5)$$

$$\tau^L = \tau_{12} \cos \alpha \quad (4.6)$$

As tensões efetivas para um plano de fratura entre 0° e 90° são dadas por:

$$\tau_{eff}^T = \langle -\sigma_{22} \cos \alpha (\sin \alpha - \eta^T \cos \alpha) \rangle \quad (4.7)$$

$$\tau_{eff}^L = \langle \cos \alpha (|\tau_{12}| \eta^L \sigma_{22} \cos \alpha) \rangle \quad (4.8)$$

Os coeficientes de influência transversal (η^T) e longitudinal (η^L) podem ser obtidos por:

$$\eta^T = \frac{-1}{\tan 2\alpha_0} \quad (4.9)$$

$$\eta^L = \frac{S_L \cos 2\alpha_0}{Y_C \cos^2 \alpha_0} \quad (4.10)$$

onde α_0 é o ângulo de fratura sobre compressão transversal pura, Y_C é a resistência à compressão da matriz.

A resistência ao cisalhamento transversal (S^T) é difícil de ser medida experimentalmente. No entanto, a mesma pode ser estimada por:

$$S^T = Y_C \cos \alpha_0 + \left(\sin \alpha_0 + \frac{\cos \alpha_0}{\tan 2\alpha_0} \right) \quad (4.11)$$

4.1.1.1.2 Critério de falha da matriz sob tensão trativa transversal ($\sigma_{22} > 0$)

O trincamento da transversal da matriz é geralmente considerado um modo de falha benigno, porque este normalmente causa uma redução na resistência da estrutura que é difícil de detectar durante um teste. No entanto, a fratura transversal da matriz pode afetar a propagação do dano e pode também levar ao vazamento primário de gases em risers. Sendo assim, é importante levar-se em consideração este índice de falha por tensão da matriz, o qual é expresso em termos das tensões do laminado e das resistências *in-situ* Y_{is}^T e S_{is}^L como pode ser visto a seguir:

$$\text{LaRC03\#2} \quad FI_M = (1 - g) \frac{\sigma_{22}}{Y_{is}^T} + g \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_{is}^T} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{is}^L} \right)^2 \leq 1 \quad (4.12)$$

4.1.1.2 Rotina LaRC03 para falha das fibras

4.1.1.2.1 Critério para falha de fibras sob tensão longitudinal

A rotina LaRC03 para falha das fibras sob tensão trativa é um critério de deformação máxima permitida não-interativo que é simples de ser medido e é independente do módulo de elasticidade e da fração volumétrica de fibra. Conseqüentemente, o índice de falha para fibra sob tração é:

$$\text{LaRC03\#3} \quad FI_F = \frac{\varepsilon_{11}}{\varepsilon_1^T} \leq 1 \quad (4.13)$$

4.1.1.2.2 Critério para falha de fibras sob compressão longitudinal ($\sigma_{11} < 0$)

A falha compressiva de compósitos de fibras alinhadas ocorre com o colapso das fibras como resultado de *kinking* (ou propagação de instabilidade lateral) cisalhante e danos da matriz. O *kinking* da fibra ocorre na forma de deformação cisalhante, levando à formação de uma banda de *kink*. Sendo assim, o critério de falha para prever a fratura das fibras sob compressão longitudinal ($\sigma_{11} < 0$) e cisalhamento no plano (*kinking* da fibra) é dado por:

$$\text{LaRC03\#4} \quad FI_F = \left\langle \frac{|\tau_{12}^m| + \eta^L \sigma_{22}^m}{S_{is}^L} \right\rangle \leq 1 \quad (4.14)$$

$$\text{LaRC03\#5} \quad FI_F = (1 - g) \left(\frac{\sigma_{22}^m}{Y_{is}^T} \right) + g \left(\frac{\sigma_{22}^m}{Y_{is}^T} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}^m}{S_{is}^L} \right)^2 \leq 1 \quad (4.15)$$

As tensões σ_{11}^m , σ_{22}^m e τ_{12}^m do laminado são calculadas na mesma direção que a das fibras, de acordo com as seguintes expressões:

$$\sigma_{11}^m = \sigma_{11} \cos^2 \varphi + \sigma_{22} \sin^2 \varphi + 2|\tau_{12}| \sin \varphi \cos \varphi \quad (4.16)$$

$$\sigma_{22}^m = \sigma_{11} \sin^2 \varphi + \sigma_{22} \cos^2 \varphi - 2|\tau_{12}| \sin \varphi \cos \varphi \quad (4.17)$$

$$\tau_{12}^m = -\sigma_{11} \sin \varphi \cos \varphi + \sigma_{22} \sin \varphi \cos \varphi + |\tau_{12}| (\cos^2 \varphi - \sin^2 \varphi) \quad (4.18)$$

onde o ângulo de desalinhamento φ é definido como:

$$\varphi = \frac{|\tau_{12}| + (G_{12} - X_C) \varphi^C}{G_{12} + \sigma_{11} - \sigma_{22}} \quad (4.19)$$

$$\varphi^C = \tan^{-1} \left[\frac{1 - \sqrt{1 - 4\bar{w} \left(\frac{S_L}{X_C} \right)}}{2\bar{w}} \right] \quad (4.20)$$

com $\bar{w} = \frac{S_L}{X_C} + \eta^L$.

4.1.1.3 Rotina LaRC03 para dano na matriz em compressão biaxial

Na presença de elevada compressão transversal combinada com moderada compressão das fibras, o dano da matriz pode ocorrer sem a formação de bandas de *kink* ou danos nas fibras. Esse modo de dano da matriz é calculado utilizando as tensões desalinhadas por:

$$\text{LaRC03\#6} \quad FI_M = \left(\frac{\tau_{eff}^{mT}}{S^T} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{eff}^{mL}}{S_{is}^L} \right)^2 \leq 1 \quad (4.21)$$

onde as tensões cisalhantes efetivas no plano, τ_{eff}^{mT} e τ_{eff}^{mL} , levando-se em consideração o desalinhamento das fibras, são dadas por:

$$\tau_{eff}^{mT} = \langle -\sigma_{22}^m \cos \alpha (\sin \alpha - \eta^T \cos \alpha) \rangle \quad (4.22)$$

$$\tau_{eff}^{mL} = \langle \cos \alpha (|\tau_{12}^m| \eta^L \sigma_{22}^m \cos \alpha) \rangle \quad (4.23)$$

Baseado nas equações explicitadas acima, a sub-rotina UVARM calcula os parâmetros a seguir (Tabela 10), que são usados pelo programa Lsfails para identificar os elementos falhados:

Tabela 10 – Parâmetros calculados na sub-rotina.

UVARM (1)	Índice de falha para falha por tensão trativa transversal
UVARM (2)	Índice de falha para falha por compressão transversal
UVARM (3)	Índice de falha para falha por tensão trativa longitudinal
UVARM (4)	Índice de falha para falha por compressão longitudinal

4.1.2 Dados de entrada para a sub-rotina UVARM

As propriedades mecânicas utilizadas pela rotina LaRC03 no modelo de elementos finitos devem ser escritas em um arquivo de input (entrada) da própria rotina (.mt) que deve estar presente na mesma pasta onde localizam-se os arquivos de input do ABAQUS®, assim como apresentar o mesmo nome do arquivo de entrada (.inp). A forma como essas propriedades devem ser escritas pode ser observada na tabela abaixo (Tabela 11). Vale enfatizar que as propriedades devem ser escritas no arquivo .mt exatamente como mostradas na tabela podendo um exemplo ser observado no Apêndice 3.

Tabela 11 – Forma como os dados devem ser inseridos no arquivo .mt para serem lidos pelo critério LaRC03.

Linhas	Colunas							
	1	2	3	4	5	6	7	8
1	**							
2	3							
3	**							
4	MATERIAL							
5	**							
6	E ₁	E ₂	E ₃	v ₂₁	v ₃₁	v ₃₂		
7	**							
8	G ₁₂	G ₂₃	G ₃₁	X _T	X _C	Y _T	Y _C	S _L ^{ud}
9	**							
10	α ₀	β	g	S _L				

4.1.3 Critério de Falha do ABAQUS®

O critério de evolução de danos para materiais reforçados por fibras do ABAQUS® assume que o dano é caracterizado por uma degradação gradativa da rigidez do material, levando à falha do mesmo. Para isso o critério utiliza o comportamento linear elástico do material sem dano.

No ABAQUS® o início do dano é determinado pelo critério de iniciação proposto por HASHIN e ROTEM (1973) e HASHIN (1980), no qual a superfície de falha é expressa na região efetiva de tensão (ou seja, a carga age sobre a área que efetivamente resiste à força aplicada). Assim como o critério LaRC03, quatro mecanismos de inicialização de danos são considerados: ruptura da fibra sob tração,

sustentabilidade da fibra e *kinking* (propagação da sustentabilidade lateral) sob compressão (compressão da fibra), falha da matriz sob tensão, e, ruptura da matriz sob compressão.

O critério de inicialização tem as seguintes formas gerais:

Tensão da fibra ($\hat{\sigma}_{11} \geq 0$):

$$F_f^t = \left(\frac{\hat{\sigma}_{11}}{X^T}\right)^2 + \alpha \left(\frac{\hat{\tau}_{12}}{S^L}\right)^2 \quad (4.24)$$

Compressão da fibra ($\hat{\sigma}_{11} < 0$):

$$F_f^c = \left(\frac{\hat{\sigma}_{11}}{X^C}\right)^2 \quad (4.25)$$

Tensão da matriz ($\hat{\sigma}_{22} \geq 0$):

$$F_m^t = \left(\frac{\hat{\sigma}_{22}}{Y^T}\right)^2 + \left(\frac{\hat{\tau}_{12}}{S^L}\right)^2 \quad (4.26)$$

Compressão da matriz ($\hat{\sigma}_{22} < 0$):

$$F_m^c = \left(\frac{\hat{\sigma}_{22}}{2S^T}\right)^2 + \left[\left(\frac{Y^C}{2S^T}\right)^2 - 1\right] \frac{\hat{\sigma}_{22}}{Y^C} + \left(\frac{\hat{\tau}_{12}}{S^L}\right)^2 \quad (4.27)$$

Nas equações acima: X^T é a resistência à tração na direção da fibra; X^C é a resistência à compressão na direção da fibra; Y^T é a resistência à tração na direção perpendicular à fibra; Y^C é a resistência à compressão na direção perpendicular à fibra; S^L é a resistência longitudinal ao cisalhamento; α é o coeficiente que determina a contribuição da tensão cisalhante ao critério de iniciação para tensão da fibra; e, $\hat{\sigma}_{11}$, $\hat{\sigma}_{22}$, $\hat{\tau}_{12}$ são as componentes do tensor de tensão efetivo, $\hat{\sigma}$, que é utilizado para avaliar o critério de inicialização e é dado por:

$$\hat{\sigma} = M\sigma, \quad (4.28)$$

onde σ é a tensão nominal e M é o operador de dano:

$$M = \begin{bmatrix} \frac{1}{(1-d_f)} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{(1-d_m)} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{(1-d_s)} \end{bmatrix} \quad (4.29)$$

onde d_f , d_m e d_s são as variáveis de dano que caracterizam o dano da fibra, da matriz e por cisalhamento, as quais são resultantes das variáveis de dano d_f^t , d_f^c , d_m^t e d_m^c , correspondendo aos quatro modos de falha previamente citados, como pode ser visto:

$$d_f = \begin{cases} d_f^t & \text{se } \hat{\sigma}_{11} \geq 0 \\ d_f^c & \text{se } \hat{\sigma}_{11} < 0 \end{cases} \quad (4.30)$$

$$d_m = \begin{cases} d_m^t & \text{se } \hat{\sigma}_{22} \geq 0 \\ d_m^c & \text{se } \hat{\sigma}_{22} < 0 \end{cases} \quad (4.31)$$

$$d_s = 1 - (1 - d_f^t)(1 - d_f^c)(1 - d_m^t)(1 - d_m^c) \quad (4.32)$$

onde $\hat{\sigma}_{11}$ e $\hat{\sigma}_{22}$ são as componentes do tensor de tensão efetivo. O tensor de tensão efetivo representa a tensão que age sobre a área que efetivamente resiste às forças internas.

Antes de ocorrer qualquer início e evolução do dano, o operador de dano, M , é igual à matriz identidade, então $\hat{\sigma} = \sigma$. Uma vez iniciado o dano, o material deixa de apresentar comportamento linear elástico e começa a perder rigidez e a resposta do material para evolução do dano é dada pela seguinte equação:

$$\sigma = C_d \varepsilon \quad (4.33)$$

onde ε é a deformação e C_d é a matriz de elasticidade do material danificado, que tem a forma:

$$C_d = \frac{1}{D} \begin{bmatrix} (1 - d_f)E_1 & (1 - d_f)(1 - d_m)\nu_{21}E_1 & 0 \\ (1 - d_f)(1 - d_m)\nu_{12}E_2 & (1 - d_m)E_2 & 0 \\ 0 & 0 & (1 - d_s)GD \end{bmatrix} \quad (4.34)$$

onde: $D = 1 - (1 - d_f)(1 - d_m)\nu_{12}\nu_{21}$, d_f reflete o estado atual de dano da fibra, d_m reflete o estado atual de dano à matriz, d_s reflete o estado atual de dano cisalhante, E_1 é

o módulo de elasticidade na direção da fibra, E_2 é o módulo de elasticidade na direção da matriz, G é o módulo de cisalhamento, e ν_{12} e ν_{21} são as razões de Poisson.

O ABAQUS[®] utiliza uma lei constitutiva expressa por uma relação tensão-deslocamento como ilustra a Figura 63. Neste modelo a parte de derivada positiva corresponde ao comportamento linear elástico antes do dano, ao passo que a parte de derivada negativa é obtida da evolução das respectivas variáveis de dano. Os deslocamentos e tensões equivalentes para cada um dos quatro modos de dano são definidos como:

Tensão da fibra ($\hat{\sigma}_{11} \geq 0$):

$$\delta_{eq}^{ft} = L^c \sqrt{\langle \varepsilon_{11} \rangle^2 + \alpha \varepsilon_{12}^2} \quad (4.35)$$

$$\sigma_{eq}^{ft} = \frac{\langle -\sigma_{11} \rangle \langle -\varepsilon_{11} \rangle - \alpha \tau_{12} \varepsilon_{12}}{\delta_{eq}^{ft} / L^c} \quad (4.36)$$

Compressão da fibra ($\hat{\sigma}_{11} < 0$):

$$\delta_{eq}^{fc} = L^c \langle -\varepsilon_{11} \rangle \quad (4.37)$$

$$\sigma_{eq}^{fc} = \frac{\langle -\sigma_{11} \rangle \langle -\varepsilon_{11} \rangle - \langle \sigma_{11} \rangle}{\delta_{eq}^{fc} / L^c} \quad (4.38)$$

Tensão da matriz ($\hat{\sigma}_{22} \geq 0$):

$$\delta_{eq}^{mt} = L^c \sqrt{\langle \varepsilon_{22} \rangle^2 + \varepsilon_{12}^2} \quad (4.39)$$

$$\sigma_{eq}^{mt} = \frac{\langle \sigma_{22} \rangle \langle \varepsilon_{22} \rangle + \tau_{12} \varepsilon_{12}}{\delta_{eq}^{mt} / L^c} \quad (4.40)$$

Compressão da matriz ($\hat{\sigma}_{22} < 0$):

$$\delta_{eq}^{mc} = L^c \sqrt{\langle -\varepsilon_{22} \rangle^2 + \varepsilon_{12}^2} \quad (4.41)$$

$$\sigma_{eq}^{mc} = \frac{\langle -\sigma_{22} \rangle \langle -\varepsilon_{22} \rangle + \tau_{12} \varepsilon_{12}}{\delta_{eq}^{mc} / L^c} \quad (4.42)$$

Nas equações acima L^c é o tamanho característico. O símbolo $\langle \cdot \rangle$ representa o operador de Macaulay, definido para todo $\alpha \in \mathbb{R}$ como $\langle \alpha \rangle = (\alpha + |\alpha|)/2$.

Para este critério de falha deve ser fornecido, para cada modo de falha, a energia dissipada devido à falha (G^c), que é corresponde à área do triângulo da Figura 63. Esses valores são os dados de entrada necessários ao programa.

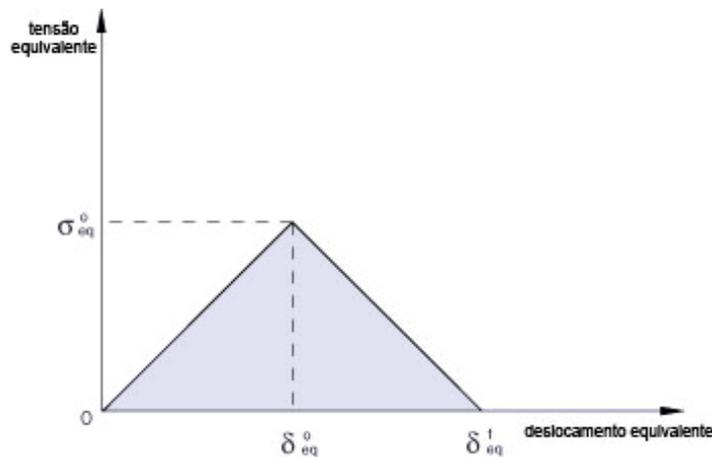


Figura 64 – Tensão equivalente versus deslocamento equivalente.

4.1.4 Critério de falha implementado na sub-rotina externa UMAT

O modelo proposto por LINDE (2004) foi implementado na sub-rotina UMAT. Esta sub-rotina já com o modelo implementado foi obtida da biblioteca interna de exemplos do ABAQUS[®]. Nesse modelo, o critério de inicialização do defeito é expresso em termos de deformações.

Diferentemente do modelo proposto pelo ABAQUS[®], que usa quatro variáveis de dano, o modelo UMAT usa duas variáveis de dano para descrever o dano na fibra e na matriz sem distinção entre tensão e compressão. Sendo assim, caso uma tensão trativa seja aplicada ao material em estudo e este atingir um valor tal que possa ocorrer dano parcial ou total, ambos os modos de falha serão afetados, o mesmo não acontecendo no modelo proposto na biblioteca interna do ABAQUS[®].

Segundo LINDE (2004), o dano nas fibras é iniciado quando o seguinte critério é atingido:

$$f_f = \sqrt{\frac{\epsilon_{11}^{f,t}}{\epsilon_{11}^{f,c}} (\epsilon_{11})^2 + \left(\epsilon_{11}^{f,t} - \frac{(\epsilon_{11}^{f,t})^2}{\epsilon_{11}^{f,c}} \right) \epsilon_{11}} > \epsilon_{11}^{f,t} \quad (4.43)$$

onde $\epsilon_{11}^{f,t} = \sigma_L^{f,t}/C_{11}$, $\epsilon_{11}^{f,c} = \sigma_L^{f,c}/C_{11}$, e C_{ij} são as componentes da matriz de elasticidade no estado não danificado. Uma vez tendo o critério acima sido satisfeito, a variável de dano da fibra, d_f , segue a seguinte equação:

$$d_f = 1 - \frac{\epsilon_{11}^{f,t}}{f_f} e(-C_{11} \epsilon_{11}^{f,t} (f_f - \epsilon_{11}^{f,t}) L^c / G_f) \quad (4.44)$$

onde L^c é o comprimento característico associado com um ponto do material. Similarmente, a iniciação de danos na matriz é governada pelo critério:

$$f_m = \sqrt{\frac{\epsilon_{22}^{f,t}}{\epsilon_{22}^{f,c}} (\epsilon_{22})^2 + \left(\epsilon_{22}^{f,t} - \frac{(\epsilon_{22}^{f,t})^2}{\epsilon_{22}^{f,c}} \right) \epsilon_{22} + \left(\frac{\epsilon_{22}^{f,t}}{\epsilon_{12}^f} \right)^2 (\epsilon_{12})^2} > \epsilon_{22}^{f,t} \quad (4.45)$$

onde $\epsilon_{22}^{f,t} = \sigma_T^{f,t}/C_{22}$, $\epsilon_{22}^{f,c} = \sigma_T^{f,c}/C_{22}$ e $\epsilon_{12}^f = \tau_{LT}^f/C_{44}$. A lei de evolução da variável de dano da matriz (d_m) é:

$$d_m = 1 - \frac{\epsilon_{22}^{f,t}}{f_m} e(-C_{22} \epsilon_{22}^{f,t} (f_m - \epsilon_{22}^{f,t}) L^c / G_m) \quad (4.46)$$

Durante o dano progressivo, a matriz de elasticidade efetiva é reduzida às duas variáveis de dano d_f e d_m . Uma vez tendo sido determinado o critério, o mesmo pode ser implementado na sub-rotina UMAT, na qual se assume que as tensões são dadas pela seguinte equação:

$$\sigma = C_d : \epsilon \quad (4.47)$$

O Jacobiano da matriz pode ser obtido diferenciando a equação acima:

$$\frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} = C_d + \left(\frac{\partial C_d}{\partial d_m} : \epsilon \right) \left(\frac{\partial d_m}{\partial f_m} \frac{\partial f_m}{\partial \epsilon} \right) + \left(\frac{\partial C_d}{\partial d_f} : \epsilon \right) \left(\frac{\partial d_f}{\partial f_f} \frac{\partial f_f}{\partial \epsilon} \right) \quad (4.48)$$

Para melhor a convergência, a técnica de regularização da viscosidade das variáveis de dano é implementada na sub-rotina. Nesta, as variáveis de dano são regularizadas pelas seguintes equações:

$$\dot{d}_m^v = \frac{1}{\eta} (d_m - d_m^v) \quad (4.49)$$

$$\dot{d}_f^v = \frac{1}{\eta} (d_f - d_f^v) \quad (4.50)$$

onde d_m e d_f são as variáveis de dano da matriz e da fibra, respectivamente, calculadas de acordo com as leis de evolução do dano apresentadas acima, d_m^v e d_f^v são as variáveis de dano regularizadas usadas nos cálculos reais da matriz de elasticidade danificada e do jacobiano da matriz; η é o parâmetro de viscosidade que controla a taxa na qual as variáveis de dano d_m^v e d_f^v atingem as verdadeiras variáveis de dano d_m e d_f .

Portanto nesta sub-rotina devem ser informados: $E_1, E_2, G_{12}, G_{23}, \nu_{23}, \nu_{12}, \sigma_1^{f,t}, \sigma_1^{f,c}, \sigma_2^{f,t}, \sigma_2^{f,c}, \tau_{12}^f, G_m, G_f$ e η , onde: $\sigma_1^{f,t}$ e $\sigma_1^{f,c}$ referem-se aos valores máximos de tensão de falha na direção longitudinal; $\sigma_2^{f,t}$ e $\sigma_2^{f,c}$ são as tensões de falha na direção transversal e τ_{12}^f , as tensões cisalhantes de falha no plano (in-plane). Os sobrescritos t e c referem-se a tração e compressão. É importante ressaltar que essa sub-rotina pode ser utilizada tanto com elementos sólidos tridimensionais ou elementos de casca.

4.1.5 Determinação das principais propriedades requeridas pelos critérios de falha

Para se determinar as propriedades requeridas pelos critérios de falha utilizados alguns dados foram obtidos dos ensaios mecânicos realizados em laminados unidirecionais por CAMUSSI (2007) e FARO (2008), os quais foram realizados com os mesmos materiais utilizados nesta dissertação, e da literatura.

Sendo assim, através desses dados, as seguintes resistências de um laminado (Figura 64) podem ser calculadas, para o caso de um material composto com diferentes propriedades em tração e compressão submetido a tensões em seu próprio plano. Veja:

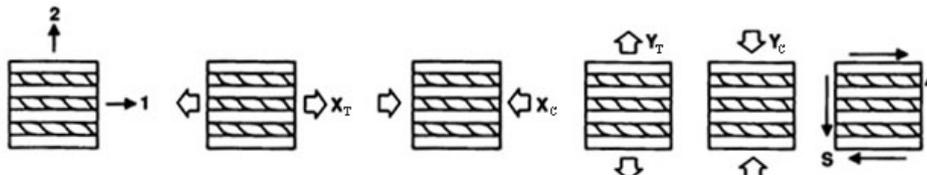


Figura 65 – Resistências de um material composto [JONES, 1999].

X_T – Resistência axial ou longitudinal em tração.

$$X_T = \frac{P_{1ult}^{Tração}}{A} = \sigma_{1ult} \quad (4.51)$$

X_C – Resistência axial ou longitudinal em compressão.

$$X_C = \frac{P_{1ult}^{Compressão}}{A} = \sigma_{1ult}^{Compressão} \quad (4.52)$$

Y_T – Resistência transversal em tração.

$$Y_T = \frac{P_{2ult}^{Tração}}{A} = \sigma_{2ult} \quad (4.53)$$

Y_C – Resistência transversal em compressão.

$$Y_C = \frac{P_{2ult}^{Compressão}}{A} = \sigma_{2ult}^{Compressão} \quad (4.54)$$

S – Resistência ao cisalhamento.

$$S_{12ult} = \tau_{12ult} \quad (4.55)$$

onde:

$P_{1ult}^{Tração}$ - Carga última de tração na direção axial ou longitudinal (direção 1).

$P_{2ult}^{Tração}$ - Carga última de tração na direção transversal (direção 2).

$P_{1ult}^{Compressão}$ - Carga última de compressão na direção axial (direção 1).

$P_{2ult}^{Compressão}$ - Carga última de compressão na direção transversal (direção 2).

A – Área da seção transversal do corpo de prova perpendicular à carga aplicada.

Algumas propriedades, porém, tiveram que ser calculadas através de algumas simplificações que podem ser feitas considerando o compósito com fibras dispostas na direção 1 (ver Figura 64) como transversalmente isotrópico no plano 2-3. Veja a tabela abaixo [MENDONÇA, 2005]:

Material Transversalmente Isotrópico	
E_1, E_2	$E_3 = E_2$
G_{12}	$G_{13} = G_{12}, G_{23} = \frac{E_2}{2(1+\nu_{23})}$
ν_{12}, ν_{32}	$\nu_{13} = \nu_{12}, \nu_{23} = \nu_{32}$

Vale lembrar que tanto para os materiais ortotrópicos quanto para os transversalmente isotrópicos, G_{21} é também denominado por G_{12} , G_{31} por G_{13} , e G_{32} por G_{23} .

Através dos dados de CAMUSSI (2007) e FARO (2008) a regra das misturas pode ser utilizada como uma forma de se calcular os valores do módulo de cisalhamento longitudinal (G_{12}). Veja:

$$G_{12} = \left(\frac{V_f}{G_{f12}} + \frac{V_m}{G_m} \right)^{-1} = \left(\frac{V_f}{G_{f12}} + \frac{1-V_f}{G_m} \right)^{-1} \quad (4.56)$$

onde:

V_f – Fração volumétrica de fibras

V_m – Fração volumétrica de matriz

G_{f12} - Módulo de cisalhamento longitudinal da fibra

G_m - Módulo de cisalhamento da matriz

Assim como para G_{12} , pode-se também determinar o módulo de cisalhamento transversal (G_{23}) pela seguinte fórmula:

$$G_{23} = \left(\frac{V_f}{G_{f23}} + \frac{1-V_f}{G_m} \right)^{-1} \quad (4.57)$$

onde:

G_{f23} = Módulo de cisalhamento transversal da fibra

Para se estimar os coeficientes de Poisson ν_{12} , ν_{21} , ν_{23} e ν_{31} para um compósito unidirecional, faz-se uso de [MENDONÇA, 2005]:

$$\nu_{12} = \nu_m V_m + \nu_f V_f \quad (4.58)$$

Uma vez tendo este valor pode-se calcular ν_{21} pela seguinte relação:

$$\frac{\nu_{ij}}{E_i} = \frac{\nu_{ji}}{E_j} \quad (4.59)$$

onde ao substituírmos os coeficientes i por 2 e j por 1, temos:

$$\nu_{21} = \frac{E_2}{E_1} \nu_{12} \quad (4.60)$$

Para a determinação do coeficiente de Poisson ν_{31} a mesma relação utilizada no cálculo de ν_{21} , porém substituindo agora os coeficientes i por 1 e j por 3, pode ser utilizada:

$$\nu_{31} = \frac{E_3}{E_1} \nu_{13} \quad (4.61)$$

Já o coeficiente de Poisson ν_{32} é obtido por:

$$\nu_{32} = \frac{E_2}{2G_{32}} - 1 \quad (4.62)$$

onde:

E_1 – módulo de elasticidade na direção 1

E_2 – módulo de elasticidade na direção 2

E_3 – módulo de elasticidade na direção 3

G_{32} – módulo de cisalhamento transversal

ν_m – coeficiente de Poisson da matriz

ν_f – coeficiente de Poisson da fibra

Vale ressaltar que os valores de coeficiente de Poisson da resina epóxi (ν_m) e fibra de vidro (ν_f) não sofrem alterações para as diferentes orientações uma vez que os mesmos são materiais isotrópicos.

Além das propriedades determinadas acima, o critério de falhas LaRC03 também faz uso das resistências *in-situ* [CAMANHO, 2005; DÁVILA, 2005; DÁVILA, 2003; PINHO, 2005]. Essas são valores de input para a sub-rotina UARM do ABAQUS[®] e, portanto, são explicitadas a seguir.

4.1.5.1 Resistências *in-situ*

O efeito *in-situ* foi originalmente descoberto por Parvizi [PARVIZI, 1978] ao realizar ensaios de tração com compósito de matriz polimérica reforçado com fibra de vidro em um arranjo cruzado de camadas. Esse efeito é caracterizado por elevadas

resistências cisalhante e transversal (sob tração) de uma camada, quando a mesma encontra-se restringida entre camadas com diferentes orientações de fibra no laminado, em comparação com a resistência da mesma camada em um laminado unidirecional.

As resistências *in-situ* são calculadas de acordo com o tipo de laminado sendo definidos como três tipos: finos, finos externos e espessos. Um laminado fino é caracterizado por ter a espessura menor que a de um defeito típico, $t < 2a_0$, de modo que a trinca propagante se estenda ao longo de toda a espessura t do laminado, como visto na Figura 65. No caso de laminados finos a trinca pode apenas se propagar na direção longitudinal ou iniciar uma delaminação entre camadas.

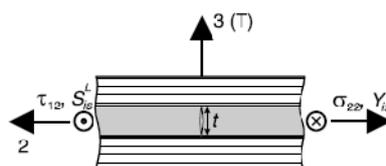


Figura 66 - Geometria de trinca propagante em laminado fino sujeito a cargas de tensão e cisalhamento [CAMANHO *et. al* , 2006].

Os laminados finos externos (Figura 66) são considerados um caso especial de um laminado fino, onde a taxa de liberação de energia elástica é elevada devido à proximidade da trinca propagante com a superfície do laminado.

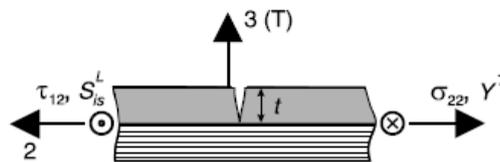


Figura 67 - Laminado fino externo [CAMANHO *et. al* , 2006].

Os laminados espessos são definidos como aqueles em que o comprimento da trinca propagante é muito menor que a espessura do laminado, $t \gg 2a_0$, como visto na Figura 67. A espessura mínima de laminado espesso depende do material a ser usado, porém para um laminado de fibra de vidro-E/epóxi a transição entre um laminado fino e um laminado espesso foi calculado como aproximadamente 0,7 mm por DVORAK *et al* (1987).

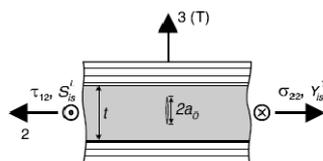


Figura 68 - Geometria de trinca propagante em laminado espesso sujeito a cargas de tensão e cisalhamento [CAMANHO *et. al* , 2006].

Uma vez tendo sido determinado o tipo de laminado, as resistências *in-situ* previamente citadas podem ser calculadas pelas seguintes equações [CAMANHO, 2006]:

$$\text{Para laminados finos:} \quad Y_T = \sqrt{\frac{8G_{Ic}}{\pi t \Lambda_{22}^\circ}} \quad (4.63)$$

$$\text{Para laminados finos externos:} \quad Y_T = 1,79 \sqrt{\frac{G_{Ic}}{\pi t \Lambda_{22}^\circ}} \quad (4.64)$$

$$\text{Para laminados espessos:} \quad Y_T = 1,12\sqrt{2}Y_T^{UD} \quad (4.65)$$

onde Y_T^{UD} é a resistência à tração transversal obtida em ensaios unidirecionais, t é a espessura da lâmina, G_{Ic} é o modo I de tenacidade à fratura, e Λ_{22}° é definido por:

$$\Lambda_{22}^\circ = 2 \left(\frac{1}{E_2} - \frac{v_{21}^2}{E_1} \right) \quad (4.66)$$

As resistências *in-situ* cisalhantes longitudinais são obtidas por:

$$S_L = \sqrt{\frac{(1+\beta\phi G_{12}^2)^{1/2}-1}{3\beta G_{12}}} \quad (4.67)$$

onde β é o fator de resposta ao cisalhamento que é obtido de uma aproximação da resposta ao cisalhamento não linear proposta por Hahn e Tsai através do seguinte polinômio [HAHN, 1973]:

$$\beta = \frac{\gamma_{12}}{\sigma_{12}^3} - \frac{1}{G_{12}\sigma_{12}^2} \quad (4.68)$$

e o parâmetro ϕ é definido de acordo com a configuração do laminado:

$$\text{Para laminados finos:} \quad \phi = \frac{48G_{IIc}}{\pi t} \quad (4.69)$$

$$\text{Para laminados finos externos:} \quad \phi = \frac{24G_{IIc}}{\pi t} \quad (4.70)$$

$$\text{Para laminados espessos:} \quad \phi = \frac{12(S_L^{UD})^2}{G_{12}} + 18\beta(S_L^{UD})^4 \quad (4.71)$$

onde S_L^{UD} é a resistência cisalhante longitudinal obtida em ensaios unidirecionais e G_{IIc} é o modo II de tenacidade à fratura.

$$g = \frac{G_{Ic}}{G_{IIc}} \quad (4.72)$$

Uma vez tendo determinado todas as propriedades exigidas pelo critério de falhas LaRC03, as mesmas foram listadas na Tabela 12 abaixo, juntamente com as propriedades das fibras e da resina utilizadas.

Tabela 12 – Propriedades mecânicas utilizadas como valores de input nos critérios de falha.

Propriedades Mecânicas Utilizadas para os tubos com fibra de vidro S					
E_1 (GPa) *	E_2 (GPa) * ¹	E_3 (GPa) * ¹	ν_{21}	ν_{31}	ν_{32}
34,10	6,36	6,36	0,034	0,034	0,25
G_{12} (GPa)	G_{23} (GPa) * ²	G_{31} (GPa)			
1,93	1,61	1,93			
X_T (MPa) *	X_C (MPa) * ⁵	Y_T (MPa)	Y_C (MPa) * ⁵	S_L^{UD} (MPa) * ⁵	Λ_{22}°
715,60	386,57		86,72	23,85	0,31
α_0 * ³	β	g	S_L	Y_T^{UD} (MPa) * ¹	
53.	0.00009006	0,041		27,1	
G_{Ic} (J/m ²) * ⁴	G_{IIc} (J/m ²) * ⁴		$Y_{T\text{ fino}}$ (MPa)	$Y_{T\text{ ext.}}$ (MPa)	$Y_{T\text{ esp.}}$ (MPa)
118,02	2905,76		44,03	27,87	42,92
$S_{L\text{ fino}}$	$S_{L\text{ exterior}}$	$S_{L\text{ espesso}}$	ϕ_{ftno}	$\phi_{exterior}$	$\phi_{espesso}$
55,89	46,44	29,44	88793,48	44396,74	8781,87
Propriedades Mecânicas Utilizadas para os tubos com fibra de vidro E					
E_1 (GPa) *	G_{12} (GPa)	G_{23} (GPa)	X_T (MPa) *	X_C (MPa) * ⁵	ν_{32}
29,20	1,735	1,735	498,10	268,97	0,83
Propriedades das fibras de vidro tipo “S” [LLC, 2000]					
E_{vidro} (GPa)	$\sigma_{\text{resis.}}$ (MPa)	τ_{12} (MPa)	ρ (g/cm ³) * ¹	G_{12} (GPa)	ν_f * ^{2,6}
94	3882	72	2,48	38,52	0,22
Propriedades das fibras de vidro tipo “E” [Fonte: Owens Corning®]					
E_{vidro} (GPa)	$\sigma_{\text{resis.}}$ (MPa)	τ_{12} (MPa)	ρ (g/cm ³)	G_{12} (GPa)	ν_f
80	2560	69,8	2,58	30,00	0,20
Propriedades da resina epóxi [Huntsman’s, 2003]					
E_{resina} (GPa)	$\sigma_{\text{resis.}}$ (MPa)	τ_{12} (MPa)	ρ (g/cm ³) * ¹	G_{12} (GPa)	ν_m * ^{2,6}
3,20	88	---	1,31	1,18	0,33

*FARO (2008); *¹CAMUSSI (2007); *²REEDY (1997); *³CAMANHO (2006); *⁴BENZEGGAGH (1996); *⁵LEVI (1995); *⁶<http://callisto.my.mtu.edu/MY472/props.html>

4.1.6 Estudo de sensibilidade de malha

Foi realizado um estudo de sensibilidade de malha, para se determinar uma malha com o menor custo computacional e que apresentasse resultados coerentes e com pouca ou nenhuma variação entre os valores encontrados para as pressões de colapso do compósito quando comparados entre si. Para tal, variou-se o número de elementos ao longo da direção circunferencial sendo utilizados 7, 14, 21 e 28 elementos, respectivamente, mantendo-se um elemento na direção longitudinal (ou axial) e quatro ao longo da espessura (direção radial) com acoplamento cinemático dos nós entre os elementos, conforme ilustrado na Figura 68.

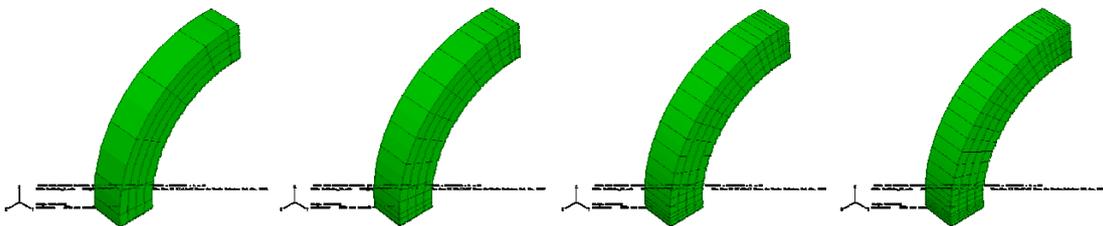


Figura 69 - Modelos numéricos com 7, 14, 21 e 28 elementos, respectivamente (da esquerda pra direita), na direção circunferencial (C), 1 elemento na direção axial (A) e 4 elementos na direção radial (R).

Como visto na Figura 68 as malhas foram mais refinadas nas pontas dos modelos (próximo de 0° e 90°) onde os elementos sofrem as maiores tensões e deformações. Sendo assim, as malhas foram divididas em cinco regiões (ou, faixas de angulações) de elementos, onde: a primeira faixa possui 5° (ou seja, $0^\circ - 5^\circ$), a segunda 10° (de $5^\circ - 15^\circ$), a terceira 60° (de $15^\circ - 75^\circ$), a quarta 10° (de $75^\circ - 85^\circ$) e a quinta 5° (de $85^\circ - 90^\circ$). A discretização destas malhas para as faixas de angulações é apresentada na tabela abaixo (Tabela 13).

Tabela 13 - Discretização das malhas ao longo da direção circunferencial.

	$0^\circ - 5^\circ$	$5^\circ - 15^\circ$	$15^\circ - 75^\circ$	$75^\circ - 85^\circ$	$85^\circ - 90^\circ$
7 elementos	1	1	3	1	1
14 elementos	2	2	6	2	2
21 elementos	3	3	9	3	3
28 elementos	4	4	12	4	4

Pode ser observado que uma razão de 1:2:4:2:1¹ graus por elemento foi seguida para todos os modelos no que diz respeito à distribuição dos elementos nas cinco faixas de divisões especificadas, assegurando assim que os modelos apresentassem uma distribuição padronizada de elementos para uma determinada angulação ao longo da direção circunferencial.

Os modelos foram testados para dois elementos diferentes (C3D27 e SC8R) com o critério de falhas de Linde. Ambos com 14 camadas compósitas de 0,604 mm (medida obtida da medição da espessura do segundo tubo produzido experimentalmente), ovalização de 0,2% e espessura total de 8,456 mm. Os resultados obtidos para os dois modelos analisados são apresentados na Tabela 14 e Figura 69 abaixo.

Tabela 14 – Resultados obtidos de pressão de colapso do tubo compósito para as quatro malhas analisadas.

Malha (CxRxA)	Pressão de colapso (MPa)
C3D27 - 7x4x1	18,21
C3D27 - 14x4x1	18,06
C3D27 - 21x4x1	18,06
C3D27 - 28x4x1	18,09
SC8R - 7x4x1	18,60
SC8R - 14x4x1	18,00
SC8R - 21x4x1	17,91
SC8R - 28x4x1	17,88

¹ Por exemplo: Para o caso com 7 elementos tem-se a seguinte distribuição: 1 elemento com 5°, 1 elemento com 10°, 3 elementos com 20° cada, 1 elemento com 10° e 1 elemento com 5°, respectivamente. Ou seja, uma razão de 5:10:20:10:5 graus pra cada elemento é observada, o que de forma simplificada pode ser escrito como 1:2:4:2:1.

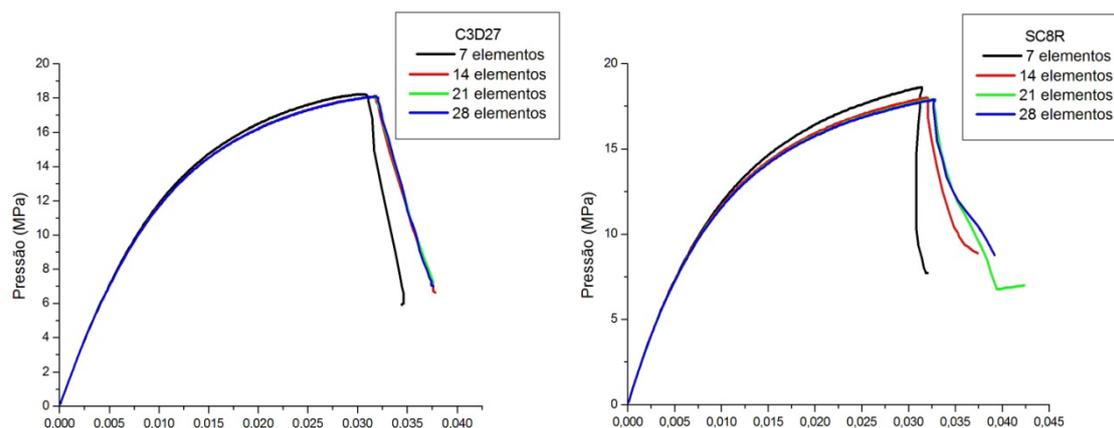


Figura 70 – Gráfico Pressão (MPa) x w/r para as quatro malhas analisadas com elementos C3D27 (esquerda) e SC8R (direita).

Os resultados indicam pouca ou nenhuma variação da pressão de colapso do tubo compósito entre as malhas com 14, 21 e 28 elementos, o mesmo não sendo verificado na malha com 7 elementos, sendo isso claramente verificado na Figura 69. Portanto, para que um resultado preciso seja obtido o modelo adotado deve apresentar no mínimo 14 elementos ao longo da direção circunferencial do tubo.

Em virtude dos resultados demonstrados de sensibilidade da malha os modelos em anéis analisados neste trabalho foram discretizados com um elemento direção axial (direção 1), quatro elementos ao longo da espessura (direção radial ou 2) e vinte e um elementos ao longo da direção circunferencial (direção 3).

4.2 Resultados numéricos

A seguir serão apresentados primeiramente os resultados obtidos pelo programa ABAQUS® na simulação dos testes experimentais realizados. No capítulo seguinte, o modelo numérico devidamente calibrado é usado na obtenção dos valores de primeira pressão de falha e pressão de colapso para tubos em que foram variadas, parametricamente, as angulações das camadas helicoidais.

4.2.1 Análise numérica dos resultados experimentais

Os resultados das análises numéricas para os testes experimentais são apresentados na Tabela 15 e Figura 70, Figura 71, Figura 72 e Figura 73, abaixo. Os valores de ovalização e espessura de camadas utilizados na modelagem numérica foram provenientes do mapeamento dos tubos. Foram utilizadas malhas com 21 elementos ao longo da direção circunferencial, 4 na direção radial (com acoplamento cinemático dos nós entre as camadas) e 1 ao longo da direção axial. Na Tabela 15 são apresentados os valores de pressão de colapso (obtidos pelo critério de falha intrínseco do ABAQUS® e pelo critério de Linde implementado na sub-rotina UMAT) e primeira pressão de falha (obtido pelo critério de falhas LaRC03).

Tabela 15 – Resultados das análises numéricas dos tubos produzidos.

Elemento	Tubo	Espessura (mm)	Critério de Falha	Pressão (MPa)
C3D27	2c4h2c_55S	0,707	LaRC03	7,42
C3D27	2c4h2c_55S	0,707	Linde	7,52
SC8R	2c4h2c_55S	0,707	LaRC03	7,38
SC8R	2c4h2c_55S	0,707	Linde	7,64
SC8R	2c4h2c_55S	0,707	ABAQUS	7,70
C3D27	4c8h2c_55S	0,604	LaRC03	15,03
C3D27	4c8h2c_55S	0,604	Linde	18,06
SC8R	4c8h2c_55S	0,604	LaRC03	16,44
SC8R	4c8h2c_55S	0,604	Linde	17,91
SC8R	4c8h2c_55S	0,604	ABAQUS	17,87
C3D27	8c8h_55E	0,260	LaRC03	1,33
C3D27	8c8h_55E	0,260	Linde	1,46
SC8R	8c8h_55E	0,260	LaRC03	1,42
SC8R	8c8h_55E	0,260	Linde	1,49
SC8R	8c8h_55E	0,260	ABAQUS	1,44
C3D27	2c4h4c4h2c_55E	0,360	LaRC03	4,44
C3D27	2c4h4c4h2c_55E	0,360	Linde	4,64
SC8R	2c4h4c4h2c_55E	0,360	LaRC03	4,58
SC8R	2c4h4c4h2c_55E	0,360	Linde	4,88
SC8R	2c4h4c4h2c_55E	0,360	ABAQUS	4,76

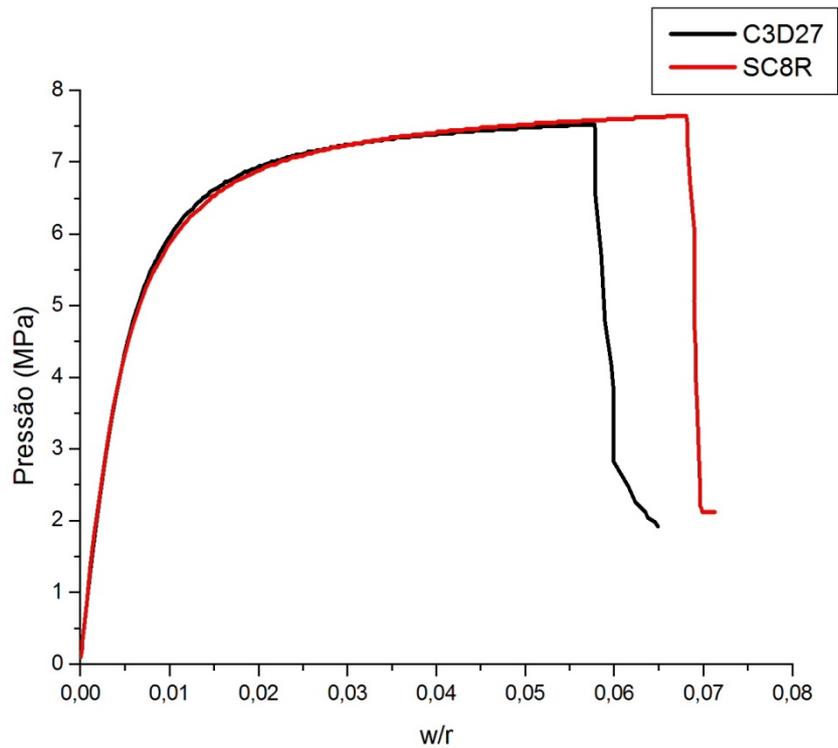


Figura 71 – Gráfico Pressão (MPa) x w/r obtido numericamente para o tubo 2c4h2c_55S com critério de falhas implementado na sub-rotina UMAT.

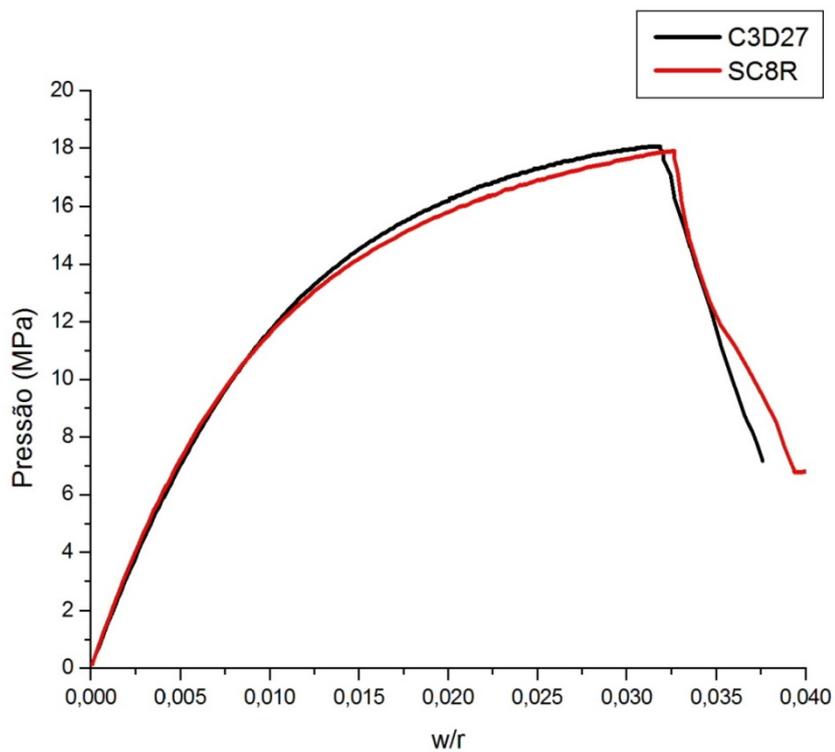


Figura 72 – Gráfico Pressão (MPa) x w/r obtido numericamente para o tubo 4c8h2c_55S com critério de falhas implementado na sub-rotina UMAT.

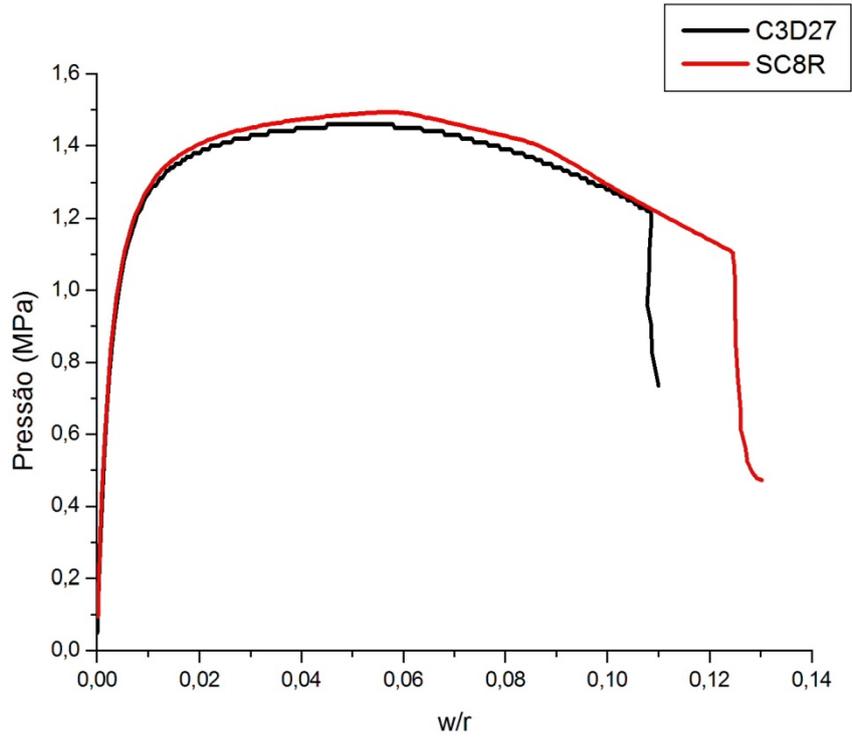


Figura 73 – Gráfico Pressão (MPa) x w/r obtido numericamente para o tubo 8c8h_55E com critério de falhas implementado na sub-rotina UMAT.

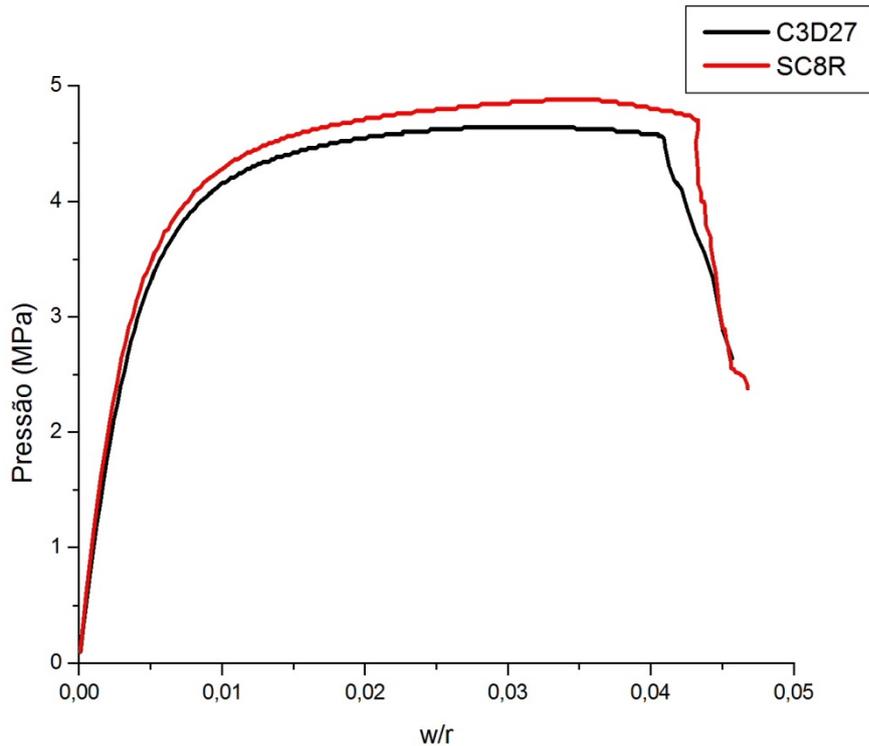


Figura 74 – Gráfico Pressão (MPa) x w/r obtido numericamente para o tubo 2c4h4c4h2c_55E com critério de falhas implementado na sub-rotina UMAT.

Como pode ser observado nos gráficos acima, os valores obtidos de pressão de colapso e o comportamento das curvas para ambos os elementos é muito semelhante,

apresentando valores muito próximos durante a parte linear-elástica, diferindo apenas após o início dos danos.

Para efeito de visualização da primeira tensão de falha, a curva sem a implementação do critério de falhas de inicialização e propagação de danos é apresentada, juntamente com a curva que incorpora o critério de falhas implementado na sub-rotina UMAT (Figura 74). Nela podemos observar que o ponto onde deixa de haver superposição das linhas dos gráficos é o ponto onde ocorre a primeira tensão de falha (FPF).

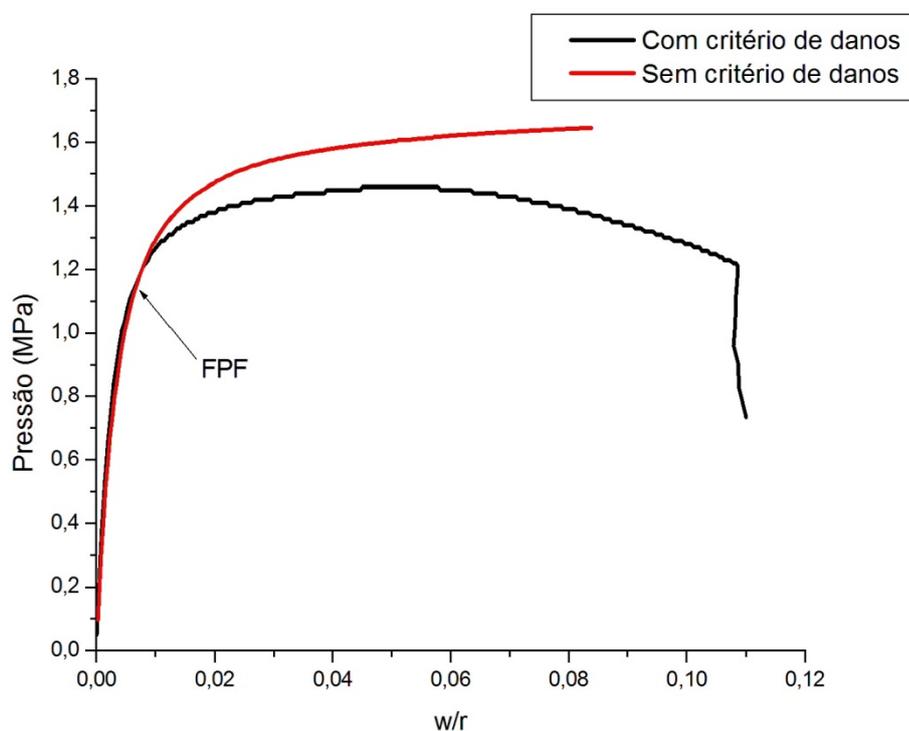


Figura 75 – Gráfico com e sem a presença de critério de inicialização e propagação de danos.

Como visto, na ausência dos critérios de inicialização e propagação de falha, o comportamento da curva é o de um material linear elástico, tendendo a curva ser sempre crescente, uma vez que não se leva em consideração a queda da rigidez em virtude do surgimento de defeitos. Nas análises feitas para a primeira pressão de falha foi observado que o valor encontrado numericamente difere do ponto onde ocorre a separação da curva com e sem o critério de danos. Isso está relacionado ao fato que o critério de falhas LaRC03 leva em consideração diversos dados que foram recolhidos da literatura justificando, assim, a diferença entre os valores.

Como citado no início do capítulo, em todos os modelos foi aplicado um carregamento hidrostático nas pontas dos tubos. Para mostrar a influência desse carregamento, a seguir é apresentado o gráfico pressão versus w/r para o tubo 4c8h2c_55S, onde é visível a diferença entre os valores de pressão de colapso, veja Figura 75:

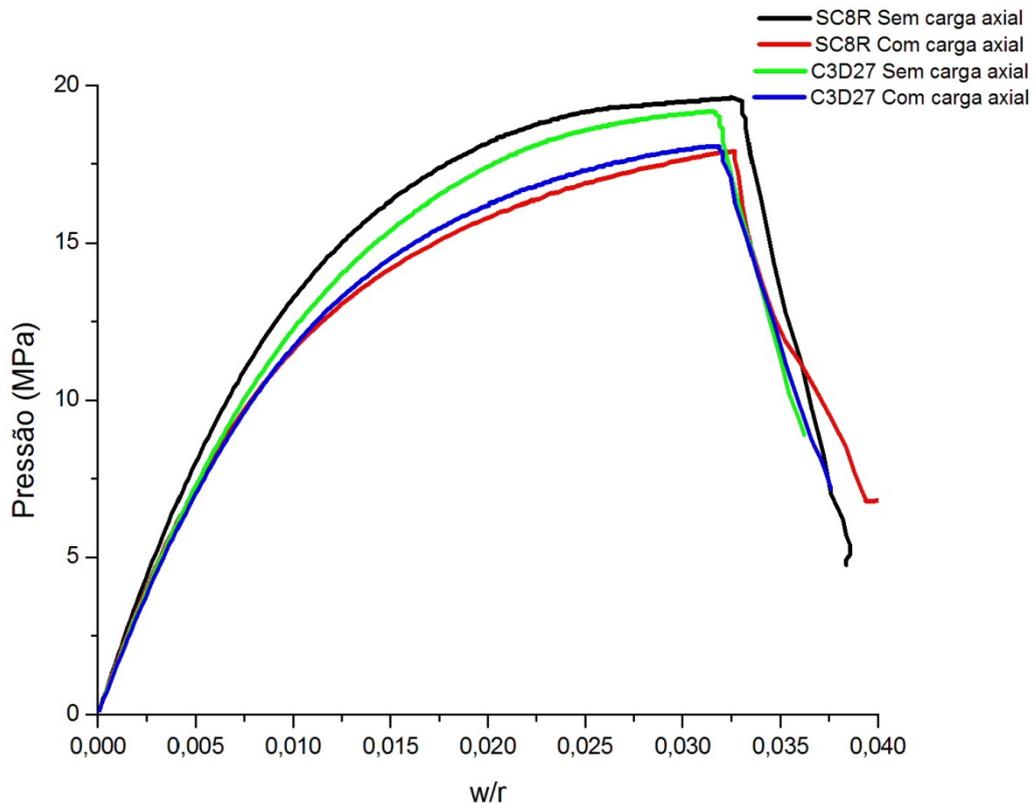


Figura 76 – Gráfico Pressão (MPa) versus w/r do tubo 4c8h2c-55S para os elementos C3D27 e SC8R com e sem a aplicação do carregamento axial.

4.3 Correlação numérico-experimental

Visando-se estabelecer uma correlação numérico-experimental para calibração do modelo de elementos finitos foram produzidos quatro tubos compósitos que foram ensaiados hidrostaticamente para determinação da pressão de colapso. Na Tabela 16 são listados os valores de pressão de colapso obtidos numérica e experimentalmente. O erro dos dados numéricos em relação aos experimentais também são apresentados.

Como pode ser observado, todos os tubos estudados apresentaram na correlação numérico-experimental erros inferiores a 5%. Os critérios de falha e os elementos estudados não

apresentaram grandes variações entre seus resultados, não sendo visível nenhum padrão ou relação entre o tipo de elemento e o conservadorismo dos resultados.

Tabela 16 – Resultados numéricos e experimentais para os tubos ensaiados.

Elemento	Tubo	Espessura (mm)	Critério de Falha	Pressão (MPa)	Erro (%)
***	Experimental 2c4h2c_55S	0,707	***	7,90	***
C3D27	2c4h2c_55S	0,707	Linde	7,52	4,81
SC8R	2c4h2c_55S	0,707	Linde	7,64	3,29
SC8R	2c4h2c_55S	0,707	ABAQUS	7,70	2,53
***	Experimental 4c8h2c_55S	0,604	***	17,40	***
C3D27	4c8h2c_55S	0,604	Linde	18,06	3,79
SC8R	4c8h2c_55S	0,604	Linde	17,91	2,93
SC8R	4c8h2c_55S	0,604	ABAQUS	17,87	2,70
***	Experimental 8c8h_55E	0,260	***	1,45	***
C3D27	8c8h_55E	0,260	Linde	1,46	0,90
SC8R	8c8h_55E	0,260	Linde	1,49	3,25
SC8R	8c8h_55E	0,260	ABAQUS	1,44	0,21
***	Experimental 2c4h4c4h2c_55E	0,360	***	4,65	***
C3D27	2c4h4c4h2c_55E	0,360	Linde	4,64	0,26
SC8R	2c4h4c4h2c_55E	0,360	Linde	4,88	4,90
SC8R	2c4h4c4h2c_55E	0,360	ABAQUS	4,76	2,32

As análises numéricas dos tubos também mostraram que a nucleação da falha do material compósito tende a ocorrer na parte superior e lateral do tubo (direções 2 e 3, respectivamente), como observado experimentalmente, o que comprova a necessidade de um refino de malha nessas regiões (as quais são equivalentes à 0° e 90° no modelo numérico). Além disso, também se comprova numericamente que as falha iniciam-se nas camadas enroladas a 88°, veja na Figura 76.

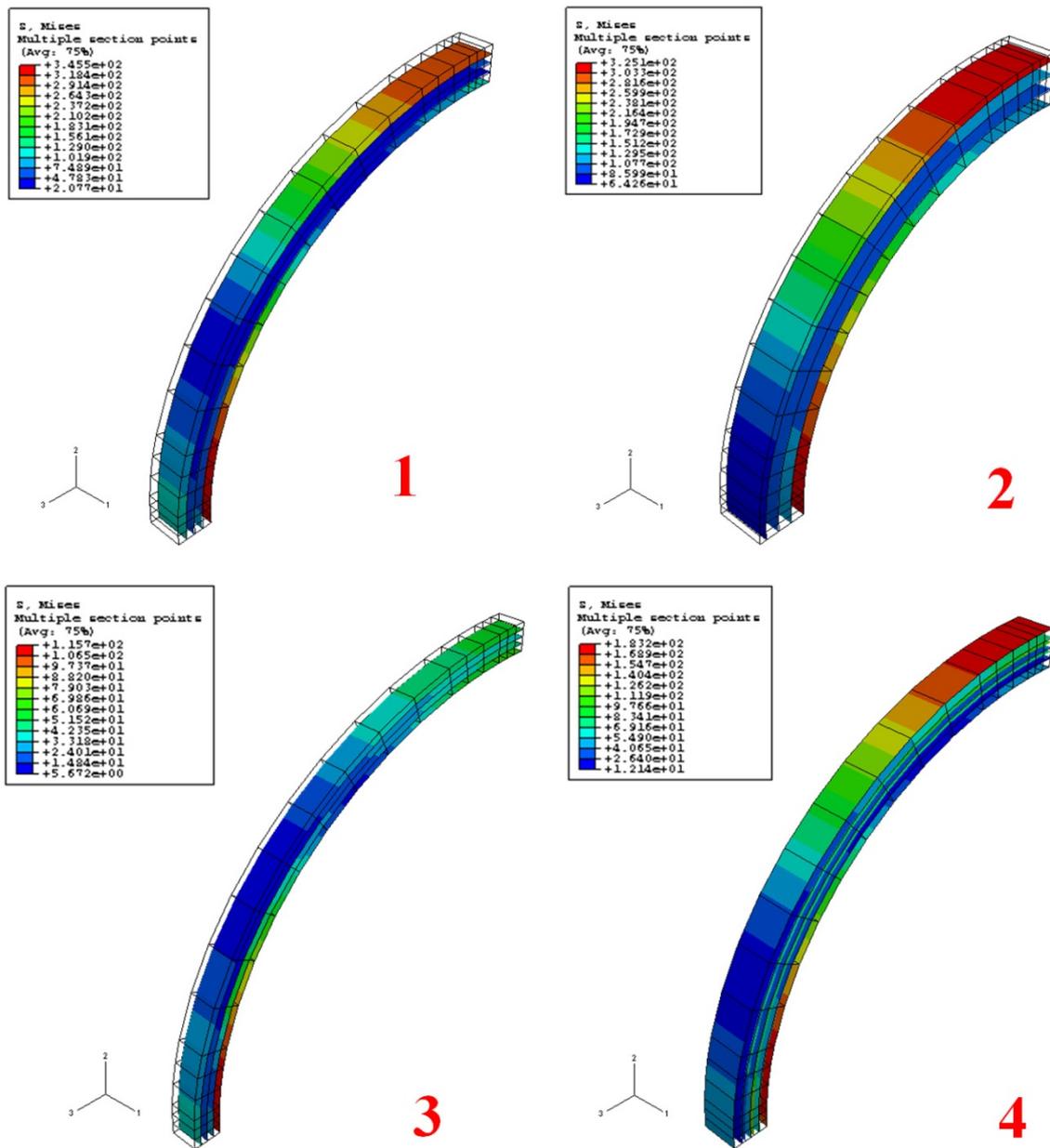


Figura 77 — Tensões de von Mises no colapso dos tubos: 1 – 2c4h2c_55S; 2 – 4c8h2c_55S; 3 – 8c8h_55E; 4 – 2c4h4c4h2c_55E.

Pelos ensaios numéricos também é possível verificar a inicialização da falha na matriz e nas fibras por esforços compressivos e trativos (Figura 77).

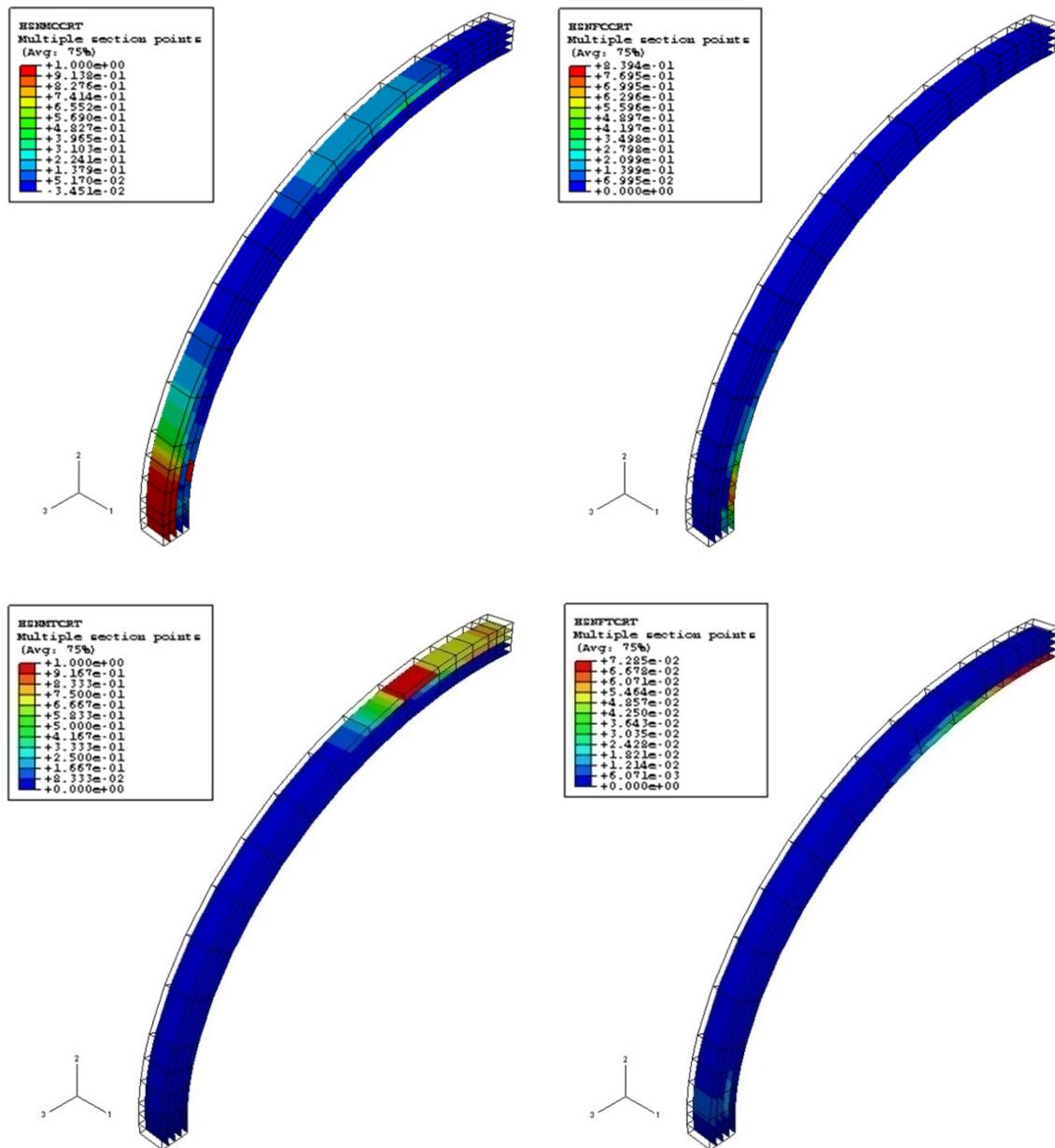


Figura 78 – Critério de iniciação de falhas do ABAQUS® para a matriz (esquerda) e fibra (direita) sob compressão (superior) e tração (inferior) para o tubo 8c8h_55E.

Também é possível observar que as tensões cisalhantes levam à falha do compósito, principalmente, nas camadas a 88° nas regiões lateral (direção 3) e superior (direção 2) como mencionado anteriormente (Figura 78).

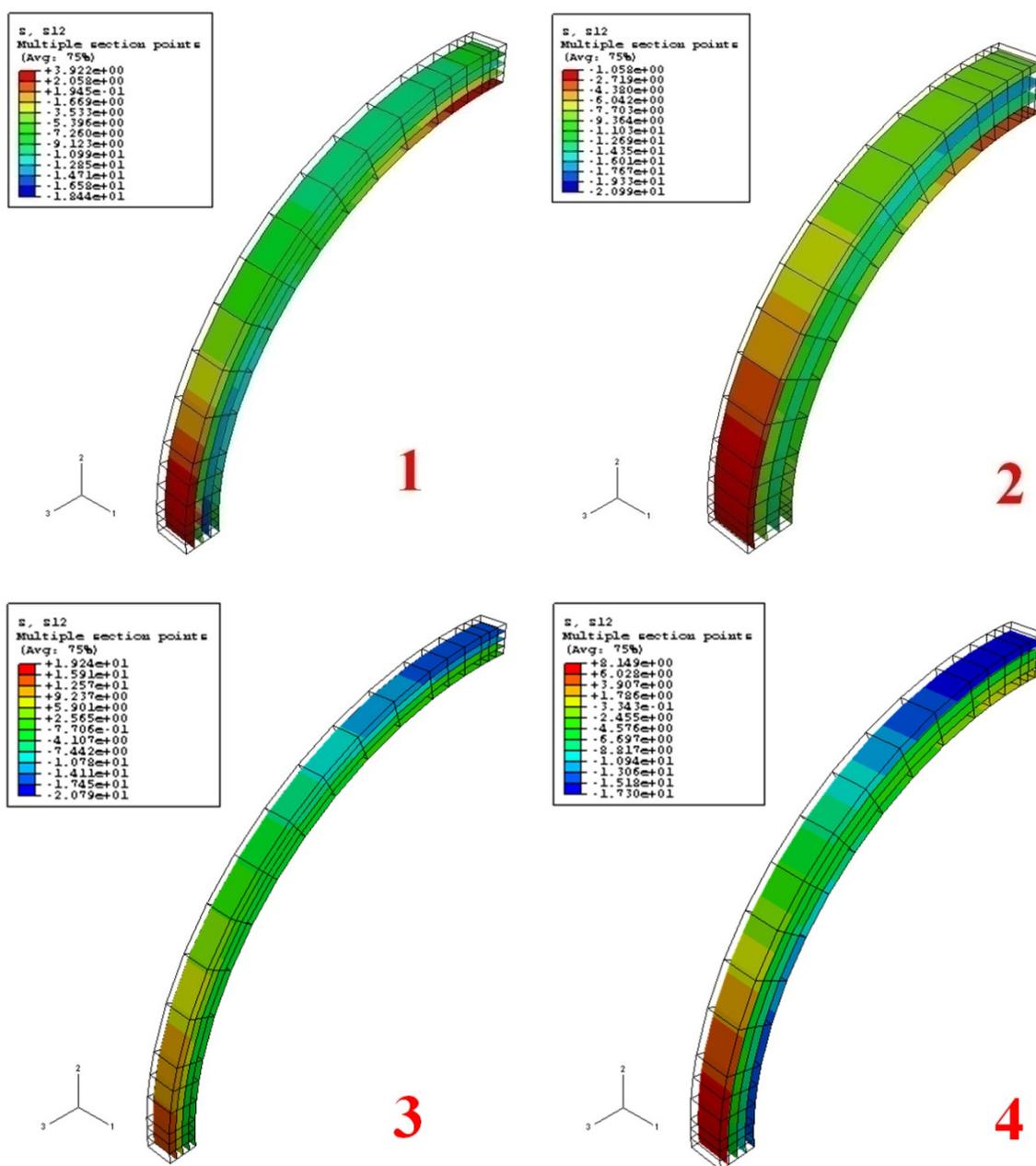


Figura 79 – Tensões cisalhantes no colapso dos tubos: 1 – 2c4h2c_55S; 2 – 4c8h2c_55S; 3 – 8c8h_55E; 4 – 2c4h4c4h2c_55E.

De acordo com as observações das falhas decorrentes dos ensaios experimentais, atentou-se para a assimetria dos modos de colapso, uma vez que na parte superior dos tubos a falha é resultante do dobramento (flexão) para o interior do tubo e, nas partes laterais, a falha resulta do achatamento (ovalização) do tubo pela pressão externa (ver Figura 47, Figura 48, Figura 51, Figura 52 e Figura 58 dos resultados experimentais). Assim, por motivos de comparação, uma malha com o dobro de elementos e simetria ao

longo dos eixos axial e radial (ou seja, simetria de $\frac{1}{4}$) foi analisada (Figura 79) para o tubo 4c8h2c_55S. A partir dela pode-se observar uma variação da pressão de colapso de apenas 1,03% quando comparada com a malha com $\frac{1}{8}$ de simetria.

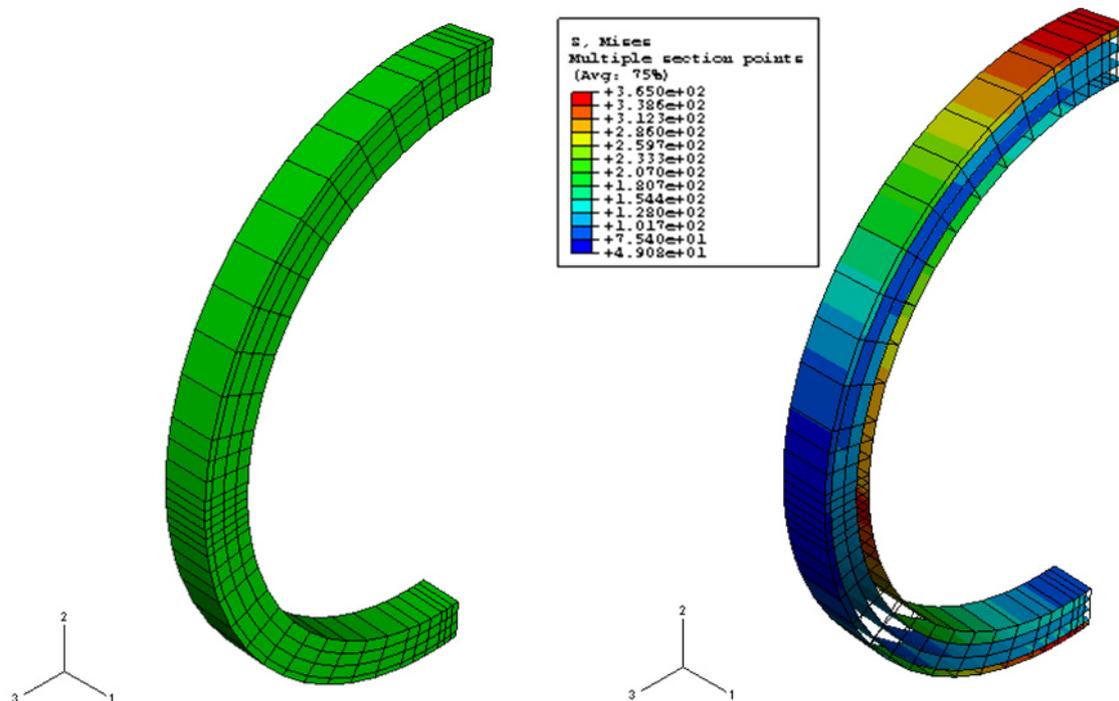


Figura 80 – Malha com $\frac{1}{4}$ de simetria e 42 elementos: antes (esquerda) e após o colapso (direita).

No que diz respeito às falhas observadas nos ensaios experimentais, também se pode dizer que o comportamento observado das camadas internas a 88° (as quais se descolam (há delaminação) das camadas a $\pm 55^\circ$ dobrando-se para dentro e fraturando) pode ser simulado através da introdução de um defeito na camada externa e a introdução de elementos coesivos na interface entre as fibras enroladas circunferencialmente e helicoidalmente. Isso porque tal comportamento é decorrente da propagação do colapso em um ambiente restrito, onde após a falha das camadas externas ocorreu a penetração de água nas camadas intermediárias do tubo, pressionando as camadas internas a 88° que acabaram por colapsar.

O modo de falha do tipo U não foi observado nos modelos numéricos, uma vez que os critérios de falha progressiva do material compósito incorporados ao modelo não levam em consideração a aplicação da carga externa sob os elementos que se encontram imediatamente abaixo dos elementos falhados. Logo, não há o equivalente numérico à

penetração de água ocorrida no modelo experimental, que propiciaria a delaminação das camadas e conseqüente colapso da estrutura no modo U.

Os ensaios numéricos mostraram uma excelente correlação numérico-experimental, mostrando que esse método pode ser utilizado seguramente para a determinação da pressão de colapso dos tubos compósitos. Vale enfatizar que as medidas obtidas do mapeamento dos tubos são fundamentais para que a correlação seja satisfatória, uma vez que foi observado que pequenas variações de espessura das camadas (da ordem de 0,01 mm) e de ovalização podem levar a grandes erros.

5 Estudo Paramétrico

Neste capítulo será apresentado um estudo numérico mostrando a influência da variação do ângulo das camadas helicoidais e da seqüência de empilhamento das camadas na pressão de colapso de tubos compósitos, além de uma comparação numérica entre um riser compósito de fibra de vidro tipo-S/epóxi e um riser rígido de aço X65.

5.1 Análise numérica de tubos com diferentes angulações da camada helicoidal

Para se estudar o efeito da angulação das camadas helicoidais na pressão de colapso de tubos compósitos de 4'' (101,6 mm) de diâmetro interno, ensaios numéricos com os modelos 2c4h2c e 4c8h4c com fibra do tipo S foram realizados variando-se os ângulos de 5° em 5° de 15° a 80°, tendo sido implementado o critério de falhas de Linde nas análises. Ambos os modelos foram discretizados como anéis de elementos sólidos contínuos (C3D27) considerando-se simetria de 1/8 e tendo 21 elementos ao longo da direção circunferencial, 4 elementos na direção radial e 1 elemento na direção axial, assim como todos os tubos analisados nesta dissertação.

O primeiro modelo possuía espessura de camadas igual a 0,707 mm e ovalização de 0,2% podendo os resultados ser vistos na Figura 80 na forma de um gráfico pressão versus w/r .

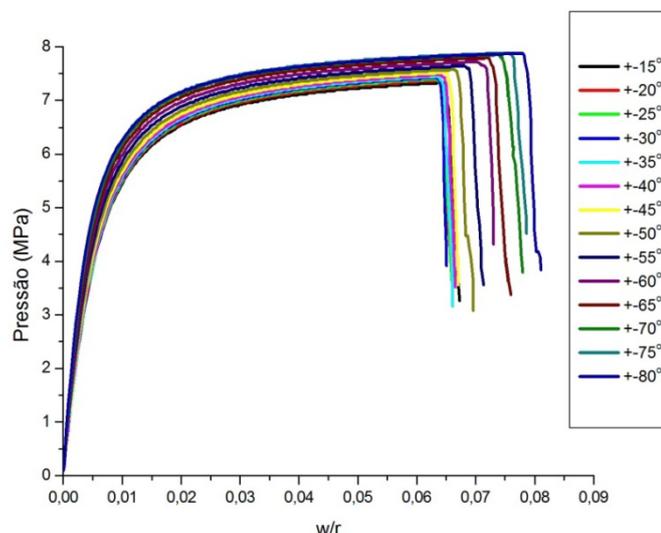


Figura 81 - Gráfico Pressão x w/r para tubos com 8 camadas (2c4h2c) e enrolamentos helicoidais variando entre 15° e 80°.

Os valores de pressão de colapso são listados na Tabela 17. Nela observa-se que a pressão de colapso aumenta juntamente com angulação das camadas helicoidais, crescendo lentamente até o ângulo de 45° e acelerando até 70° onde se estabiliza (para uma melhor visualização observe a Figura 81). Uma vez que o carregamento aplicado é predominantemente de pressão externa e, assim como um riser flexível, as camadas circunferenciais respondem aos carregamentos de pressão interna (espiral zeta) e externa (carcaça intertravada), o aumento do ângulo da camada helicoidal tende a aumentar esta resistência circunferencial, porém até certo ponto (próximo de 70°) onde a ausência de fibras ao longo na direção axial tende a enfraquecer o compósito (perda da resistência à tração), pois nesta direção as camadas encontram-se ligadas entre si somente pela matriz polimérica.

Tabela 17 – Pressão de colapso dos modelos com 8 camadas.

Modelo	Pressão de Colapso (MPa)
2c4h2c_15S	7,34
2c4h2c_20S	7,38
2c4h2c_25S	7,40
2c4h2c_30S	7,42
2c4h2c_35S	7,46
2c4h2c_40S	7,48
2c4h2c_45S	7,52
2c4h2c_50S	7,58
2c4h2c_55S	7,64
2c4h2c_60S	7,72
2c4h2c_65S	7,80
2c4h2c_70S	7,86
2c4h2c_75S	7,88
2c4h2c_80S	7,88

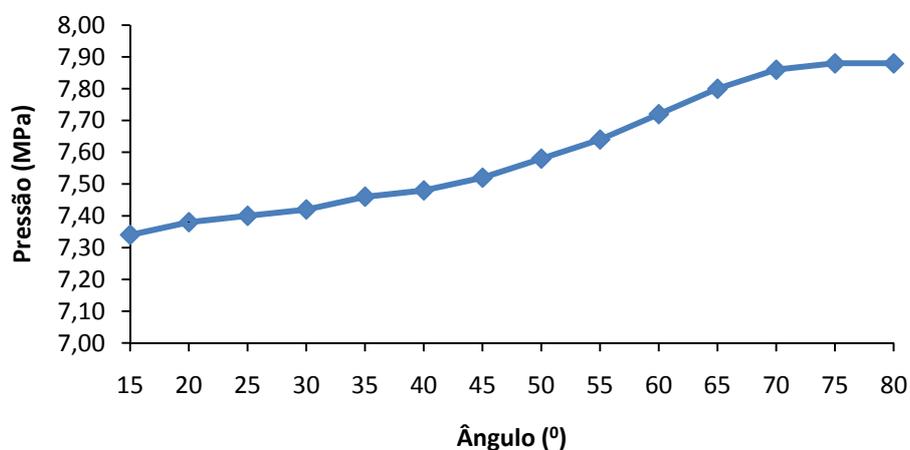


Figura 82 – Comportamento da pressão de colapso com o ângulo das camadas helicoidais.

Além disso, com relação à Figura 81 e Tabela 17, em termos de tensões pode-se dizer que ao passo que o ângulo de enrolamento vai aumentando, a resistência à tensão circunferencial também aumenta, pois as fibras vão estar alinhadas com essa direção de tensionamento, e a resistência à tensão longitudinal vai diminuindo. Assim sendo, pode-se dizer que para as fibras com orientação próximas de 90° , a resistência do compósito segue, aproximadamente, a regra das misturas direta. Por outro lado, a resistência longitudinal do compósito segue, aproximadamente, a regra das misturas inversa.

A Figura 82 apresenta as tensões circunferenciais (σ_{cc}) e longitudinais (σ_{ll}) que atuam em um tubo. Observa-se que carregamentos paralelos às fibras próximas a 90° e 0° conferem resistências circunferencial e longitudinal máximas, respectivamente, pois as fibras respondem pelo carregamento. Por outro lado, carregamentos perpendiculares às fibras próximas a 90° e 0° conferem resistências circunferencial e longitudinal mínimas, respectivamente, pois a matriz responde ao carregamento. Vale ressaltar que nas fibras com orientações intermediárias a 90° e 0° têm-se a decomposição da resistência em uma parcela circunferencial e uma longitudinal.

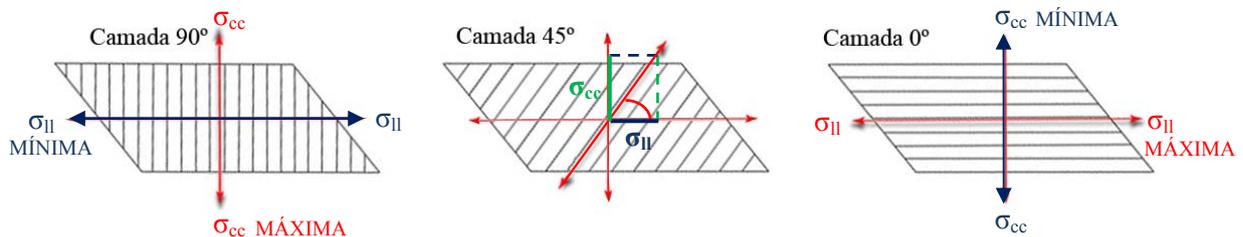


Figura 83 – Tensões circunferenciais e longitudinais em tubos com diferentes angulações.

Para o segundo modelo foram consideradas espessuras de camadas iguais a 0,604 mm e ovalização de 0,2%. Os resultados são apresentados na forma de um gráfico pressão versus w/r na Figura 83.

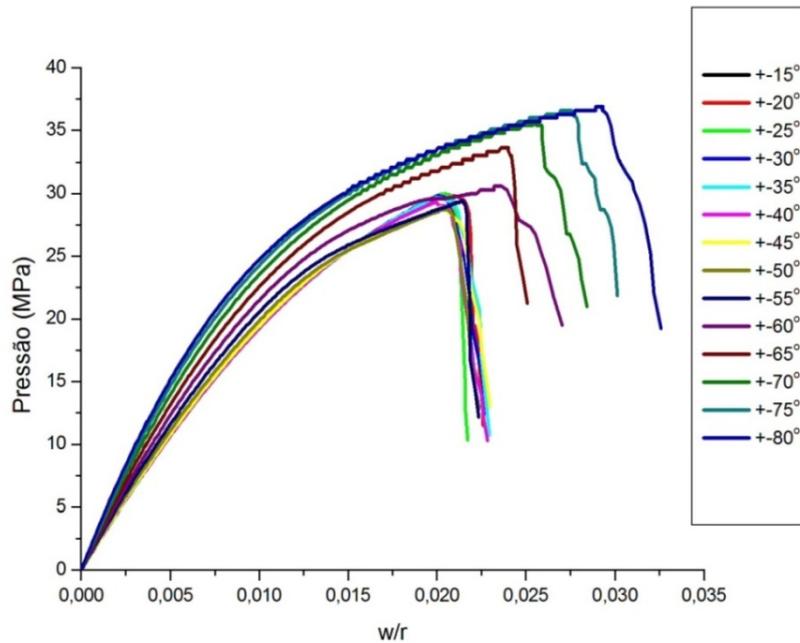


Figura 84 - Gráfico Pressão x w/r para tubos com 16 camadas (4c8h4c) e enrolamentos helicoidais variando entre 15° e 80°.

As pressões de colapso são listadas na Tabela 18 e Figura 84, onde se verifica uma pequena queda gradual das mesmas até o ângulo de 50°, a partir do qual as mesmas crescem rapidamente e se estabilizam em 75°. A explicação para o crescimento e a estabilização da pressão de colapso para ângulos altos é a mesma que o caso anterior. Já a queda da pressão para ângulos inferiores a 55° pode estar relacionada com a elevada razão diâmetro/espessura ($D/t = 12,51$) resultando em um estado plano de deformações no interior do tubo, causando à falha do compósito.

Tabela 18 – Pressão de colapso dos modelos com 16 camadas.

Modelo	Pressão de Colapso (MPa)
4c8h4c_15S	29,97
4c8h4c_20S	30,00
4c8h4c_25S	29,97
4c8h4c_30S	29,85
4c8h4c_35S	29,70
4c8h4c_40S	29,31
4c8h4c_45S	28,92
4c8h4c_50S	28,77
4c8h4c_55S	29,46
4c8h4c_60S	30,06
4c8h4c_65S	33,60
4c8h4c_70S	35,70
4c8h4c_75S	36,60
4c8h4c_80S	36,90

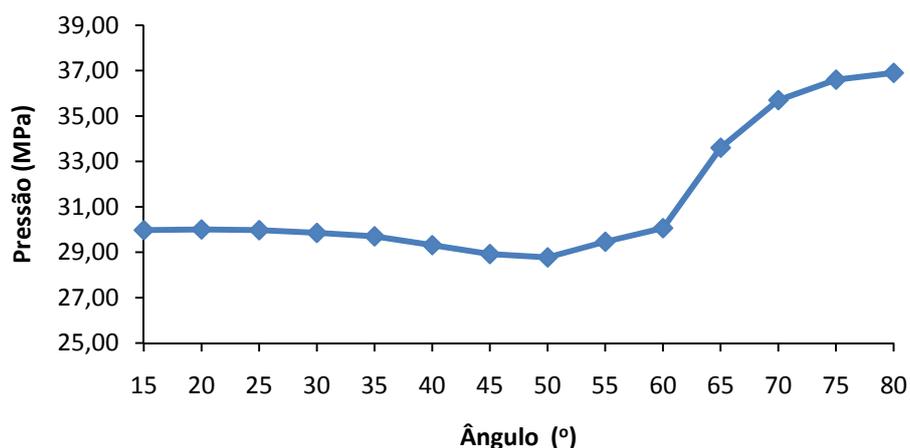


Figura 85 – Comportamento da pressão de colapso com o ângulo das camadas helicoidais.

Como visto, um tubo compósito sujeito predominantemente a carregamentos de pressão externa tende a apresentar maior resistência para ângulos das camadas helicoidais superiores a 70°. Porém, estes tendem a reduzir a resistência axial do compósito uma vez que na ausência de fibras ao longo desta direção a matriz polimérica responde pelo carregamento.

5.2 Análise numérica de tubos com diferentes seqüências de empilhamento de camadas

Para se estudar o efeito da seqüência de empilhamento das camadas na pressão de colapso de tubos compósitos de fibra de vidro tipo-S/epóxi com 4'' (101,6 mm) de diâmetro interno, ensaios numéricos com 8 modelos de 16 camadas foram realizados. Os modelos foram separados em quatro grupos, sendo que em cada grupo um modelo inicia a seqüência de empilhamento com camadas circunferenciais e o outro com camadas helicoidais. Ambos os modelos foram discretizados como anéis de elementos de casca contínuos (SC8R) considerando-se simetria de 1/8 e tendo 21 elementos ao longo da direção circunferencial, 1 elemento na direção radial e 1 elemento na direção axial. Todos os modelos apresentavam espessura de camadas igual a 0,604 mm e ovalização de 0,2%.

O primeiro grupo possuía as seguintes configurações: 8c8h_55S e 8h8c_55S. Os resultados podem ser vistos na forma de um gráfico pressão versus w/r na Figura 85.

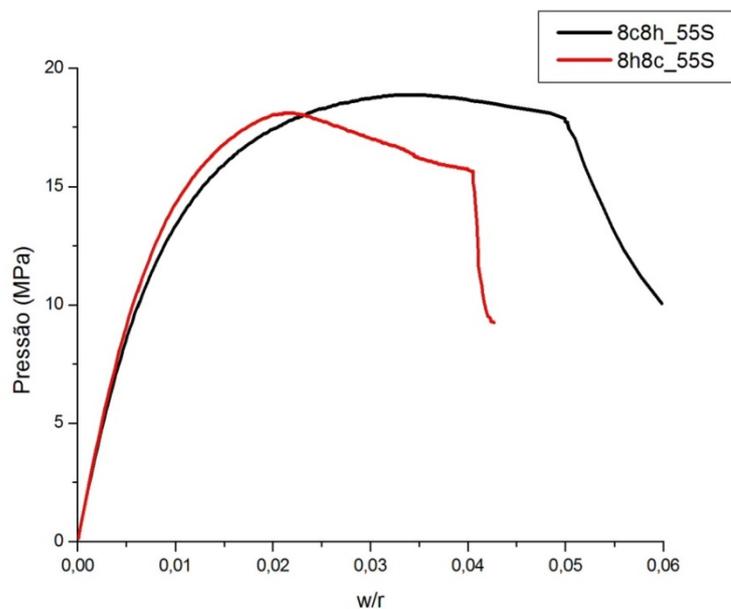


Figura 86 – Gráfico Pressão (MPa) x w/r para os modelos: 8c8h_55S e 8h8c_55S.

O primeiro grupo apresentou pequena variação na pressão de colapso, sendo esta ligeiramente maior no modelo 8c8h_55S.

O segundo grupo possuía as seguintes configurações: 4c8h4c_55S e 4h8c4h_55S. Os resultados podem ser vistos na forma de um gráfico pressão versus w/r na Figura 86.

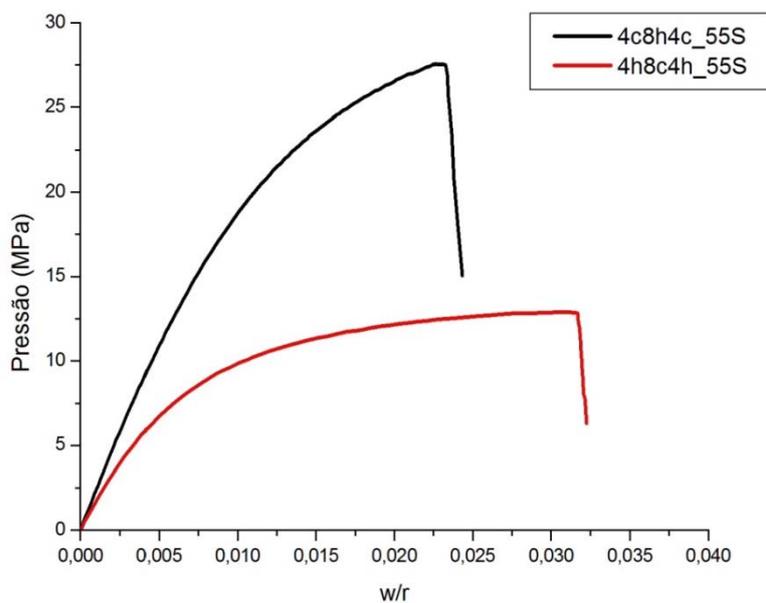


Figura 87 – Gráfico Pressão (MPa) x w/r para os modelos: 4c8h4c_55S e 4h8c4h_55S.

É notável no segundo grupo que a seqüência de empilhamento apresenta influência significativa no valor da pressão de colapso, sendo que o modelo que se inicia e termina com camadas helicoidais apresenta pressão de colapso equivalente a 46,8% da pressão colapso do outro tubo.

O terceiro grupo possuía as configurações: 2c4h4c4h2c_55S e 2h4c4h4c2h_55S. Os resultados podem ser vistos na forma de um gráfico pressão versus w/r na Figura 87.

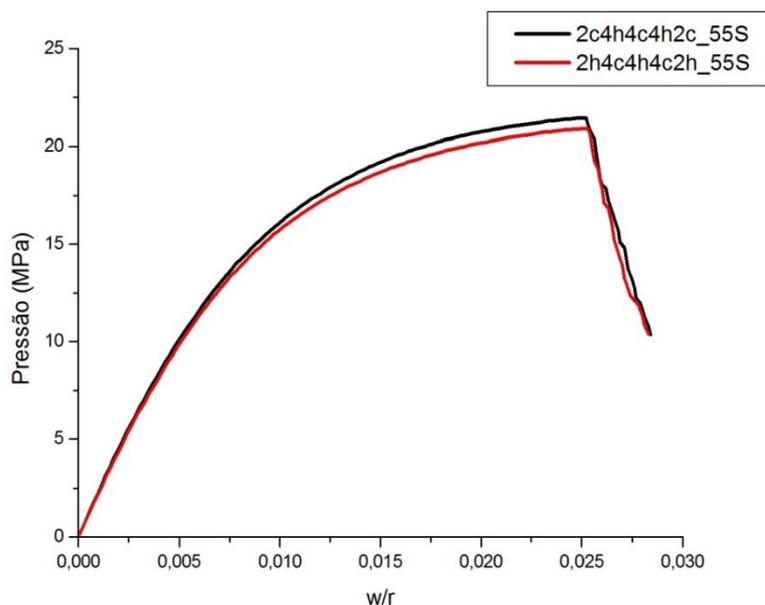


Figura 88 – Gráfico Pressão (MPa) x w/r para os modelos: 2c4h4c4h2c_55S e 2h4c4h4c2h_55S.

Assim como no caso anterior, a variação na pressão de colapso entre os dois modelos desse grupo foi muito pequena, sendo, porém, superior para o modelo iniciado e terminado com camadas circunferenciais (2c4h4c4h2c_55S).

O quarto grupo possuía as configurações: 2c2h2c2h2c2h2c2h_55S e 2h2c2h2c2h2c2h2c_55S. Os resultados podem ser vistos na forma de um gráfico pressão versus w/r na Figura 88.

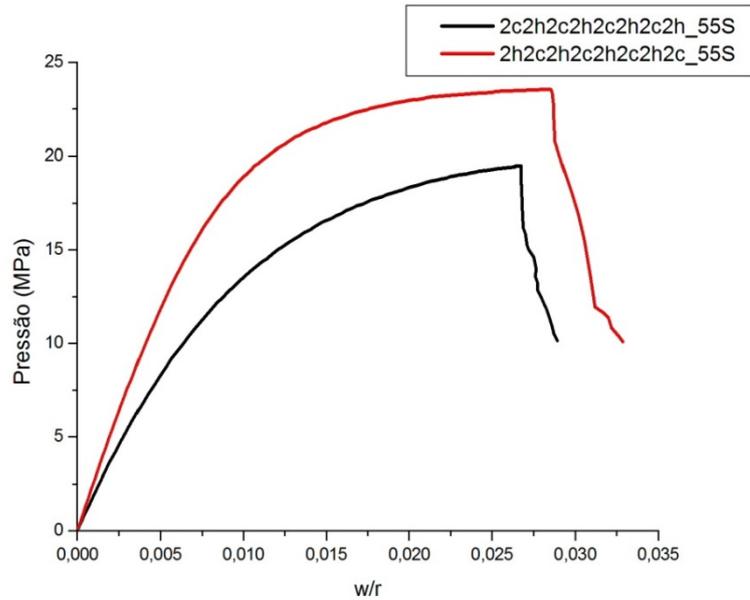


Figura 89 – Gráfico Pressão (MPa) x w/r para os modelos: 2c2h2c2h2c2h2c2h_55S e 2h2c2h2c2h2c2h2c_55S.

Pode ser visto para o quarto grupo que a pressão de colapso do modelo iniciado com camadas helicoidais e finalizado com camadas circunferenciais apresentou maior pressão de colapso, sendo a pressão de colapso do segundo modelo equivalente a 82,55% desta.

Os resultados de pressão de colapso dos tubos são apresentados na Tabela 19 abaixo. Nela observa-se que em três dos quatro grupos analisados a pressão de colapso foi maior nos tubos finalizados com camadas circunferenciais. Os grupos 3 e 1, respectivamente, foram os que apresentaram menor variação da pressão de colapso.

Tabela 19 – Pressão de colapso dos tubos compósitos para os quatro grupos analisados.

Grupo	Modelo	Pressão de Colapso (MPa)
Grupo 1	8c8h_55S	18,87
	8h8c_55S	18,09
Grupo 2	4c8h4c_55S	27,57
	4h8c4h_55S	12,90
Grupo 3	2c4h4c4h2c_55S	21,45
	2h4c4h4c2h_55S	20,91
Grupo 4	2c2h2c2h2c2h2c2h_55S	19,44
	2h2c2h2c2h2c2h2c_55S	23,55

5.3 Comparação entre tubo compósito e tubo de aço X65

Uma comparação entre os dois tubos compósitos de fibra de vidro do tipo S/epóxi que foram ensaiados numericamente e hidrosticamente e tubos de aço X65 ensaiados numericamente foi estabelecida. Essa comparação teve por finalidade determinar a razão D/t e o peso de tubos de aço X65 para uma mesma pressão de colapso obtida para os tubos compósitos. Além disso, também foi estabelecida uma comparação numérica entre dutos compósitos e de aço X65 com 18” de diâmetro interno.

Para tal, os tubos de aço X65 foram modelados como um material elasto-plástico seguindo a lei de endurecimento abaixo:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \quad \text{para} \quad \sigma < \sigma_p \quad (5.1)$$

$$\varepsilon = \frac{\sigma_p}{E} \left[\frac{1}{n} \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^n - \frac{1}{n} + 1 \right] \quad \text{para} \quad \sigma \geq \sigma_p \quad (5.2)$$

para deformações inferiores a 10%. Os parâmetros de ajuste das equações acima para o aço X65 são dados na Tabela 20 a seguir.

Tabela 20 – Dados de ajuste para aço X65 (NETTO, 2007).

Material	E (GPa)	v	σ_p (MPa)	σ_y (MPa)	n
Aço X65	207	0,3	325	448	9,65

As tensões e deformações nominais na parte plástica da curva do aço X65 foram convertidas em tensões verdadeiras e deformações plásticas através das equações abaixo:

$$\sigma_v = \sigma_{nom}(1 + \varepsilon_{nom}) \quad (5.3)$$

$$\varepsilon_v = \ln(1 + \varepsilon_{nom}) - \frac{\sigma_v}{E} \quad (5.4)$$

sendo, σ_{nom} a tensão nominal e ε_{nom} a deformação nominal. A curva tensão verdadeira versus deformação plástica é plotada na Figura 89, sendo esta utilizada para modelar o aço X65.

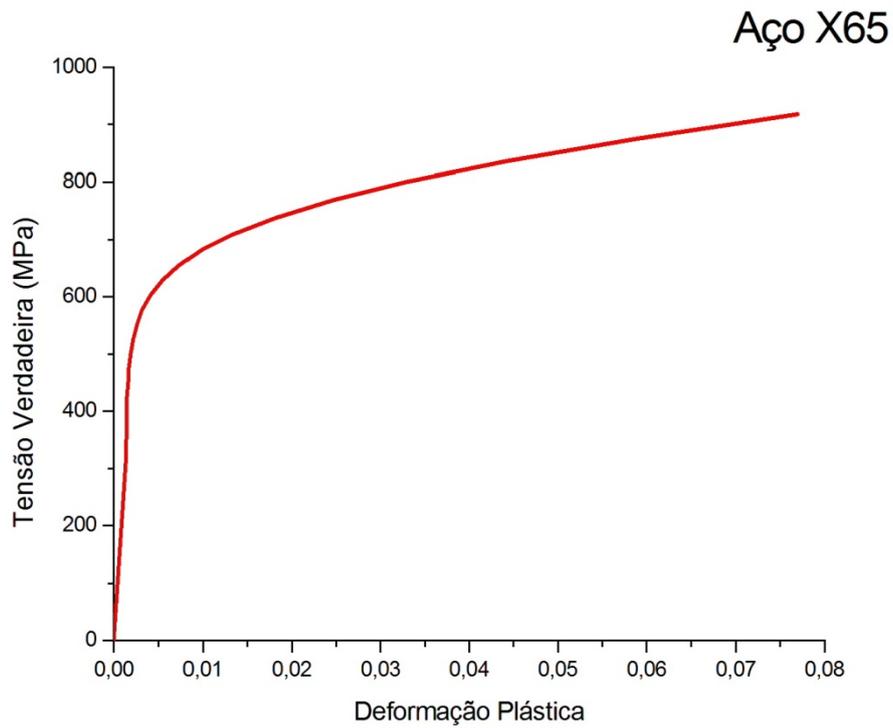


Figura 90 – Curva tensão verdadeira versus deformação plástica para o aço X65.

As curvas de pressão versus w/r obtidas das simulações numéricas para o aço X65 são apresentadas na Figura 90.

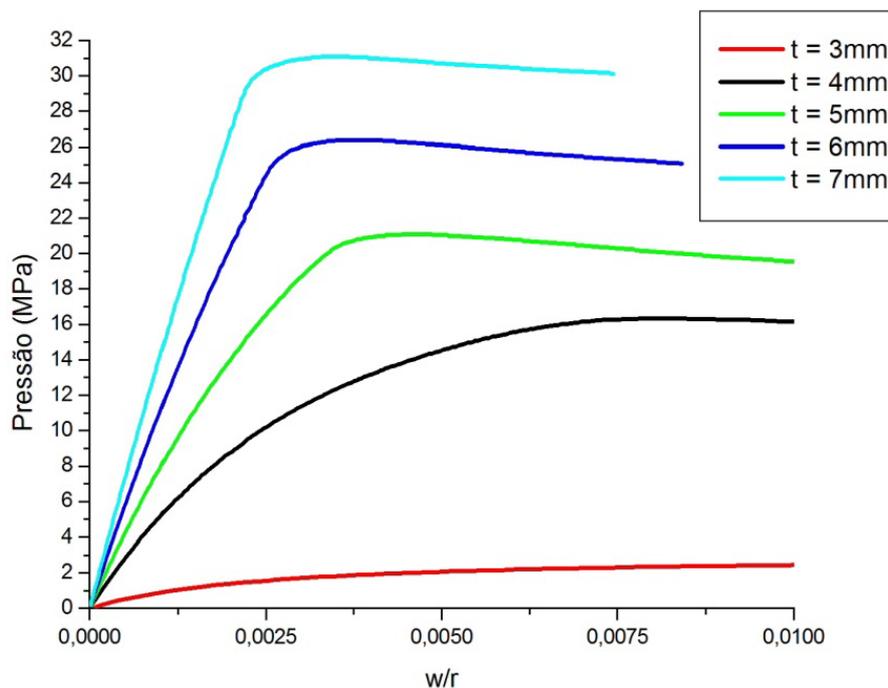


Figura 91 - Gráfico Pressão x w/r para tubos de aço X65 com diferentes espessuras.

A Tabela 21 abaixo apresenta uma relação entre um duto compósito e um de aço X65 onde para uma mesma pressão de colapso foram obtidos os valores de espessura, D/t e peso por metro.

Nela pode ser visto que um tubo de aço X65, analisado numericamente, quando comparado com o tubo compósito 2c4h2c_55S produzido experimentalmente (o qual apresenta espessura de parede igual a 5,5 mm, $D/t = 21,05$ e $P_{co} = 7,90$ MPa), apresenta espessura inferior a 3 mm para a mesma pressão de colapso do tubo compósito.

O valor de espessura exato de um tubo de aço X65 para a mesma pressão de colapso do tubo de compósito foi calculado numericamente como sendo igual a 2,95 mm. Portanto, um tubo de aço que apresente a mesma resistência que o tubo compósito citado, tem uma espessura menor (aproximadamente metade da espessura do compósito), porém seu peso é maior que o dobro do de um tubo compósito (3 kg por metro para espessura de 5,5 mm) sendo de 7,59 kg por metro, para a espessura de 2,95 mm.

Tabela 21 – Comparação entre dutos de Aço X65 e compósito fibra de vidro tipo-S/epóxi.

COMPÓSITO			P_{co} (MPa)	AÇO X65		
t (mm)	D/t	Peso (Kg/m)		t (mm)	D/t	Peso (Kg/m)
5,68	19,89	3,33	8,22	3	35,86	7,72
7,44	15,66	4,43	16,33	4	27,40	10,39
8,24	14,33	4,95	21,08	5	21,92	13,11
9,20	13,04	5,57	26,36	6	18,27	15,88
10,13	12,03	6,19	31,08	7	15,66	18,70

Para o caso do tubo 4c8h2c_55S, que apresenta espessura de parede igual a 8,456 mm, $D/t = 14,32$ e pressão de colapso igual a 17,40 MPa, tais comparações também mostram que um tubo de aço X65 com resistência equivalente à do compósito deve ter espessura de parede superior à 4 mm (cerca de metade da espessura do compósito). O valor exato da espessura foi calculado numericamente como sendo igual a 4,15 mm, apresentando, conseqüentemente, um peso igual a 10,80 kg/m, ao passo que, o tubo compósito citado apresentaria peso de 5,1 kg/m, ou seja, metade do peso de um respectivo tubo de aço X65.

Uma análise para dutos de 18” de diâmetro interno foi realizada para pressões de colapso correspondentes a 2000 m (20,69 MPa ou 3000 psi) e 3000 m (34,48 MPa ou 5000 psi) de profundidade. Na Tabela 22 são apresentados os valores de espessura, D/t e peso por metro para um duto compósito e um duto de aço X65 para um mesma pressão de colapso.

Tabela 22 - Comparação entre dutos de Aço X65 e compósito fibra de vidro tipo-S/epóxi de 18”.

COMPÓSITO			P _{co} (MPa)	AÇO X65		
t (mm)	D/t	Peso (Kg/m)		t (mm)	D/t	Peso (Kg/m)
37,2	14,29	100,54	20,69	24,0	21,05	284,09
73,7	8,20	213,88	34,48	40,0	13,43	489,22

Como pode ser observado nas Tabela 21 e Tabela 22, um duto compósito com mesma resistência que um duto de aço X65 apresenta o dobro da espessura, porém metade do peso, o que na indústria de petróleo offshore significa uma economia nos gastos em flutuadores para plataformas flutuantes, ou seja, no projeto da plataforma, e para os próprios risers.

Além disso, os tubos de 18” por sua leveza, baixo custo e facilidade de produção aparecem como uma solução para os desafios da exploração em águas profundas e ultra profundas, principalmente com as descobertas na camada do pré-sal em profundidades superiores a 2000 m.

6 Conclusões

O desenvolvimento de risers rígidos compósitos produzidos pela técnica de enrolamento filamentar foi estudado neste trabalho. Tubos compósitos com reforços de fibra de vidro dos tipos S e E e matriz de resina epóxi foram produzidos pela técnica de enrolamento filamentar. Ensaios hidrostáticos de pressão externa foram feitos nos tubos compósitos para determinação da pressão de colapso dos mesmos.

Simulações numéricas pelo método de elementos finitos foram realizadas com o programa ABAQUS[®], visando reproduzir os testes experimentais realizados na determinação das pressões de colapso e primeira pressão de falha dos tubos compósitos.

Posteriormente, com o modelo calibrado um estudo paramétrico para determinação da melhor angulação, seqüência de empilhamento e quantidade de camadas compósitas necessárias para resistir a uma pressão externa pré-estabelecida foi feito. Uma comparação entre tubos compósitos de fibra de vidro do tipo S/epóxi que foram ensaiados numericamente e hidrostaticamente e tubos de aço X65 ensaiados numericamente foi estabelecida. Essa comparação teve por finalidade determinar a razão D/t e o peso de tubos de aço X65 para uma mesma pressão de colapso obtida para os tubos compósitos. As conclusões dessa dissertação são apresentadas a seguir.

Parte experimental

- Os tubos fabricados com fibras de vidro do tipo-E apresentaram pressões de colapso inferiores às dos tubos de fibra de vidro do tipo S, sendo estas no mínimo $\frac{1}{4}$ menores que a de um tubo de fibra do tipo S com a mesma quantidade de camadas;
- As falhas do compósito se dão ao longo das direções 2 e 3 (ver Figura 47, Figura 51, Figura 55 e Figura 58) devido às excessivas deformações de flexão e de membrana ao longo das regiões mais deformadas;
- Os ensaios experimentais mostraram que os tubos apresentam modo de falha no colapso do tipo U, à exceção do tubo 8c8h_55E o qual falhou devido à falha da matriz na superfície externa. Os modos de falha do tipo U não foram reproduzidos numericamente, porém a falha da matriz do tubo 8c8h_55E foi;
- A propagação confinada do colapso das camadas internas a 88° dos tubos de fibra S ao longo da direção axial se dá devido à falha localizada das camadas exteriores,

que levam à penetração de água nas camadas intermediárias fazendo pressão diretamente na superfície das camadas circunferenciais internas causando o colapso da mesma. Tal fato não foi reproduzido numericamente, uma vez que os critérios de falha utilizados não aplicavam a pressão externa sob os elementos imediatamente abaixo dos elementos falhados do tubo. Sendo assim, não se reproduz o surgimento de defeitos superficiais localizados e a penetração de água entre as camadas que leva ao colapso em modo U;

- A seqüência de empilhamento das camadas no tubo influencia significativamente os valores de pressão de colapso, como pode ser observado para os tubos de fibra E;
- A ausência de camadas circunferenciais externas no tubo 8c8h_55E acarretou a falha prematura da matriz do compósito, o que levou á penetração de água no interior do tubo e subsequente falha a baixa pressão quando comparado com o tubo 2c4h4c4h2c_55E;

Parte numérica

- Os resultados numéricos apresentaram pequena variação no que diz respeito à pressão de colapso;
- A resistência à pressão externa dos tubos não apresenta um padrão linear de crescimento com o aumento do número de camadas, sendo tal fato comprovado numérica e experimentalmente;
- Não foi verificado nenhum padrão ou relação entre os diferentes elementos analisados (C3D27 e SC8R) e o conservadorismo dos resultados, tanto para o critério de falhas intrínseco do ABAQUS[®] quanto para o critério de Linde implementado na sub-rotina UMAT;
- A correlação numérico-experimental apresentou erros inferiores a 5% para todos os elementos e critérios de falha progressiva analisados;
- A presença do carregamento hidrostático é fundamental para que uma boa correlação numérico-experimental seja atingida;
- A simetria de 1/8 utilizada nos modelos numéricos mostrou-se adequada para retratar o comportamento do tubo sob pressão externa, não sendo necessário o uso de uma malha com simetria de 1/4;

- Foi comprovado numericamente que as fibras enroladas a 88° tendem a fraturar devido às excessivas tensões cisalhantes;
- Numericamente podem ser identificadas as regiões onde ocorrem falhas nas fibras e na matriz, tanto por esforços trativos quanto por esforços compressivos;

Estudo paramétrico

- Variações na orientação das fibras das camadas helicoidais, em tubos sujeitos predominantemente a carregamentos de pressão externa, mostraram que ângulos superiores a 70° aumentam significativamente a pressão de colapso;
- A seqüência de empilhamento influencia substancialmente a pressão de colapso de um tubo compósito;
- Numa comparação numérica entre um tubo de aço X65 vis-à-vis um tubo compósito de fibra de vidro S/epóxi observa-se que um tubo compósito, com a mesma resistência ao colapso que um tubo de aço X65, apresenta o dobro da espessura que um tubo de aço X65, contudo metade do peso;
- Tubos de 18” de diâmetro interno surgem com excelentes alternativas para a exploração de petróleo em águas profundas e ultraprofundas.

7 Sugestões para trabalhos futuros

A seguir são apresentadas sugestões de testes experimentais e numéricos para complementação e aperfeiçoamento deste trabalho.

Parte experimental

- Realizar testes de tração e compressão nos tubos sob pressão externa;
- Realizar ensaios de pressão interna;
- Realizar ensaios de flexão pura, para simular o enrolamento em carretel;
- Realizar ensaios hidrostáticos com sensor de ultra-som acoplado ao tubo para se determinar experimentalmente a primeira tensão de falha;
- Realizar testes de fratura para a determinação dos modos I e II da taxa de liberação de energia elástica (G_{IC} e G_{IIC}) do compósito;
- Realizar ensaios de compressão nos laminados compósitos unidirecionais para as três direções, objetivando uma melhor caracterização do material;
- Realizar ensaios para a determinação das tensões cisalhantes dos laminados compósitos unidirecionais, para uma melhor caracterização do material;
- Determinar os três módulos de Poisson, para uma melhor caracterização do material;
- Realizar testes experimentais considerando carregamento combinado de pressão e flexão, pressão e tração;
- Realizar testes de fadiga do compósito;
- Realizar um estudo experimental para verificar a influência dos ângulos das camadas helicoidais;
- Realizar um estudo experimental para verificar a influência da seqüência de empilhamento das camadas ao longo da espessura do tubo;
- Realizar um estudo experimental variando-se a quantidade de camadas helicoidais e circunferenciais do tubo, sob diferentes carregamentos;
- Aumentar a base de dados de testes experimentais de tubos compósitos sob pressão externa;

Parte numérica

- Simular o enrolamento em carretel do riser;
- Simular a propagação do colapso;
- Simular um ensaio de pressão interna;
- Realizar uma análise global do riser, levando-se em consideração: cargas das ondas, correntes, tração, flexão e fadiga;
- Simular diferentes seqüências de empilhamento de camadas ao longo da espessura do tubo.

8 Referências bibliográficas

ABAQUS® Documentation Version 6.6, ABAQUS® Analysis User's Manual, USA, 2006.

BAI, J., SEELEUTHNER, P., BOMPARD, P., “Mechanical Behaviour of $\pm 55^\circ$ Filament-Wound Glass-fibre/Epoxy-Resin Tubes: I. Microstructural Analyses, mechanical Behaviour and Damage Mechanisms of Composite Tubes Under Pure Tensile Loading, Pure Internal Pressure, and Combined Loading”, *Composites Science and Technology*, 57, pp. 141-153, 1997.

BARRAU, J.J., LAROZE, S., “Structure en Matériaux Composites”, *Techniques de l'Ingénieur*, traité Génie mécanique, Dossiê: B 5 080, pp.1-18, novembre, 1990.

BELL, J.M., CHIN, Y.D., HANRAHAN, S., “State of Art of Ultra Deepwater Production Technologies”, *Offshore Technology Conference*, pp.1-13, 2005.

BENZEGGAGH, M.L.; KENANE, M.; “Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus”, *Composites and Science Technology* 56, pp. 439-449, 1996.

BINSE, P., “Fabrication de Profilés en Composites par Pultrusion”, *Techniques de l'Ingénieur*, *Traité Génie Mécanique*, Dossiê: A 3 730, pp.1-11, février, 1995.

CAMANHO, P. P., DÁVILA, C.G., PINHO, S.T., IANNUCCI, L., ROBINSON, P., “Prediction of in Situ Strengths and Matrix Cracking in Composites under Transverse tension and In-plane Shear”, *Composites - Part A*, pp. 165-176, 37, 2006.

CAMANHO, P. P., and C. G. DAVILA, “Mixed-Mode Decohesion Finite Elements for the Simulation of Delamination in Composite Materials,” *NASA/TM-2002-211737*,

pp. 1–37, 2002.

CAMUSSI, A. B. S., “Desenvolvimento de Material Compósito Visando a Fabricação de Risers Rígidos por Enrolamento Filamentar”, Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, 21 de Maio de 2007.

CARLONE, P., PALAZZO, G.S., PASQUINO, R., “Pultrusion Manufacturing Process Development by Computational Modelling and Methods”, *Mathematical and Computer Modelling*, vol. 44, pp. 701-709, 2006.

CARROLL, M., ELLYIN, F., KUJAWSKI, D. CHIU, A.S., “The Rate-Dependent Behaviour of $\pm 55^\circ$ Filament-Wound Glass-Fibre/Epoxy Tubes under Biaxial Loading”, *Composites Science And Technology*, issue 4, pp. 391-403, 1995.

CARVALHO, A., “Fiberglass x Corrosão – Especificação, Instalação e Manutenção de Equipamentos de Fiberglass para Ambientes Agressivos”, São Paulo, Brasil, 1992.

CHEREMISINOFF, N.P., “Fiberglass Reinforced Plastics”, William Andrew Publishing Noyes, 1995.

CHUNG, D.L., “Carbon Fiber Composites”, Butterworth-Heinemann, USA, 1994.

COHEN, D., MANTELL, S.C., ZHAO, L., “Effect of Fiber Volume Fraction on Filament Wound Composite Pressure Vessel Strength”, *Composites, Part B* – vol. 32, pp. 413-429, 2001.

DÁVILA, C. G., CAMANHO, P. P. e ROSE, C. A., “Failure Criteria for FRP Laminates”, *Journal of Composite Materials*, Vol. 39, Nº: 4, 323-345, 2005.

DÁVILA, C.G., CAMANHO, P.P., “Failure Criteria for FRP Laminates in Plane

Stress”, NASA/TM-2003-212663, National Aeronautics and Space Administration, 2003.

DEPARTMENT OF DEFENCE HANDBOOK, Composites Materials Handbook, Vol.2 Polymer Matrix Composites – Materials Properties, June, 2002.

DNV-OS-C501, Offshore Standard “Composite Components”, Det Norske Veritas, Høvik, Norway, 2002.

DNV-RP-F202, Recommended Practice “Composite Risers”, Det Norske Veritas, Høvik, Norway, May, 2003.

DVORAK, G.J., LAWS, N., “Analysis of Progressive Matrix Cracking in Composite Laminates: - II First Ply Failure”, Journal of Composite Materials, 21: 309-329, 1987.

FARO, A. A. S., “Desenvolvimento de Tubos Compósitos Produzidos por Enrolamento Filamentar para Possíveis Aplicações como Risers Rígidos”, Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, 11 de Março de 2008.

FEECHAN, M. and FOWLER, H., “Changing the Paradigm with Spooltable Composite Pipe”, Composite Materials for Offshore Operations – CEAC, pp. 385-395, 2001.

FREITAS, S.M.S., “Ferramentas Numéricas para Análise e Projeto de Dutos e Risers na Exploração de Petróleo”, Tese de Doutorado, COPPE/UFRJ - Programa Engenharia Civil, pp. 32-37, RJ, 2006.

GREENE, E., “Marine Composites”, Second Edition, Eric Greene Associates, disponível em www.marinecomposites.com, acessado em 17/11/2006.

HAHN, H.T.; TSAI, S.W.; “Nonlinear elastic behaviour of unidirectional composite laminate”, *Journal of Composite Materials* 7, pp. 102-110, 1973.

HARPER, C.A., *Handbook of Plastics, Elastomers, and Composites*, “Chapter 4 - Composite Materials and Processes”, McGraw Hill, California, pp.229-320, 2002.

HASHIN, Z., “Failure Criteria for Unidirectional Fiber Composites,” *Journal of Applied Mechanics*, vol. 47, pp. 329–334, 1980.

HASHIN, Z., A. ROTEM, “A Fatigue Criterion for Fiber-Reinforced Materials,” *Journal of Composite Materials*, vol. 7, pp. 448–464, 1973.

HUNTSMAN’S DATA SHEET, “Hot Curing Epoxy System Based on Araldite® LY 556/ Aradur 917/ Accelerator DY070”, July, 2003.

HUTT, G., FRAZER, I., “The Effect of Plastic Deformation on the Fatigue Performance of Metallic Risers for Floating Production Systems”, 2nd Workshop on Subsea Pipelines, pp.15-27, 1999.

JOHNSON, D.B., BALDWIN, D.D., LO, K.H., “Composite Production Riser Development and Qualification Test Results” - CEAC, pp.109-123, 2001.

JONES, R.M., “Mechanics of Composite Materials”, 2nd edition, Taylor & Francis, USA, 1999.

JUNIOR, S.C.O., “Estudo Numérico-Experimental de Cascas Cilíndricas Compostas sob Carregamento de Pressão Externa”, Tese de Doutorado, COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Naval e Oceânica, 2006.

KADDOUR, A.S., HINTON, M. J., SODEN, P.D., “Behaviour of $\pm 45^\circ$ Glass/Epoxy

Filament Wound Composite Tubes Under Quasi-static Biaxial Tension-Compression Loading: Experimental Results”, *Composites: Part B*, 34, pp.689-704, 2003.

KAGAN, V.A., MCPHERSON, R., CHUNG, J.S., “An Advanced high Modulus (HKG) Short Glass-Fiber Reinforcement Nylon 6: Part 1 – Role and Kinetic of Fiber-Glass Reinforcement”, *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol. 22, nº: 11, pp. 1035-1044, 2003.

KIM, J.K., MAI, Y.W., “Engineered Interfaces in Fiber Reinforced Composites”, First Edition, Elsevier Science, Oxford, UK, 1998.

KOLLÁR, L.P., SPRINGER, G.S., “Mechanics of Composite Structures”, Cambridge University Press, USA, 2003.

LEVI, H.; ISHAI, O.; ALTUS, E.; SHEINMAN, I., “Mechanical Performance of Thin-walled Tubular Composite Elements Under Uniaxial Loading Part 1: Tensile Behaviour”, *Composite Structures* 31, pp. 163-170, 1995.

LINDE, P., J. PLEITNER, H. DE BOER, C. CARMONE, “Modelling and Simulation of Fiber Metal Laminates,” *ABAQUS Users’ Conference*, 2004.

LLC, Advanced Glassfiber Yarns, “Product Information – 721B ZenTron[®] High Strength Fiber”, August, 2000.

LOUREIRO, S.M.N.A., “Aplicação de Método de Elementos Finitos na Previsão de Reparos de Dutos com Material Compósito”, tese de doutorado COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2005.

LUCCHESI, C.F., “Petróleo”, *Estudos Avançados*, vol. 12, nº: 33, São Paulo, 1998.

LYONS, W.C., “Standard Handbook of Petroleum and Natural Gas Engineering”, Gulf

Publishing Company, vol.1, Houston, Texas, USA, 1996.

MATZENMILLER, A., J. LUBLINER, R. L. TAYLOR, “A Constitutive Model for Anisotropic Damage in Fiber-Composites,” *Mechanics of Materials*, vol. 20, pp. 125–152, 1995.

MAZUMDAR, S.K., “Composites Manufacturing – Materials, Product, and Process Engineering”, CRC Press, Boca Raton, Flórida, USA, 2002.

MENDONÇA, P. T.R.; “Materiais Compostos & Estruturas-Sanduiche – Projeto e Análise”, Editora Manole, 1ª edição, 2005.

MENICONI, L.C.M, “Stiffness and Strength of Tapered Composite Riser Tubes”, tese de doutorado, University of Manchester, Institute of Science and Technology, Department of Mechanical Engineering Applied Mechanics Division, England, 1999.

MENICONI, L.C.M., REID, S.R., SODEN, P.D., “Preliminary Design of Composite Riser Stress Joints”, *Composites: Part A*, 32, pp. 597-605, 2001.

MERTINY, P., ELLYIN, F., “Influence of the Filament Winding Tension on Physical and Mechanical Properties of Reinforced Composites”, *Composites, Part A*, 33, pp. 1615-1622, 2002.

MOROZOV, E.V., “The Effect of Filament-Winding Mosaic Patterns on the Strength of Thin-Walled Composite Shells”, *Composite Structures*, 76, pp. 123-129, 2006.

NETTO, T. A., FERRAZ, U. S., BOTTO, A., “On the Effect of Corrosion Defects on the Collapse Pressure of Pipelines”, *International Journal of Solids and Structures*, 44, Issues 22-23, pp. 7597-7614, 2007.

NETTO, T.A., SANTOS, J.M.C., ESTEFEN, S.F., “Sandwich Pipes for Ultra-Deep

Waters”, 4th International Pipeline Conference, pp.1-9, 2002.

O'BRIAN, P., O'SULLIVAN, E., CONNAIRE, A., “Riser Solutions and Design Methodology for Deepwater Floating Production”, Workshop on Subsea Pipelines, pp.117-144, 1997.

OCHOA, O.O., SALAMA, M.M., “Offshore Composites: Transition Barriers to an Enabling Technology”, Composites science and Technology, 65, pp.2588-2596, 2005.

PARVIZI, A.; GARRETT, K., BAILEY, J., “Constrained Cracking in Glass Fibre-reinforced Epoxy Cross-ply Laminates”, Journal of Materials Science, 13, pp: 195-201, 1978.

PASQUALINO, I.P., notas de aula da disciplina: Sistemas Submarinos Ofshore, 2006.

PERICAK, J., “Fabrication of Tubular Composites”, disponível em: www.winona.edu, acessado em 19/11/2006, Winona State University, USA, 2003.

PETERS, S.T., “Handbook of Composites”, Second Edition, Chapman & Hall, Cambridge Press, Londres, UK, 1998.

PINHO, S.T.; DÁVILA, C.G.; CAMANHO, P.P., IANNUCCI, L., ROBINSON, P., “Failure Models and Criteria for FRP under In-plane Shear or Three-dimensional Stress States Including Shear Non-linearity”, NASA/TM-2005-213530, 2005.

PUCK, A., E SCHÜRMAN, H., “Failure Analysis of FRP Laminates by Means of Physically Based Phenomenological Models, Composites Science and Technology, 62: 1633-1662, 2002.

PUCK, A., SCHÜRMAN, H., “Failure Analysis of FRP Laminates by Means of Physically Based Phenomenological Models, Composites Science and Technology, 58:

1045-1067, 1998.

RAASCH, J.E., “Table Rolling Produces Durable, Large-Diameter Aircraft Ducts”, High-Performance Composites, vol. 6, n^o: 3, pp.35-38, 1998.

REBELLO, A., ALEXANDER, L., “Riser Selection for Deepwater Field Developments”, 2nd Workshop on Subsea Pipelines, pp.223-234, 1999.

REEDY, J.N., “Mechanics of Laminated Composite Plates”, CRC Press, USA, 1997.

RIBEIRO, E. J. B., “Análise de Risers de Plataformas Marítimas tipo Spar-Buoy”, tese de Mestrado COPPE/UFRJ - Programa de Engenharia Civil, RJ, 1999.

SALENÇON, J., “Handbook of Continuum Mechanics: General Concepts, Thermoelasticity”, Springer, New York, 2001.

SHU, S.G., KARAYAKA, M., CHAO, J., LIU, G., “Feasibility of Top-Tensioned Dual Casing Production Riser Systems in Ultra-Deepwater”, Offshore Technology Conference, pp.1-5, 2005.

SILVA, R.M.C., CRITSINELIS, A.C.F., BRAGA, V.R., “2nd Workshop on Subsea Pipelines”, pp.235-274, 1999.

Site: <http://callisto.my.mtu.edu/MY472/props.html>, acessado em 23/10/2007.

Site: www.clickmacae.com.br, acessado em 19/11/2006.

Site: www.inventabrasilnet.t5.com.br, acessado em 17/11/2006.

Site: www.me.gatech.edu, Georgia Institute of Technology, acessado em 19/11/2006.

Site: www.mse.mtu.edu, acessado em 17/11/2006.

Site: www.sacnewsmonthly.com, acessado em 18/11/2006.

Site: www.saint-gobain-vetrotex.com.br, acessado em 19/11/2006.

Site: www2.petrobras.com.br, acessado em 16/11/2006.

SLAGSVOLD, L., GRYTÅ, O.A., “Composite Catenary Riser”, Composite Materials for Offshore Operations, 3 – CEAC, pp. 93-107, 2001.

STORHAUG, T., ECHTERMAYER, A.T., SUND, O.E., SALAMA, M.M., PAULSHUS, B., “Composite Tethers – Qualified for Ultra Deep Waters”, 14th International Deep Offshore Technology Conference (DOT 2002), November 13-15, New Orleans, USA, 2002.

SU, J., ESTEFEN, S.F., “Thermal Analysis of Sandwich Pipes with Active Electrical Heating”, OMAE, pp. 1-6, 2003.

TARNOPOL'SKII, YU.M., KULAKOV, V.L., MUNGALOV, D.D., “Composites in Offshore Technology in the Next Century”, Mechanics of Composite Materials, vol.35, n^o: 5, pp.365-372, 1999.

THOMAS, J.E., “Fundamentos de Engenharia do Petróleo”, 2^a Edição, editora Interciência, PETROBRAS, Rio de Janeiro, 2001.

VAZ, M.A., CUSTÓDIO, A.B., “Tubos Flexíveis e Cabos Umbilicais – Composição Estrutural, Modos de Falha e Análises Axissimétricas”, UFRJ, pp. 1-30 - sem ano.

ZHAO, L., MANTELL, S.C., COHEN, D., MCPEAK, R., “Finite Element Modeling

of the Filament Winding Process”, *Composite Structures*, 52, pp. 499-510, 2001.

Apêndice 1 – Arquivo de input (.inp)

Exemplo de arquivo .inp com 8 camadas, elemento C3D27, modelo 2h4c2c_55S:

```
*PREPRINT, ECHO=NO, MODEL=NO, HISTORY=YES, CONTACT=NO
*HEADING
DUTO SOB PRESSÃO EXTERNA (4") - carga dupla Modelo 2VHO4VHE2VHO
*****
** DEFINE NODAL POINTS
*****
*NODE,INPUT=defnodes1.dat,NSET=NP1
*NSET,NSET=NODE_ALL
NP1
*NSET,NSET=W1
10101,
*NSET,NSET=XSYP
10101, 10201, 10301, 10401, 10501, 10601, 10701, 10801, 10901, 11001, 11101,
11201, 11301, 11401, 11501, 11601, 11701, 11801, 11901, 12001, 12101, 12201,
12301, 12401, 12501, 12601, 12701, 12801, 12901, 13001, 13101, 13201, 13301,
13401, 13501, 13601, 13701, 13801, 13901, 14001, 14101, 14201, 14301, 20101,
20201, 20301, 20401, 20501, 20601, 20701, 20801, 20901, 21001, 21101, 21201,
21301, 21401, 21501, 21601, 21701, 21801, 21901, 22001, 22101, 22201, 22301,
22401, 22501, 22601, 22701, 22801, 22901, 23001, 23101, 23201, 23301, 23401,
23501, 23601, 23701, 23801, 23901, 24001, 24101, 24201, 24301, 30101, 30201,
30301, 30401, 30501, 30601, 30701, 30801, 30901, 31001, 31101, 31201, 31301,
31401, 31501, 31601, 31701, 31801, 31901, 32001, 32101, 32201, 32301, 32401,
32501, 32601, 32701, 32801, 32901, 33001, 33101, 33201, 33301, 33401, 33501,
33601, 33701, 33801, 33901, 34001, 34101, 34201, 34301, 40101, 40201, 40301,
40401, 40501, 40601, 40701, 40801, 40901, 41001, 41101, 41201, 41301, 41401,
41501, 41601, 41701, 41801, 41901, 42001, 42101, 42201, 42301, 42401, 42501,
42601, 42701, 42801, 42901, 43001, 43101, 43201, 43301, 43401, 43501, 43601,
43701, 43801, 43901, 44001, 44101, 44201, 44301, 50101, 50201, 50301, 50401,
50501, 50601, 50701, 50801, 50901, 51001, 51101, 51201, 51301, 51401, 51501,
51601, 51701, 51801, 51901, 52001, 52101, 52201, 52301, 52401, 52501, 52601,
52701, 52801, 52901, 53001, 53101, 53201, 53301, 53401, 53501, 53601, 53701,
53801, 53901, 54001, 54101, 54201, 54301, 60101, 60201, 60301, 60401, 60501,
60601, 60701, 60801, 60901, 61001, 61101, 61201, 61301, 61401, 61501, 61601,
61701, 61801, 61901, 62001, 62101, 62201, 62301, 62401, 62501, 62601, 62701,
62801, 62901, 63001, 63101, 63201, 63301, 63401, 63501, 63601, 63701, 63801,
63901, 64001, 64101, 64201, 64301, 70101, 70201, 70301, 70401, 70501, 70601,
70701, 70801, 70901, 71001, 71101, 71201, 71301, 71401, 71501, 71601, 71701,
71801, 71901, 72001, 72101, 72201, 72301, 72401, 72501, 72601, 72701, 72801,
72901, 73001, 73101, 73201, 73301, 73401, 73501, 73601, 73701, 73801, 73901,
74001, 74101, 74201, 74301, 80101, 80201, 80301, 80401, 80501, 80601, 80701,
80801, 80901, 81001, 81101, 81201, 81301, 81401, 81501, 81601, 81701, 81801,
81901, 82001, 82101, 82201, 82301, 82401, 82501, 82601, 82701, 82801, 82901,
83001, 83101, 83201, 83301, 83401, 83501, 83601, 83701, 83801, 83901, 84001,
84101, 84201, 84301, 90101, 90201, 90301, 90401, 90501, 90601, 90701, 90801,
90901, 91001, 91101, 91201, 91301, 91401, 91501, 91601, 91701, 91801, 91901,
92001, 92101, 92201, 92301, 92401, 92501, 92601, 92701, 92801, 92901, 93001,
93101, 93201, 93301, 93401, 93501, 93601, 93701, 93801, 93901, 94001, 94101,
94201, 94301,
```

```

*NSET, NSET=YSYM
14301, 14302, 14303, 24301, 24302, 24303, 34301, 34302, 34303, 44301, 44302,
44303, 54301, 54302, 54303, 64301, 64302, 64303, 74301, 74302, 74303, 84301,
84302, 84303, 94301, 94302, 94303,
*NSET, NSET=ZSYM
10101, 10102, 10103, 20101, 20102, 20103, 30101, 30102, 30103, 40101, 40102,
40103, 50101, 50102, 50103, 60101, 60102, 60103, 70101, 70102, 70103, 80101,
80102, 80103, 90101, 90102, 90103,
*NSET, NSET=END
10103, 10203, 10303, 10403, 10503, 10603, 10703, 10803, 10903, 11003, 11103,
11203, 11303, 11403, 11503, 11603, 11703, 11803, 11903, 12003, 12103, 12203,
12303, 12403, 12503, 12603, 12703, 12803, 12903, 13003, 13103, 13203, 13303,
13403, 13503, 13603, 13703, 13803, 13903, 14003, 14103, 14203, 14303, 20103,
20203, 20303, 20403, 20503, 20603, 20703, 20803, 20903, 21003, 21103, 21203,
21303, 21403, 21503, 21603, 21703, 21803, 21903, 22003, 22103, 22203, 22303,
22403, 22503, 22603, 22703, 22803, 22903, 23003, 23103, 23203, 23303, 23403,
23503, 23603, 23703, 23803, 23903, 24003, 24103, 24203, 24303, 30103, 30203,
30303, 30403, 30503, 30603, 30703, 30803, 30903, 31003, 31103, 31203, 31303,
31403, 31503, 31603, 31703, 31803, 31903, 32003, 32103, 32203, 32303, 32403,
32503, 32603, 32703, 32803, 32903, 33003, 33103, 33203, 33303, 33403, 33503,
33603, 33703, 33803, 33903, 34003, 34103, 34203, 34303, 40103, 40203, 40303,
40403, 40503, 40603, 40703, 40803, 40903, 41003, 41103, 41203, 41303, 41403,
41503, 41603, 41703, 41803, 41903, 42003, 42103, 42203, 42303, 42403, 42503,
42603, 42703, 42803, 42903, 43003, 43103, 43203, 43303, 43403, 43503, 43603,
43703, 43803, 43903, 44003, 44103, 44203, 44303, 50103, 50203, 50303, 50403,
50503, 50603, 50703, 50803, 50903, 51003, 51103, 51203, 51303, 51403, 51503,
51603, 51703, 51803, 51903, 52003, 52103, 52203, 52303, 52403, 52503, 52603,
52703, 52803, 52903, 53003, 53103, 53203, 53303, 53403, 53503, 53603, 53703,
53803, 53903, 54003, 54103, 54203, 54303, 60103, 60203, 60303, 60403, 60503,
60603, 60703, 60803, 60903, 61003, 61103, 61203, 61303, 61403, 61503, 61603,
61703, 61803, 61903, 62003, 62103, 62203, 62303, 62403, 62503, 62603, 62703,
62803, 62903, 63003, 63103, 63203, 63303, 63403, 63503, 63603, 63703, 63803,
63903, 64003, 64103, 64203, 64303, 70103, 70203, 70303, 70403, 70503, 70603,
70703, 70803, 70903, 71003, 71103, 71203, 71303, 71403, 71503, 71603, 71703,
71803, 71903, 72003, 72103, 72203, 72303, 72403, 72503, 72603, 72703, 72803,
72903, 73003, 73103, 73203, 73303, 73403, 73503, 73603, 73703, 73803, 73903,
74003, 74103, 74203, 74303, 80103, 80203, 80303, 80403, 80503, 80603, 80703,
80803, 80903, 81003, 81103, 81203, 81303, 81403, 81503, 81603, 81703, 81803,
81903, 82003, 82103, 82203, 82303, 82403, 82503, 82603, 82703, 82803, 82903,
83003, 83103, 83203, 83303, 83403, 83503, 83603, 83703, 83803, 83903, 84003,
84103, 84203, 84303, 90103, 90203, 90303, 90403, 90503, 90603, 90703, 90803,
90903, 91003, 91103, 91203, 91303, 91403, 91503, 91603, 91703, 91803, 91903,
92003, 92103, 92203, 92303, 92403, 92503, 92603, 92703, 92803, 92903, 93003,
93103, 93203, 93303, 93403, 93503, 93603, 93703, 93803, 93903, 94003, 94103,
94203, 94303,
*****
** Definição de elementos (SOLID), ELEMENT SETS
*****
*ELEMENT, TYPE=C3D27, ELSET=LAYER1, INPUT=defelem1.dat
*ELEMENT, TYPE=C3D27, ELSET=LAYER2, INPUT=defelem2.dat
*ELEMENT, TYPE=C3D27, ELSET=LAYER3, INPUT=defelem3.dat
*ELSET, ELSET=TUBO
LAYER1, LAYER2, LAYER3

```

```

*ELSET,ELSET=ONE
10101,
*ELSET, ELSET=INNER
10101, 10201, 10301, 10401, 10501, 10601, 10701, 10801, 10901, 11001, 11101,
11201, 11301, 11401, 11501, 11601, 11701, 11801, 11901, 12001, 12101,
*ELSET, ELSET=OUTER
40101, 40201, 40301, 40401, 40501, 40601, 40701, 40801, 40901, 41001, 41101,
41201, 41301, 41401, 41501, 41601, 41701, 41801, 41901, 42001, 42101,
*ELSET, ELSET=SIDE
10101, 10201, 10301, 10401, 10501, 10601, 10701, 10801, 10901, 11001, 11101,
11201, 11301, 11401, 11501, 11601, 11701, 11801, 11901, 12001, 12101, 20101,
20201, 20301, 20401, 20501, 20601, 20701, 20801, 20901, 21001, 21101, 21201,
21301, 21401, 21501, 21601, 21701, 21801, 21901, 22001, 22101, 30101, 30201,
30301, 30401, 30501, 30601, 30701, 30801, 30901, 31001, 31101, 31201, 31301,
31401, 31501, 31601, 31701, 31801, 31901, 32001, 32101, 40101, 40201, 40301,
40401, 40501, 40601, 40701, 40801, 40901, 41001, 41101, 41201, 41301, 41401,
41501, 41601, 41701, 41801, 41901, 42001, 42101,
*****
** Definicao de propriedade e definicao do material (TENSÕES EM MPa)
*****
*SOLID SECTION, ELSET=LAYER1, COMPOSITE, ORIENTATION=AXIAL,
STACKDIR=1
0.707, 3, GLASS, 88.0
0.707, 3, GLASS, 88.0
*SOLID SECTION, ELSET=LAYER2, COMPOSITE, ORIENTATION=AXIAL,
STACKDIR=1
**espessura, #pontos de integracao, material da camada, direcao
0.707, 1, GLASS, 55.0
0.707, 1, GLASS, -55.0
0.707, 1, GLASS, 55.0
0.707, 1, GLASS, -55.0
*SOLID SECTION, ELSET=LAYER3, COMPOSITE, ORIENTATION=AXIAL,
STACKDIR=1
0.707, 3, GLASS, 88.0
0.707, 3, GLASS, 88.0
*MATERIAL, NAME=GLASS
*ELASTIC, TYPE=ENGINEERING CONSTANTS
**E1, E2, E3, n12, n13, n23, G12, G13
**G23
34100., 6360., 6360., 0.19, 0.19, 0.25, 1930., 1930.
1610.,
*USER OUTPUT VARIABLES
4,
*****
****ORIENTAÇÃO (PONTOS A E B (X,Y,Z) NA DIREÇÃO LOCAL Z (GLOBAL X OU
1) E NA SEG.****LINHA A DIREÇÃO LOCAL ONDE SERÃO FEITAS AS ROTAÇÕES
E O ÂNGULO DE ROTAÇÃO)
*****
*ORIENTATION, NAME=AXIAL, SYSTEM=CYLINDRICAL,
DEFINITION=COORDINATES
0.0, 0.0, 0.0, 300.0, 0.0, 0.0
3, 0.0
*****

```

```

** KINEMATIC CONSTRAINTS
*****
*BOUNDARY
XSYM, XSYMM
YSYM, YSYMM
ZSYM, ZSYMM
*****
** LOADING(PRESSURE)
*****
*STEP, NLGEOM, INC=250, NAME=COLLAPSE
*STATIC, RIKS
0.005, 1., 0.0001, 0.05
*DLOAD
OUTER, P2, 20.
SIDE, P4, -105.
*****
**Mudança de formato de saída para ASCII - (OUTPUT FILE FORMAT)
*****
*FILE FORMAT, ASCII, ZERO INCREMENT
*****
** OUTPUTS DOS ELEMENTOS (ELEMENT OUTPUT) --> FILE (.FIL) --> PRINT (.DAT)
*****
*EL FILE
UARM
SP, EP
***EL PRINT, ELSET=LAYER1
**UARM1, UARM2, UARM3, UARM4
**SP, EP
***EL PRINT, ELSET=LAYER2
***UARM1, UARM2, UARM3, UARM4
**SP, EP
***EL PRINT, ELSET=LAYER3
**UARM1, UARM2, UARM3, UARM4
**SP, EP
*EL PRINT, ELSET=TUBO
1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11, 12
UARM1, UARM2, UARM3, UARM4
SP, EP, MISES
*****
** NODE OUTPUT
*****
*NODE FILE
U
*NODE PRINT
U
*OUTPUT, FIELD
*NODE OUTPUT
U, RF
*MONITOR, NODE=10101, DOF=2, FREQ=1
*****
*END STEP

```

Apêndice 2 – Arquivo de saída do Lsfails (.txt)

FAILURE HISTORY

Number of failed elements: 31477

INC	NÓ	PT	FOOTNOTE	SP1	SP2	SP3	EP1	EP2	EP3	MISES
134	11801	2	6	-523.600000	-1.982000	44.090000	-0.016106	0.001750	0.009852	546.100000
135	11801	1	6	-526.500000	-1.858000	44.190000	-0.016158	0.001756	0.009874	549.100000
135	11801	2	6	-526.800000	-2.000000	44.120000	-0.016201	0.001768	0.009874	549.300000
136	11801	1	6	-529.700000	-1.875000	44.210000	-0.016253	0.001774	0.009896	552.300000
136	11801	2	6	-530.000000	-2.018000	44.140000	-0.016296	0.001785	0.009896	552.500000
136	11801	3	6	-520.200000	-1.956000	44.280000	-0.016058	0.001769	0.009867	542.800000
136	11901	3	6	-532.500000	-1.975000	44.070000	-0.016256	0.001708	0.009891	555.000000
137	11701	1	6	-518.700000	-1.937000	44.340000	-0.016065	0.001805	0.009870	541.400000
137	11801	1	6	-532.900000	-1.892000	44.240000	-0.016347	0.001791	0.009918	555.500000
137	11801	2	6	-533.200000	-2.036000	44.170000	-0.016391	0.001803	0.009918	555.700000
137	11801	3	6	-523.300000	-1.973000	44.300000	-0.016151	0.001786	0.009889	545.900000
137	11901	3	6	-535.700000	-1.993000	44.100000	-0.016351	0.001726	0.009913	558.200000
138	11701	1	6	-521.800000	-1.954000	44.360000	-0.016158	0.001823	0.009892	544.500000
138	11701	2	6	-518.900000	-1.977000	44.260000	-0.016043	0.001776	0.009863	541.500000
138	11801	1	6	-536.000000	-1.910000	44.270000	-0.016442	0.001809	0.009941	558.600000
138	11801	2	6	-536.400000	-2.054000	44.190000	-0.016486	0.001821	0.009940	558.900000
138	11801	3	6	-526.400000	-1.990000	44.330000	-0.016244	0.001804	0.009911	549.000000
138	11901	2	6	-539.100000	-1.876000	44.150000	-0.016381	0.001699	0.009932	561.700000
138	11901	3	6	-538.900000	-2.012000	44.130000	-0.016445	0.001743	0.009935	561.400000
139	11701	1	6	-524.900000	-1.971000	44.390000	-0.016250	0.001841	0.009913	547.600000
139	11701	2	6	-521.900000	-1.994000	44.280000	-0.016135	0.001793	0.009884	544.600000
139	11801	1	6	-539.200000	-1.927000	44.300000	-0.016537	0.001826	0.009963	561.800000
139	11801	2	6	-539.600000	-2.072000	44.220000	-0.016581	0.001838	0.009963	562.100000
139	11801	3	6	-529.500000	-2.008000	44.360000	-0.016338	0.001821	0.009933	552.200000
139	11901	2	6	-542.300000	-1.893000	44.170000	-0.016476	0.001716	0.009954	564.900000
139	11901	3	6	-542.100000	-2.030000	44.150000	-0.016540	0.001760	0.009957	564.600000
140	11701	1	6	-528.000000	-1.989000	44.420000	-0.016343	0.001858	0.009935	550.600000
140	11701	2	6	-525.000000	-2.012000	44.310000	-0.016227	0.001810	0.009905	547.600000
140	11801	1	6	-542.400000	-1.945000	44.320000	-0.016631	0.001844	0.009985	565.000000
140	11801	2	6	-542.700000	-2.090000	44.250000	-0.016676	0.001856	0.009985	565.300000
140	11801	3	6	-532.600000	-2.025000	44.390000	-0.016431	0.001839	0.009955	555.300000
140	11901	2	6	-545.500000	-1.911000	44.200000	-0.016570	0.001733	0.009976	568.100000
140	11901	3	6	-545.300000	-2.048000	44.180000	-0.016635	0.001777	0.009979	567.800000
141	11701	1	1	-527.600000	-2.130000	36.340000	-0.016148	0.001956	0.008730	545.800000
141	11701	1	6	-531.100000	-2.006000	44.450000	-0.016436	0.001876	0.009957	553.700000
141	11701	2	1	-527.800000	-2.174000	36.400000	-0.016141	0.001936	0.008742	546.000000
141	11701	2	6	-528.100000	-2.029000	44.330000	-0.016319	0.001828	0.009927	550.700000
141	11801	1	6	-545.500000	-1.962000	44.350000	-0.016726	0.001861	0.010007	568.200000
141	11801	2	1	-533.700000	-2.215000	35.570000	-0.016230	0.001924	0.008645	551.300000
141	11801	2	6	-545.900000	-2.109000	44.270000	-0.016771	0.001873	0.010007	568.400000
141	11801	3	6	-535.800000	-2.043000	44.410000	-0.016524	0.001856	0.009977	558.400000
141	11901	1	6	-546.200000	-1.580000	44.360000	-0.016502	0.001698	0.009991	569.000000
141	11901	2	6	-548.700000	-1.929000	44.230000	-0.016665	0.001751	0.009999	571.300000
141	11901	3	6	-548.500000	-2.067000	44.200000	-0.016729	0.001794	0.010002	571.000000
142	11701	1	1	-530.800000	-2.148000	36.350000	-0.016242	0.001974	0.008749	548.900000
142	11701	1	6	-534.100000	-2.024000	44.470000	-0.016528	0.001893	0.009978	556.800000
142	11701	2	1	-531.000000	-2.192000	36.410000	-0.016235	0.001954	0.008761	549.100000
142	11701	2	6	-531.200000	-2.046000	44.360000	-0.016411	0.001845	0.009948	553.800000
142	11701	3	6	-518.200000	-1.955000	44.450000	-0.016046	0.001784	0.009892	540.900000
142	11801	1	6	-548.700000	-1.980000	44.380000	-0.016820	0.001879	0.010029	571.300000
142	11801	2	1	-536.900000	-2.235000	35.570000	-0.016326	0.001942	0.008665	554.500000
142	11801	2	6	-549.100000	-2.127000	44.300000	-0.016866	0.001891	0.010029	571.600000
142	11801	3	1	-532.900000	-2.173000	36.150000	-0.016243	0.001936	0.008730	550.900000
142	11801	3	6	-538.900000	-2.060000	44.440000	-0.016617	0.001873	0.009998	561.500000
142	11901	1	6	-549.400000	-1.596000	44.390000	-0.016596	0.001715	0.010013	572.200000
142	11901	2	6	-551.900000	-1.947000	44.250000	-0.016759	0.001768	0.010021	574.500000
142	11901	3	6	-551.700000	-2.085000	44.230000	-0.016824	0.001811	0.010024	574.200000
143	11601	1	6	-515.600000	-1.931000	44.490000	-0.016008	0.001806	0.009884	538.400000
143	11701	1	1	-534.000000	-2.167000	36.350000	-0.016337	0.001992	0.008768	552.100000
143	11701	1	6	-537.200000	-2.041000	44.500000	-0.016621	0.001911	0.010000	559.900000
143	11701	2	1	-534.100000	-2.211000	36.410000	-0.016329	0.001972	0.008780	552.200000
143	11701	2	6	-534.200000	-2.064000	44.390000	-0.016503	0.001862	0.009970	556.800000
143	11701	3	6	-521.100000	-1.972000	44.480000	-0.016135	0.001801	0.009913	543.900000
143	11801	1	6	-551.900000	-1.997000	44.400000	-0.016915	0.001896	0.010051	574.500000
143	11801	2	1	-540.100000	-2.254000	35.580000	-0.016421	0.001960	0.008684	557.700000
143	11801	2	6	-552.300000	-2.145000	44.330000	-0.016961	0.001908	0.010051	574.800000
143	11801	3	1	-536.000000	-2.192000	36.160000	-0.016338	0.001953	0.008750	554.000000
143	11801	3	6	-542.000000	-2.078000	44.470000	-0.016710	0.001891	0.010020	564.600000
143	11901	1	6	-552.600000	-1.613000	44.420000	-0.016690	0.001732	0.010035	575.400000
143	11901	2	6	-555.100000	-1.965000	44.280000	-0.016854	0.001785	0.010043	577.600000
143	11901	3	6	-554.900000	-2.104000	44.260000	-0.016919	0.001828	0.010046	577.400000

144	11601	1	1	-522.900000	-2.115000	36.810000	-0.016057	0.001952	0.008779	541.300000
144	11601	1	6	-518.500000	-1.947000	44.520000	-0.016097	0.001823	0.009905	541.300000
144	11701	1	1	-537.100000	-2.186000	36.360000	-0.016431	0.002010	0.008787	555.200000
144	11701	1	6	-540.300000	-2.059000	44.530000	-0.016713	0.001928	0.010022	563.000000
144	11701	2	1	-537.300000	-2.230000	36.410000	-0.016422	0.001989	0.008799	555.400000
144	11701	2	6	-537.300000	-2.081000	44.410000	-0.016595	0.001880	0.009991	559.900000
144	11701	3	1	-527.400000	-2.147000	36.750000	-0.016150	0.001941	0.008795	545.800000
144	11701	3	6	-524.100000	-1.988000	44.500000	-0.016224	0.001818	0.009934	546.900000
144	11801	1	1	-537.200000	-2.177000	35.160000	-0.016304	0.001938	0.008603	554.600000
144	11801	1	6	-555.100000	-2.015000	44.430000	-0.017009	0.001914	0.010073	577.700000
144	11801	2	1	-543.300000	-2.274000	35.580000	-0.016517	0.001977	0.008703	561.000000
144	11801	2	6	-555.500000	-2.164000	44.350000	-0.017056	0.001926	0.010073	578.000000
144	11801	3	1	-539.200000	-2.211000	36.160000	-0.016432	0.001971	0.008769	557.200000
144	11801	3	6	-545.100000	-2.096000	44.490000	-0.016803	0.001908	0.010042	567.700000
144	11901	1	6	-555.800000	-1.629000	44.440000	-0.016784	0.001749	0.010057	578.500000
144	11901	2	6	-558.300000	-1.982000	44.300000	-0.016949	0.001802	0.010065	580.800000
144	11901	3	6	-558.100000	-2.123000	44.280000	-0.017013	0.001845	0.010068	580.600000
144	12001	3	6	-553.800000	-1.677000	44.470000	-0.016645	0.001651	0.010052	576.600000
145	11601	1	1	-525.900000	-2.132000	36.810000	-0.016147	0.001969	0.008797	544.300000
145	11601	1	6	-521.400000	-1.963000	44.540000	-0.016185	0.001840	0.009925	544.200000
145	11701	1	1	-540.300000	-2.204000	36.360000	-0.016525	0.002028	0.008806	558.300000
145	11701	1	6	-543.400000	-2.076000	44.550000	-0.016806	0.001946	0.010043	566.100000
145	11701	2	1	-540.400000	-2.249000	36.420000	-0.016516	0.002007	0.008817	558.500000
145	11701	2	6	-540.400000	-2.099000	44.440000	-0.016687	0.001897	0.010013	563.000000
145	11701	3	1	-530.500000	-2.166000	36.750000	-0.016242	0.001958	0.008813	548.800000
145	11701	3	6	-527.100000	-2.005000	44.530000	-0.016314	0.001835	0.009955	549.800000
145	11801	1	1	-540.400000	-2.196000	35.170000	-0.016398	0.001955	0.008623	557.800000
145	11801	1	6	-558.200000	-2.033000	44.460000	-0.017104	0.001931	0.010096	580.800000
145	11801	2	1	-546.600000	-2.293000	35.590000	-0.016612	0.001995	0.008723	564.200000
145	11801	2	6	-558.700000	-2.182000	44.380000	-0.017151	0.001943	0.010095	581.200000
145	11801	3	1	-542.400000	-2.230000	36.170000	-0.016527	0.001988	0.008788	560.400000
145	11801	3	6	-548.200000	-2.114000	44.520000	-0.016896	0.001925	0.010064	570.900000
145	11901	1	6	-558.900000	-1.645000	44.470000	-0.016878	0.001766	0.010079	581.700000
145	11901	2	6	-561.500000	-2.000000	44.330000	-0.017043	0.001819	0.010087	584.000000
145	11901	3	1	-539.900000	-2.279000	34.800000	-0.016329	0.001903	0.008566	557.100000
145	11901	3	6	-561.300000	-2.141000	44.310000	-0.017108	0.001863	0.010090	583.800000
145	12001	3	6	-557.000000	-1.693000	44.500000	-0.016738	0.001667	0.010074	579.800000

Apêndice 3 – Arquivo de input do critério de falhas LaRC03 (.mt)

**LaRC03 failure criteria: use 3 for LaRC03 and 4 for LaRC04

3

**Nome do material 1 (em maiúscula): GLASS --> thin embedded ply

GLASS

**E1, E2, E3, nu21, nu31, nu32

35310., 6360., 6360., 0.051, 0.051, 1.025

**G12, G23, G31, XT, XC, YT, YC, SL (medido em teste unidirecional)

1930., 1610., 1930.0, 789.70, 386.57, 44.03, 86.72, 23.85

**alfa0, beta, g=GIc/GIIc, SL (calculado)

53., 0., 0.041, 55.89

**Nome do material 2: GLASS --> thin outer ply

GLASS

**E1, E2, E3, nu21, nu31, nu32

35310., 6360., 6360., 0.051, 0.051, 1.025

**G12, G23, G31, XT, XC, YT, YC, SL (medido em teste unidirecional)

1930., 1610., 1930.0, 789.70, 386.57, 27.87, 86.72, 23.85

**alfa0, beta, g=GIc/GIIc, SL (calculado)

53., 0., 0.041, 46.44