

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**ANÁLISE DE TENSÕES EM TUBULAÇÕES
COMPÓSITAS HÍBRIDAS**

Por
Roberson Fernando Silva

Brasília, 06 de Julho de 2009.

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
Faculdade de Tecnologia
Departamento de Engenharia Mecânica

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

**ANÁLISE DE TENSÕES EM TUBULAÇÕES COMPÓSITAS
HÍBRIDAS**

ROBERSON FERNANDO SILVA

ORIENTADOR: FLAMÍNIO LEVY NETO

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS.

PUBLICAÇÃO: ENM, DM - 135 A / 2009

BRASÍLIA/DF: JULHO – 2009

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

**ANÁLISE DE TENSÕES EM TUBULAÇÕES COMPÓSITAS
HÍBRIDAS**

ROBERSON FERNANDO SILVA

**DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA
UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO PARTE DOS REQUISITOS
NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM
CIÊNCIAS MECÂNICAS.**

APROVADA POR:

**Prof. Flaminio Levy Neto, PhD (ENM-UnB)
(Orientador)**

**Prof Jorge Luiz de Almeida Ferreira (ENM-UnB)
(Examinador Interno)**

**Prof. Luiz Cláudio Pardini (ITA-CTA)
(Examinador Externo)**

**Prof. Edson Paulo da Silva (ENM/UnB)
(Membro Suplente)**

BRASÍLIA/DF, 4 DE NOVEMBRO DE 2009

FICHA CATALOGRÁFICA

SILVA, ROBERSON FERNANDO

ANÁLISE DE TENSÕES EM TUBULAÇÕES COMPÓSITAS HÍBRIDAS [Distrito Federal] 2009.

xiii, 121p., 210 x 297mm (ENM/FT/UnB, Mestre, Ciências Mecânicas, 2009).

Dissertação de Mestrado – Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Mecânica.

1. Tubulações compósitas híbridas

2. Pressão Hidrostática Interna

3. Simulação Numérica

4. Método dos Elementos Finitos

I. ENM/FT/UnB

II. Título (série)

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

SILVA, R. F. (2009). Análise de Tensões em Tubulações Compósitas Híbridas. Dissertação de Mestrado em Ciências Mecânicas, Publicação ENM, DM - 135 A / 2009, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 121p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: ROBERSON FERNANDO SILVA

TÍTULO: ANÁLISE DE TENSÕES EM TUBULAÇÕES COMPÓSITAS HÍBRIDAS

GRAU: Mestre

ANO: 2009

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

Roberson Fernando Silva
Av. Votorantim número 04, Vila CMM.
39.205-000 Três Marias – MG – Brasil.

AGRADECIMENTOS

Agradeço à enorme paciência com que o meu orientador Flamínio Levy Neto teve ao me apoiar na elaboração deste trabalho, que entre idas e vindas de Brasília-DF a Três Marias – MG, nos momentos de dificuldade de uma continuidade neste trabalho sempre me deu força para reconstruí-lo. Ficam aqui meus agradecimentos ao Luiz Romariz e Heron Domingues que como meus líderes de trabalho na Johnson Controls e na Votorantim Metais sempre me apoiaram e disponibilizaram tempo para que eu pudesse concluir mais esta etapa com êxito.

Agradeço à minha família (João Maria da Silva, Elza Bernardes e Fernanda Bernardes) que apesar de estarmos separados por 470Km, sempre cobraram e viram a importância deste trabalho para a minha vida profissional.

Agradeço à Flávia Gonçalves, por sempre me apoiar, por ser uma fonte motivadora para a conclusão deste trabalho e por ser o motivo desta busca contínua por um futuro melhor.

Agradeço ao grande amigo Peter Faluhelyi que sempre esteve disponível para ajudar na elaboração dos experimentos e apoio para que este trabalho fosse bem sucedido. Ao aluno de PIBIC Gustavo Sousa que deu apoio à fase experimental deste trabalho.

Ao professor Edson (UnB) que como coordenador no início do projeto sempre me despertou o interesse à pesquisa e motivou em minha vida profissional.

Por fim agradeço aos professores Jorge Luiz de Almeida Ferreira e Luis Cláudio Pardini por compor a banca examinadora.

RESUMO

ANÁLISE DE TENSÕES EM TUBULAÇÕES COMPÓSITAS HÍBRIDAS

Autor: Roberson Fernando Silva

Orientador: Flaminio Levy neto

Programa de Pós Graduação em Ciências Mecânicas

Brasília, julho de 2009

Este trabalho vem propor uma metodologia para as análises experimental e teórica de tubulações, fabricadas pelo processo de bobinagem filamentar e submetidas à pressão hidrostática interna. Serão analisadas tubulações compósitas híbridas, com diâmetros nominais de 100 mm, comprimento de 500 mm e ângulos de bobinagem de 90° e $\pm 55^\circ$. Os experimentos consistem de quatro tubos de PVC, reforçados externamente com fibras de vidro-E impregnadas com resina epóxi. Desta forma, o PVC agirá como selante, e o compósito será o reforço para que tal tubo tenha sua rigidez aumentada e suporte pressões superiores à do selante, se testado isoladamente. Análises experimentais e numéricas foram realizadas a fim de se determinar as tensões e deformações atuantes na tubulação, bem como as pressões de falha destas. As pressões experimentais foram, em média, de 2,25 MPa para 90° de bobinagem e de 4,07 MPa para aquele bobinado a $\pm 55^\circ$. Estes resultados foram comparados com simulações numéricas baseadas no método dos elementos finitos e as respectivas correlações são discutidas no texto. Os tubos foram estudados para se verificar a influência de reforços compósitos bobinados em tubulações de PVC. Serão apresentados diagramas da resultante de momento e tensões de membrana das tubulações pressurizadas, bem como os deslocamentos radiais e axiais. Propostas para a utilização de tubos híbridos de PVC e reforço de vidro-E/epóxi bobinado serão sugeridas e analisadas.

ABSTRACT

STRESS ANALYSIS OF HYBRID COMPOSITE PIPES

Author: Roberson Fernando Silva

Supervisor: Flaminio Levy Neto

Programa de Pós Graduação em Ciências Mecânicas

Brasília, July 2009.

This work presents a methodology for theoretical and experimental analysis of industrial pipes, manufactured by the filament winding process and subjected to hydrostatic internal pressure. Hybrid composite pipes, with nominal diameters of 100 mm, total length of 500 mm winding angles of 90° and $\pm 55^\circ$ will be analyzed. The experiments will consist of four PVC tubes externally reinforced with wound glass-E fibers and impregnated with epoxy resin. The PVC will act as a liner and the composite layers as a reinforcing wall, in order to increase the stiffness and the failure pressure, in comparison with the liner itself. The experimental and theoretical analyzes were carried out in order to determinate the strains and stresses that take place in those pipes, as well as their failure pressures. The average experimental pressures were 2.25 MPa, for the pipes with 90° of winding angle, and 4.07 MPa for those with $\pm 55^\circ$. These results were compared with numerical simulations based on the finite element method and the respective correlations were discussed in the text. The pipes were studied in order to verify the influence of the composite repair in PVC pipes. Diagrams of stresses and bending moments resultants of the pipes, as well as radial and axial displacements will be shown. Suggestions for the use of such pipes will be presented and analyzed.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	A UTILIZAÇÃO DE TUBULAÇÕES INDUSTRIAIS	1
1.2	REPAROS CONVENCIONAIS	2
1.3	REPAROS COMPÓSITOS	3
1.4	O DESENVOLVIMENTO DOS COMPÓSITOS	5
1.5	ASPECTOS GERAIS DOS COMPÓSITOS	6
1.6	OBJETIVO	7
1.7	DESCRIÇÃO DO TRABALHO	7
1.8	METODOLOGIA	8
2	MODELAMENTO MATEMÁTICO	10
2.1	MÉTODOS PARA ANÁLISE DE ESTRUTURAS DE MPRF	10
2.2	MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	10
2.3	FORMATO BÁSICO DOS ELEMENTOS	12
2.4	O PROGRAMA COMPSHELL	13
2.6	SISTEMA DE COORDENADAS	14
2.7	PROPRIEDADES ELÁSTICAS DE UMA LÂMINA UNIDIRECIONAL	15
2.8	MATRIZ ABBD PARA COMPÓSITOS LAMINADOS	20
2.9	EFEITOS HIGROTÉRMICOS	24
2.10	VISCOELASTICIDADE	24
2.11	RELAÇÃO ENTRE AS TENSÕES CIRCUNFERENCIAIS E AXIAIS	25
2.12	DETERMINAÇÃO DO ÂNGULO IDEAL DE BOBINAGEM	28
2.13	CRITÉRIOS DE FALHA	31
2.14	UTILIZAÇÃO DE TUBOS DE P.V.C.	35
3.4	MÉTODO DA BOBINAGEM	36
3.4	INSTRUMENTAÇÃO DO CORPO DE PROVA	39
3.4.1	SENSORES DE DEFORMAÇÃO	39
3	DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL	42
3.1	VISÃO GERAL DO APARATO EXPERIMENTAL	42
3.2	O DIMENSIONAMENTO DA CAIXA DE PROTEÇÃO	43
3.2.1	MANCAIS DE APOIO DO CORPO DE PROVA	45
3.4.3	BOMBA HIDRÁULICA E SENSORES DE PRESSÃO	48
4	RESULTADOS NUMÉRICOS E EXPERIMENTAIS	51
4.1	INTRODUÇÃO E CONSIDERAÇÕES INICIAIS	51
4.2	PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS	52
4.3	RESULTADOS OBTIDOS	59
4.3.1	Tubo 1 e Tubo 2 (Bobinados a 90°)	62
4.3.2	Tubos 3 e 4 (Bobinados a ±55°)	73
4.3.3	COMPARAÇÃO ENTRE TUBOS BOBINADOS A ±55° E 90°	82
5	CONCLUSÕES	87
5.1	CONCLUSÕES	87
5.2	PROPOSTA PARA TRABALHOS FUTUROS	89
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	91
	APÊNDICES	93
A.1	CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE AQUISIÇÃO DE DADOS	94
A.2	NORMAS PARA TUBOS EM PRFV	104

LISTA DE FIGURAS

1.1	Abraçadeira "stand off" metálica.....	03
1.1	Foguetes Atlas e Polaris.....	05
2.1	Princípio Subjacente ao Método dos Elementos Finitos.....	11
2.2	Modelagem do M.E.F. para um lado livre	12
2.3	Interface gráfica do COMPSHELL.....	13
2.4	Sistemas de coordenadas local e global	14
2.5	Deslocamentos u , v , w e β	15
2.6	Elemento tridimensional, 3-D, de tensões.....	16
2.7	Tensão unidirecional, ou uniaxial (1-D)	18
2.8	Camadas não simétricas do tubo híbrido	23
2.9	Cálculo da Matriz ABBD para tubos bobinados a 90° e $\pm 55^\circ$	24
2.10	Tubo com tampa	26
2.11	Campo de tensões atuantes na tampa (a) e na parede (b) do tubo.....	26
2.12	Diagrama de Corpo Livre entre a tampa e o tubo	26
2.13	Vistas: (a) frontal e (b) em corte longitudinal	27
2.14	Orientação do ângulo φ	29
2.15	Pressão de Ruptura X Ângulo de Bobinagem - COMPSHELL	30
2.16	Diagrama Tensão x Deformação σ x ϵ , para materiais plásticos	32
2.17	Comparação entre o critério de Tsai-Hill e Hoffman.....	34
2.18	Molécula de P.V.C. (www.institutodopvc.com.br)	35
2.19	Tubulação de P.V.C. (1) Antes do processo de bobinagem	36
2.20	Método da bobinagem	37
2.21	Bobinagem Polar	38
2.22	Elementos do Extensômetro.....	39
2.23	Extensômetro medindo deformações axiais.....	40
2.24	Roseta com extensômetros em três direções.....	40
3.1	Idealização da bancada experimental	42
3.2	Caixa de proteção.....	43
3.3	Viga bi-engastada para cálculo da espessura da chapa	44
3.4	Modo de fixação da tubulação à caixa de proteção	45
3.5	Dimensões a serem determinadas do mancal	46
3.6	(a) Tubo. (b) Diagrama de corpo livre.	46
3.7	Bomba de óleo ENERPAC	48
3.8	Transdutor de pressão.....	49
3.9	Esquema com o fluxo de sinais.....	49
3.10	Sistema de aquisição de dados.....	50
4.1	Esforços considerados na Teoria de Novozhilov (Tenek and Argyris, 1998).....	52
4.2	Tagueamento dos corpos de prova.....	53
4.3	Tubos híbridos.....	53
4.4	Medição do raio da tubulação utilizando esferômetro. (1) Relógio comparador. (2) Haste móvel. (3) Haste fixa. (4) Tubulação dimensionada.	54
4.5	(a) Strain-Gage "stacked"; (b) Procedimento de colagem.....	57
4.6	Tubo com o tarugo de nylon em seu interior.	58
4.7	Procedimentos para a realização do experimento.....	59
4.8	Propriedades mecânicas utilizadas	61
4.9	Modo de ruptura do tubo de P.V.C.	63
4.10	Forma de ruptura do tubo 1 no primeiro experimento.....	64
4.11	(a) Ruptura das fibras; (b) Ruptura da Tampa; (c) Remoção da tampa.....	65
4.12	(a) Utilização de manômetro e transdutor; (b) Tubo no momento da ruptura	66

4.13	Comparação entre as deformações circunferenciais dos Tubos 1 e 2.	67
4.14	Comparação entre as deformações axiais dos Tubos 1 e 2.....	68
4.15	Comparação entre as deformações circunferenciais médias dos Tubos 1 e 2.....	69
4.16	Comparação entre as deformações circunferenciais dos Tubos 1 e 2.....	70
4.17	Resultantes de Tensão dos Tubos 1 e 2 (90°).....	71
4.18	Resultantes de Momentos Fletores dos Tubos 1 e 2 (90°).	72
4.19	Vazamento na tampa.	73
4.20	Segundo experimento para o tubo 3 (55°).....	74
4.21	Deformação circunferencial dos Tubos 3 e 4 ($\pm 55^\circ$)... ..	75
4.22	Deformação Axial dos Tubos 3 e 4 ($\pm 55^\circ$).	76
4.23	Dados de saída do programa COMPSHELL.....	77
4.24	Deformação Circunferencial: Comparativo entre resultados numéricos e experimentais para os tubos bobinados a $\pm 55^\circ$	78
4.25	Deformação Axial: Comparativo entre resultados numéricos e experimentais para os tubos bobinados a $\pm 55^\circ$	79
4.26	Resultante de Tensão dos Tubos 3 e 4 ($\pm 55^\circ$).....	80
4.27	Resultante de Momento Fletores dos Tubos 3 e 4 ($\pm 55^\circ$).	81
4.28	Direção da resultante de momento fletor meridional	81
4.29	Comparação entre as deformações circunferenciais dos tubos bobinados a $\pm 55^\circ$ e 90°	83
4.30	Comparação entre as deformações axiais dos tubos bobinados a $\pm 55^\circ$ e 90°	84
4.31	Deformações Axial e Circunferencial.....	85
A.1	Menu Entradas Analógicas	95
A.2	Tela para habilitação dos canais e calibração dos sensores habilitados.	96
A.3	Calibração dos sinais por ganho e referência.....	96
A.4	Tela gerada ao clicar no ícone “Avançado”.....	98
A.5	Ícone “display”.	98
A.6	Ícone “Executa calibração por shunt cal”.....	99
A.7	Telas apresentadas após selecionar o ícone “Parâmetros”.. ..	99
A.8	Ícone responsável pelo início do ensaio.....	100
A.9	Interface entre o sistema de aquisição de dados e o usuário.....	100
A.10	Tela inicial do AqAnalysis.	101
A.11	Ícone abre arquivo de dados.	101
A.12	Selecionando o arquivo para gerar o diagrama tempo X deformação.	102
A.13	Diagrama deformação X tempo.....	102
A.14	CardKey.	103
A.15	Função “Converte para texto”.....	103
A.16	Convertendo o arquivo .LTD em .TXT.. ..	104

LISTA DE TABELAS

2.1	Dados fornecidos pelo fabricante. (CENIC engenharia)	39
4.1	Valor do raio da tubulação 1 (Bobinada a 90°).	55
4.2	Valor do raio da tubulação 2 (Bobinada a 90°).	55
4.3	Valor do raio da tubulação 3 (Bobinada a $\pm 55^\circ$).	55
4.4	Valor do raio da tubulação 4 (Bobinada a $\pm 55^\circ$).	55
4.5	Espessura do tubo 1 (90°).	56
4.6	Espessura do tubo 2 (90°).	56
4.7	Espessura do tubo 3 ($\pm 55^\circ$).	56
4.8	Espessura do tubo 4 ($\pm 55^\circ$).	56
4.9	Propriedades mecânicas do vidro/epóxi $v_f=60\%$	60
4.10	Pressões e locais de falha experimentais e teóricos	61
A.1	Obtenção dos dados pressão pela tensão.	97

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos Latinos

A	Área	[m ²]
d_e	Diâmetro externo	[mm]
d_i	Diâmetro interno	[mm]
D	Diâmetro médio do tubo	[mm]
D/t	Razão entre diâmetro e espessura	
E_{11}	Módulo de Young na direção 1 (longitudinal às fibras)	[MPa]
E_{1T}	Módulo de Young na direção 1 (longitudinal às fibras)	[MPa]
E_{22}	Módulo de Young na direção 2 (transversal às fibras)	[MPa]
E_{2T}	Módulo de Young na direção 2 (transversal às fibras)	[MPa]
$FGRP$	Tubulações reforçadas com fibras de vidro (“Fiber Glass Reinforced Piping”)	
G_{12}	Módulo de cisalhamento	[MPa]
$K_s, K_\theta, K_{s\theta}$	Mudanças das curvaturas meridional, circunferencial e torcional, respectivamente.	
L	Comprimento do tubo cilíndrico	[mm]
MPa	Megapascal – unidade de pressão;	
$MPRF$	materiais plásticos reforçados com fibra	
M_ϕ	Momento fletor circunferencial	
M_θ	Momento fletor axial	
$M_{(\phi,\theta)}$	Momento torsor	
N_θ	Resultante de tensão normal axial	
N_ϕ	Resultante de tensão normal circunferencial	
$N_{(\phi,\theta)}$	Resultante de tensão cisalhante	
r	coordenada radial ao eixo de revolução da casca	
R	Eixo das abcissas	
R_1 e R_2	Raio de curvatura meridional e circunferencial respectivamente	
S	Posição longitudinal	
S_{12}	Resistência ao cisalhamento	
t	Espessura do laminado	
u	Deslocamento meridional	
v	deslocamento circunferencial	
v_f	fração volumétrica de fibras	
w	deslocamento normal	
X	eixo das coordenadas	
X_{1t}	resistência à tração na direção 1	
X_{1c}	resistência à compressão na direção 1	
X_{2t}	resistência à tração na direção 2	
X_{2c}	resistência à compressão na direção 2	

Símbolos Gregos

β	rotações em torno do vetor circunferencial;	
γ	rotações em torno do vetor normal;	
γ_{12}	deformação angular máxima;	
ε_s	deformações meridional;	[μ Strain]
ε_θ	deformações circunferencial;	[μ Strain]
$\varepsilon_{S\theta}$	deformações de cisalhamento;	[μ Strain]
ε_{1t}	deformação máxima em tração na direção 1;	[μ Strain]

ε_{1c}	deformação máxima em compressão na direção 1;	[μ Strain]
ε_{2t}	deformação máxima em tração na direção 2;	[μ Strain]
ε_{2c}	deformação máxima em compressão na direção 2;	[μ Strain]
ν_{12}	Maior coeficiente de Poisson;	
ν_{21}	Menor coeficiente de Poisson;	
φ	Coordenada angular na direção axial;	
θ	Ângulo de orientação das fibras;	
θ_c	Coordenada angular na direção circunferencial;	
ρ	Densidade	[m ³ /kg]
σ_c	Tensão Circunferencial	[MPa]
σ_a	Tensão Axial	[MPa]
ψ	Rotações em torno do vetor meridional;	

1 INTRODUÇÃO

Será apresentado o desenvolvimento dos materiais compósitos bem como a sua aplicação em tubulações industriais. Introduzindo a metodologia e os objetivos empregados para a execução deste trabalho.

1.1 A UTILIZAÇÃO DE TUBULAÇÕES INDUSTRIAIS

No Brasil, são 16 mil km de dutos para transporte de petróleo e gás, além dos 3.150 km do Gasoduto Brasil-Bolívia sendo que a Petrobrás tem planos de agregar mais 6.000km à linha atual.

Para se ter uma idéia, na Argentina a rede de dutos chega a 28 mil km, no México, a 42 mil km e nos EUA, a 729 mil km. Segundo análise do Centro de Estudos em Logística (CEL) da Coppead/URFJ (http://www.newscomex.com/mostra_noticia.php , acessado 16/05/2009).

Ao longo dos anos a utilização de tubulações tomou os mais diferentes ambientes, entre elas destacam-se as tubulações subterrâneas e aéreas. Tais tubulações podem ser vistas em sistemas de ar condicionado para o transporte de fluido secundário ou mesmo em rede de dutos submarinos para o transporte de petróleo à superfície da Terra.

Para suprir as diferentes aplicações houve a necessidade do estudo de tubulações dos mais diferentes materiais, entre eles o aço, que provê uma boa relação custo/resistência, mas que se mostra corrosivo em meio exposto à umidade. Enquanto as tubulações de cobre são utilizadas para o caso de ambientes expostos a altas temperaturas, as tubulações de PVC são utilizadas no caso de baixas temperaturas, que dependendo do tipo de PVC varia de aproximadamente 87 °C a Tf 212 °C (Callister, 2002) em que a pressão interna não exceda 14bar de pressão (Faluhelyi, 2006). Neste trabalho, tubos de PVC, de diâmetro nominal $D = 100$ mm e comprimento $L = 500$ mm, irão simular um trecho enfraquecido de tubulação, já que este polímero apresenta módulo de elasticidade e resistência mecânica baixos, quando comparados a ligas de aço, cobre, e alumínio. Neste contexto, sobre os tubos de PVC, serão bobinadas fibras de vidro-E, em matriz de epóxi, de forma a simular um reparo estrutural que aumente a rigidez e a resistência mecânica dos mesmos.

Quando se necessita de reparo em tubulações deve ser considerado que os tubos de PVC não resistem a pressões internas elevadas se comparados aos tubos metálicos e podem sofrer deformações viscoelásticas. Já os reparos convencionais como luvas, flanges e retentores

apresentam alguns inconvenientes como a falta de espaço operacional, a limitação em relação ao diâmetro e a extensão do dano na tubulação.

Ao ocorrer perda de espessura localizada, um reparo convencional pode recuperar o dano, porém é visto que este causa ruptura na região próxima ao reparo devido à presença de momentos fletores associados ao estrangulamento uma vez que a tensão na parede do tubo é inversamente proporcional à espessura do mesmo, e esta variação de tensão na transição do reparo convencional para o tubo geram momentos fletores como será mostrado no capítulo de modelamento matemático.

O incremento na pressão de ruptura das tubulações pode ser conseguido por meio da utilização de materiais compósitos, tanto em seu interior como em seu exterior, como será mostrado neste trabalho. Ao se estender o revestimento por material compósito em todo o tubo, forma-se o que se conhece como tubulação híbrida. Especificamente neste trabalho, esta será composta por um tubo de PVC revestido externamente por vidro-E/epoxi bobinado. Uma vantagem inicial deste material, é que ele pode combinar, boa resistência mecânica aliada a ausência de oxidação, baixa densidade, e apresentar uma rigidez elevada se comparada à do PVC.

A tubulação híbrida a ser apresentada neste trabalho utiliza um material isotrópico e termoplástico (PVC), revestido com material compósito (fibra de vidro com resina epóxi). Tal procedimento de recobrir tubulações de materiais isotrópicos com compósitos tem o objetivo de aumentar a resistência e a rigidez das tubulações, permitindo assim o incremento de pressão nas tubulações reparadas. Adicionalmente, as tubulações de PVC reforçadas ficam mais robustas e podem facilitar as operações de manutenção da linha, e permitir, por exemplo, que um operário pise acidentalmente na tubulação, sem danificá-la.

1.2 REPAROS CONVENCIONAIS

Os reparos convencionais são constituídos principalmente de luvas metálicas e abraçadeiras, como a apresentada na figura 1.1. Atualmente, quando uma tubulação sofre perda externa de parede, interna ou vazamentos, por diversos motivos como impacto mecânico ou corrosão, se utiliza luvas ou abraçadeiras, que possuem dimensões padronizadas fazendo com que seja necessário o estoque de diferentes dimensões de reparos para as empresas, apesar de sua fácil aplicação que consiste na fixação destas na parte exterior da

tubulação. Neste contexto entra outra vantagem do reparo compósito que será explorado neste trabalho.



Figura 1.1 – Abraçadeira “stand off” metálica (Faluhelyi, 2006).

A utilização de reparos convencionais induzem um aumento significativo no módulo de elasticidade, no local em que este foi aplicado devido ao aumento da rigidez provocado pelo ganho de espessura, tornando o módulo de elasticidade superior àquele do tubo íntegro, e deve ser considerado que o material dos reparos convencionais não possuem módulos de elasticidade iguais aos das tubulações reparadas, gerando uma combinação de tensões e momentos não previstos no projeto deste duto, podendo causar a ruptura na transição entre a região próxima ao reparo. Por isso, o desafio de se realizar reparo compósito é determinar a relação ideal entre a espessura de reparo a ser adicionada à tubulação, para se manter a rigidez específica constante no caso de reparos localizados, em reparos que se estendem por todo o comprimento do tubo, a rigidez específica será obrigatoriamente igual ao longo de toda a tubulação. A abordagem deste trabalho é um exemplo onde os reparos convencionais não poderiam ser utilizados, pois serão simuladas tubulações com perda de espessura ao longo de seu comprimento, em que a utilização de uma série de luvas não seria homogênea, como a utilização de reparo compósito contínuo.

1.3 REPAROS COMPÓSITOS

Para que seja entendido o que é um reparo compósito, será explicado primeiramente o que é um compósito. Estes materiais são constituídos de laminados com fibras contínuas e resina para a aglutinação das fibras, em que são usualmente fabricados colocando-se uma camada sobre a outra. Este método é conhecido como laminação ou empilhamento (“laying-up”), de uma lâmina unidirecional, com ângulos pré-determinados. Antes da cura da resina, isto é, ao

ser preparada a resina é líquida, com uma viscosidade elevada, após um tempo chamado de cura se torna um material sólido e sem moldabilidade.

A utilização das várias lâminas em pilhas, tem por objetivo fazer com que o material, além de resistir a cargas de tração, compressão e cisalhamento, no plano, resista a carregamentos de flexão e torção, sendo que a resposta ao carregamento depende das propriedades mecânicas de cada camada dos materiais e da maneira como eles interagem entre si.

Os reparos compósitos são aqueles reparos que utilizam fibra e matriz para a restituição das propriedades mecânicas de um equipamento em geral. No contexto deste trabalho os reparos compósitos serão utilizados, tanto para a elevação das propriedades mecânicas de um tubo de P.V.C. íntegro, bem como para a restituição de um outro, que sofreu perda de espessura ao longo de seu comprimento.

O reparo compósito a ser utilizado será de vidro/epóxi, isto é, serão utilizadas fibras de vidro contínuas com determinadas orientações e a resina epóxi, que além de ser um excelente adesivo e manter as fibras unidas, possui propriedades mecânicas superiores à do P.V.C., contribuindo para o reforço.

Este tipo de reparo é uma aplicação onde os materiais compósitos podem ser empregados, com a vantagem de serem perfeitamente moldáveis, sobre a superfície do tubo, enquanto não há a cura da resina além do estágio B.

O tipo de tubo em estudo possui várias aplicações promissoras, que poderão ser determinadas com a conclusão deste trabalho, que determinará, principalmente, a pressão de ruptura para alguns ângulos de bobinagem.

Os reparos compósitos para tubulações, além de serem uma ótima solução para o caso de perda de espessura localizada, pode ser uma solução de aplicação para reparos extensivos e até mesmo uma solução para aumentar a pressão de ruptura de tubulação, de qualquer material, por meio de sua aplicação extensiva.

As tubulações híbridas podem ter diversas composições, de acordo com a finalidade desejada. As tubulações híbridas podem ser de aço com vidro/epóxi, aço com carbono/epóxi, alumínio com compósito, tubos de PVC com vidro/epóxi, entre outras, sendo que esta última será tratada neste trabalho.

O problema apresentado tanto pelos reparos compósitos, quanto para a utilização das tubulações híbridas, está no fator temperatura de trabalho. Materiais compósitos de vidro/epóxi, nos melhores casos, não suportam temperaturas superiores a 250°C (Hull, 1987).

1.4 O DESENVOLVIMENTO DOS COMPÓSITOS

Ao se utilizar materiais compósitos a idéia, é colocar os filamentos de alto desempenho mecânico nas direções de maior solicitação, em componentes estruturais. Em seus estudos, Griffith 1920, verificou que as placas de vidro poderiam suportar até 6.205 MPa (900.000psi) Griffith percebeu que quanto mais estirava as placas de vidro maior era a resistência que estas suportavam, a justificativa para tal fato é que com menores diâmetros dos fios há menos imperfeições nestes. Ao verificar que estas poderiam ser utilizadas como reforço, várias agências governamentais conduziram e coordenaram pesquisa e desenvolvimento em fibras de vidro, e, a partir de 1947, estudos do modo de aplicação de compósitos entre eles a bobinagem, que será utilizada neste trabalho, foi desenvolvida. Aquele projeto financiado pelo governo norte-americano teve como objetivo a produção de unidades bobinadas dos motores de mísseis como o Atlas e Polaris, mostrados na figura 1.2. Tais unidades consistiam na utilização de tubulações e vasos de pressão de materiais compósitos, com o intuito de aumentar a rigidez específica da estrutura (Corrêa, 1979).



Figura 1.2 – Foguetes Atlas e Polaris no Cabo Canaveral.

O uso de envoltórios circunferenciais, como será utilizado nas tubulações híbridas a serem estudadas, não é algo novo. Historicamente, envoltimentos circunferenciais com fios metálicos foram utilizados para prevenir a falha de canhões no momento do estouro (Rosato e Grove, 1964).

As tubulações híbridas têm um mercado potencial muito elevado, seja para aplicação em sistemas de ar condicionado, confecção de vasos de pressão para o transporte de gás natural e também para o transporte de fluidos corrosivos ao aço. Porém, sabe-se que a grande meta das indústrias é o desenvolvimento de tubos de baixo custo. As tubulações feitas de compósito, podem substituir facilmente os tubos de alumínio-liga, em condições em que a temperatura não seja elevada. Caso o meio seja úmido, pode-se utilizar o gel coat (material utilizado em iates, barcos e pranchas), responsável por selar as fibras para que estas não sofram com a umidade.

1.5 ASPECTOS GERAIS DOS COMPÓSITOS

A forma como os materiais compósitos falha é um fator crucial para o entendimento da pressão máxima suportada por uma tubulação revestida ao longo de seu comprimento com este material, e de suas propriedades mecânicas. Sabe-se que a falha dos laminados está relacionada com a sua resistência. A primeira definição é quanto ao significado de resistência já que a completa falha do laminado (principalmente os que possuem várias lâminas) é usualmente precedida pela falha de lâminas independentes, apesar de o laminado poder suportar tensões mesmo após a falha destas primeiras fibras. Na prática, a resistência depende de como foi feita a aplicação particular de cada laminado.

A aproximação numérica da falha final do laminado obtida experimentalmente foi feita considerando que o cálculo das tensões em cada lâmina deve ser feito por cada incremento de pressão no interior da tubulação e que as tensões em cada lâmina devem ser comparadas a um dos critérios de falha. Quando a tensão é suficientemente grande para o critério de falha ser violado, é assumido que ocorreu a falha desta lâmina e que o esforço suportado por esta é transferido para as demais lâminas. Neste trabalho, é assumido que a tubulação falha quando ocorre a falha da primeira camada (lâmina) do laminado que constitui a parede da mesma. Com isso as tensões nas fibras restantes são recalculadas para os demais incrementos de pressão (Hull, 1987).

Os passos descritos acima serão desenvolvidos numericamente por meio do programa COMPSHELL (Mistry e Levy, 1992), que será largamente utilizado para a simulação do incremento de pressão no interior das tubulações. O uso de análises numéricas é muito importante, uma vez que os experimentos utilizarão pressões relativamente elevadas.

Além da pressão, dificuldades experimentais esbarram no problema de ocorrer falha de uma lâmina e esta causar falha nas demais, sendo necessário o desenvolvimento de métodos

para se detectar a falha das fibras. Atualmente, a verificação do início da ruptura das fibras (“first ply failure”) é feita com emissão acústica e/ou com a microscopia (Hull, 1987).

Um fator a ser observado quando se analisa a falha de materiais compósitos está na união interlaminar que influencia na transferência de carregamento entre a lâmina fraturada e as lâminas íntegras.

1.6 OBJETIVO

Será determinado o ângulo de bobinagem para a obtenção da maior pressão de ruptura entre os tubos bobinados a 90° e aqueles bobinados a $\pm 55^\circ$ tanto numericamente quanto experimentalmente. Para isso, seguem os principais objetivos deste trabalho:

- i. Determinar a pressão de ruptura de corpos de prova bobinados à $\pm 55^\circ$ e a 90° , tanto experimentalmente quanto por meio de simulações numéricas;
- ii. Desenvolver um código para o cálculo das propriedades mecânicas a serem utilizadas no programa COMPSHELL;
- iii. Comparar as deformações e pressões de ruptura entre o programa COMPSHELL e os resultados obtidos experimentalmente;
- iv. Determinar as solicitações na parede do tubo, tais como a resultante de momentos e de tensões para a pressão de ruptura;
- v. Obter os diagramas de pressão x deformação, teórico e experimental. E obter os diagramas, da deformação versus coordenada longitudinal;
- vi. Variar o ângulo de bobinagem no software COMPSHELL para estimar qual é o ângulo de bobinagem que proverá maior pressão de ruptura das tubulações híbridas; e
- vii. Vislumbrar prováveis utilizações para os tubos híbridos de PVC revestidos com vidro/epóxi.

1.7 DESCRIÇÃO DO TRABALHO

No segundo capítulo, os assuntos pertinentes a esta dissertação serão explorados mais profundamente, por meio de tópicos concernentes à modelagem matemática, entre estes assuntos estão os materiais compósitos, o comportamento macro e micromecânico, elementos finitos, o programa Compshell, sistema de coordenadas, matriz ABBD, viscoelasticidade e efeitos higrotérmicos nos compósitos.

No capítulo três é mostrado o desenvolvimento experimental e os procedimentos necessários para a realização da fase experimental. Os resultados obtidos são mostrados no

capítulo quatro, neste capítulo também constam os procedimentos para a utilização do sistema de aquisição de dados e os digramas comparativos entre os resultados obtidos numericamente e experimentalmente, sendo que todos os diagramas apresentam um comentário sobre os resultados obtidos.

O capítulo cinco é apresentado como o fechamento desta tese, evidenciando as conclusões sobre as aplicações em que as tubulações híbridas de P.V.C. com vidro/epóxi podem ser utilizadas e também apresentadas propostas para trabalhos futuros.

1.8 METODOLOGIA

Para se obter o comportamento mecânico das tubulações híbridas, serão realizadas simulações numéricas e experimentais em corpos de prova com 500mm de comprimento e 100mm de diâmetro nominal. Para a determinação da geometria do corpo de prova, que influenciará nos resultados obtidos, serão realizadas cinco marcações circunferenciais ao longo dos corpos de prova, sendo que em cada marcação destas serão colocados dez pontos perfeitamente espaçados, para a determinação da ovalização do corpo de prova, de forma a determinar pontos críticos na parede da tubulação.

As bobinagens nos corpos de prova foram realizadas obedecendo os critérios de espessura e ângulo de bobinagem do compósito, e como a Universidade de Brasília não possui equipamento para esta aplicação, a bobinagem helicoidal das fibras foi realizada pela empresa CENIC Engenharia, situada em São José dos Campos – SP.

Com a obtenção dos corpos de prova de P.V.C. revestidos com vidro/epóxi, será realizada uma perfeita caracterização da geometria dos corpos de prova. Para a realização dos experimentos com os corpos de prova, foi desenvolvida uma bancada instrumentada para proteção especial para este trabalho, já que serão realizados experimentos destrutivos, com pressurização interna dos corpos de prova com óleo lubrificante.

Para a determinação das deformações sofridas pelo corpo de prova durante o experimento foram utilizados dois extensômetros (strain-gages) do tipo empilhado (stacked), diametralmente opostos, para que seja verificada a relação entre as deformações axiais e circunferenciais, obtidas pelos dois extensômetros utilizados. A determinação da pressão no interior do corpo de prova foi realizada tanto por meio de transdutor de pressão, como com a utilização de manômetros. A vedação dos corpos de prova será realizada por meio da colagem de duas tampas, uma em cada extremidade, com resina epóxi. As duas tampas serão de

alumínio, para a instalação do transdutor de pressão e para a fixação da mangueira responsável pelo transporte do óleo até o interior do corpo de prova. É necessário colar as tampas com resina epóxi para evitar uma variação muito brusca do módulo de elasticidade do material nesta extremidade. Sabe-se que a variação repentina de módulo de elasticidade gera a presença de uma resultante de momentos, podendo causar a ruptura do corpo de prova nesta região sem que seja atingida a pressão máxima de ruptura na região central da tubulação.

O incremento de pressão será realizado por meio de uma bomba hidráulica elétrica, que, conectada ao corpo de prova por meio de uma mangueira de alta pressão é capaz de suprir até 70MPa. A obtenção das informações de deformações e pressão serão feitas por meio do sistema de aquisição de dados (ADS2000), conectado a um computador para enviar as informações de variação temporal de cada canal habilitado.

As simulações numéricas serão realizadas por meio do programa COMPSHELL, que foi desenvolvido para simular geometrias axissimétricas, tais como domos, cones e cilindros sob pressão interna ou externa. Para a obtenção das propriedades mecânicas do material compósito utilizado, vidro/epóxi, deverá ser estudada uma forma de obter estas propriedades para diferentes frações volumétricas de fibras e então empregar um código que forneça estas propriedades ao usuário. Tais propriedades obtidas deverão ser utilizadas no programa COMPSHELL, para a determinação da pressão de ruptura teórica, dos deslocamentos axiais e circunferenciais e para a determinação das resultantes de momentos fletores e tensões na parede do corpo de prova analisado.

Após a determinação da pressão teórica, serão realizados os experimentos e deve ser verificado para os quatro tubos a serem estudados as relações entre as deformações obtidas pelo programa COMPSHELL e as deformações experimentais, bem como a pressão de ruptura para estas duas situações.

2 MODELAMENTO MATEMÁTICO

Neste capítulo será evidenciada ao leitor a formulação teórica necessária para se determinar o ângulo ideal de bobinagem em tubulações híbridas.

2.1 MÉTODOS PARA ANÁLISE DE ESTRUTURAS DE MPRF

A análise de materiais compósitos é freqüentemente subdividida entre a micromecânica e a macromecânica. A micromecânica trata cada constituinte do material compósito individualmente, assim as propriedades mecânicas do material podem ser determinadas por meio das propriedades e frações volumétricas de fibras e da matriz. Este tipo de análise é o mais indicado quando se trata de estimar as propriedades elásticas, mostrando bons resultados quando comparados a experimentos (Hull, 1987). Mesmo a “regra das misturas” que é o modo mais simples de análise micromecânica apresenta bons resultados. Porém para resultados até a ruptura esta teoria diverge dos resultados experimentais (Hull, 1987).

Em análises para estimar-se a ruptura, deve-se utilizar a macromecânica que trabalha com propriedades macroscópicas do compósito e busca obter: (i) critérios de falha adequados para determinadas aplicações; e (ii) relações entre tensões e deformações nas lâminas, bem como as resultantes de tensão e momentos com as deformações e variações de curvatura no plano médio de laminados de MPRF (Materiais Plásticos Reforçados com Fibras) (Daniel and Ishai, 2006).

As análises com as tubulações híbridas serão realizadas até suas respectivas rupturas, logo a macromecânica será largamente utilizada. Numericamente, o software COMPSHELL se utiliza de todo o equacionamento da macromecânica e experimentalmente as deformações tanto axial quanto circunferencial do reparo serão determinadas por meio de extensômetros (strain-gages), e, por meio destas, as tensões de membrana serão obtidas.

2.2 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

A idéia básica do Método dos Elementos Finitos é encontrar uma solução aproximada para um problema complicado de ser resolvido, subdividindo-o em um conjunto de problemas mais simples. Desta forma é encontrada uma solução aproximada da solução real. Neste

método, a solução da região é feita utilizando-se de muitas outras menores, interconectadas em sub-regiões chamadas de elementos finitos (Alves Filho, 2000).

O primeiro passo do Método dos Elementos Finitos, é o da discretização do domínio irregular e complexo em subdomínios menores e mais regulares, conhecidos por elementos finitos que são conectados entre si pelos nós, normalmente localizados em seus vértices. Assim, cria-se uma malha de elementos finitos que passa a simular o comportamento mecânico da estrutura a ser analisada. Isto é equivalente a mudar o domínio que tinha um número infinito de graus de liberdade por um sistema que tenha um número finito de graus de liberdade (Tenek and Argyris, 1998).

Embora o nome do Método dos Elementos Finitos ter sido dado no século 19, o conceito básico do mesmo tem sido usado por vários séculos. Por exemplo, os antigos matemáticos descobriram a circunferência do círculo aproximando-a do perímetro do polígono formado como o da figura 2.1 (Alves Filho, 2000).

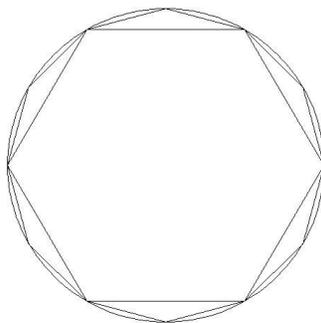


Figura 2.1 – Princípio Subjacente ao Método dos Elementos Finitos.

Nos termos atuais, por analogia, cada lado do polígono pode ser chamado de um “elemento finito”. E a medida que o número de lados aumenta, mais a resposta converge para o valor esperado. Nos tempos mais recentes, as aproximações do Método dos Elementos Finitos têm utilizado regiões triangulares, que foi primeiramente proposta por Courant em 1943 em literaturas de matemática aplicada (Alves Filho, 2000).

Para as análises no programa COMPSHELL, de uma tubulação cilíndrica, engastada na extremidade esquerda e com uma tampa que é livre para transladar-se axialmente na direita, será utilizado o modelo (malha) mostrado na figura 2.2.

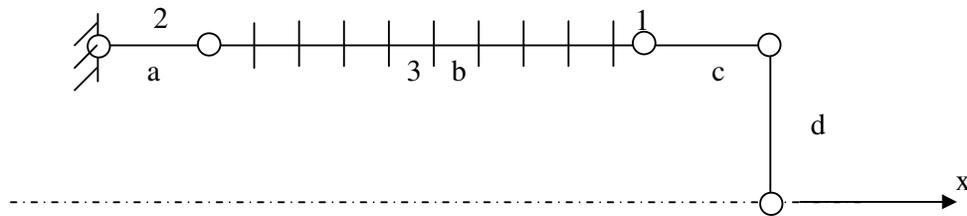


Figura 2.2 – Modelagem do Método dos Elementos Finitos para um lado livre.

O modelo representado na figura 2.2 compreenderá quatro segmentos (a, b, c e d) sendo que os segmentos a e c são inseridos com as mesmas propriedades elásticas e geométricas da tubulação, porém, com propriedades de ruptura mais elevadas. Neste caso, pode-se focalizar a análise de falha na região central do tubo. A utilização de quatro segmentos implica nos cinco nós mostrados como um círculo na figura 2.2. Esta figura também mostra o segmento central subdividido em dez elementos. Embora o método dos elementos finitos seja utilizado exaustivamente em análise de estruturas mecânicas, este também tem sido utilizado com sucesso em problemas como condução de calor, dinâmica dos fluidos, fluxo de escapamento e problemas com campos elétricos e magnéticos (Alves Filho, 2000).

O processo de discretização é essencialmente um problema de engenharia. Eficientes programas de elementos finitos tem sido implementados para a análise de tensões e deformações em estruturas. Para grandes problemas utilizando geometrias complexas, a idealização dos elementos finitos gerados manualmente, requerem maior esforço e tempo da parte do analista. Muitos programas têm se utilizado de geração automática de malhas para que simulações mais próximas do real sejam obtidas (Tenek and Argyris, 1998).

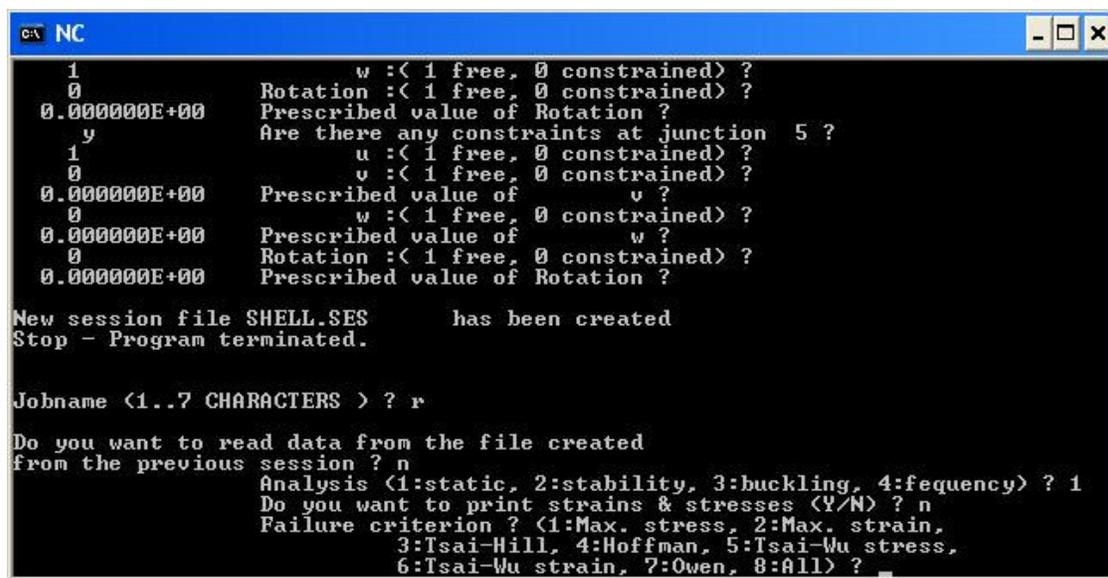
2.3 FORMATO BÁSICO DOS ELEMENTOS

Os formatos, tamanhos, número e configurações dos elementos devem ser escolhidos cuidadosamente, para que sejam próximos da realidade, de modo que a solução da malha já tenha convergido para a resposta de mínimo erro, mas não acarretem muito esforço computacional. Na maioria das vezes o tipo de elemento é ditado pelo formato da geometria da peça. O elemento básico, i.e. mais utilizado, é o triangular para análise bi-dimensional, porém elementos retangulares podem ser obtidos a partir de dois ou quatro triângulos (Tenek and Argyris, 1998).

O elemento básico para análise tridimensional é o elemento tetraédrico. Como o programa COMPSHELL é utilizado para superfícies axissimétricas seu elemento possui a geometria anelar. Em particular, os anéis deste programa podem ser constituídos por camadas ou laminadas ortotrópicas (Levy Neto, 1991).

2.4 O PROGRAMA COMPSHELL

O código COMPSHELL (Mistry e Levy, 1992) é um programa que interage com o usuário pois este pergunta ao mesmo os parâmetros de entrada, para que os dados de saída possam ser gerados, na forma da janela gráfica mostrada na figura 2.3, que utiliza o método dos elementos finitos para realizar simulações em cascas finas ortotrópicas e axissimétricas (ou de revolução). Entende-se como casca fina tubos com a relação diâmetro (D)/espessura(t) ≥ 20 (Hibeler, 2000). Como neste trabalho o tubo possui 100mm de diâmetro e 2mm de espessura este é considerado um tubo de parede fina.



```
C:\ NC
1      w :< 1 free, 0 constrained> ?
0      Rotation :< 1 free, 0 constrained> ?
0.000000E+00 Prescribed value of Rotation ?
y      Are there any constraints at junction 5 ?
1      u :< 1 free, 0 constrained> ?
0      v :< 1 free, 0 constrained> ?
0.000000E+00 Prescribed value of u ?
0      w :< 1 free, 0 constrained> ?
0.000000E+00 Prescribed value of w ?
0      Rotation :< 1 free, 0 constrained> ?
0.000000E+00 Prescribed value of Rotation ?

New session file SHELL.SES      has been created
Stop - Program terminated.

Jobname <1..7 CHARACTERS > ? r

Do you want to read data from the file created
from the previous session ? n
Analysis <1:static, 2:stability, 3:buckling, 4:fequency> ? 1
Do you want to print strains & stresses <Y/N> ? n
Failure criterion ? <1:Max. stress, 2:Max. strain,
3:Tsai-Hill, 4:Hoffman, 5:Tsai-Wu stress,
6:Tsai-Wu strain, 7:Owen, 8:All> ?
```

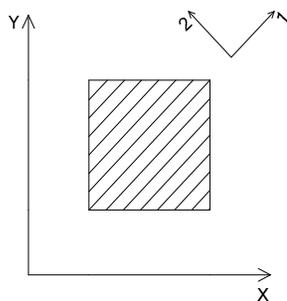
Figura 2.3 – Interface gráfica do COMPSHELL.

O programa assume que a casca é axissimétrica e composta por camadas que possuem características ortotrópicas próprias, entre estas podem ter fibras do reforço em qualquer direção. O elemento básico do programa é um anel axissimétrico com dois nós, um em cada extremidade. E, por ser um programa baseado no MEF (método dos elementos finitos), um aspecto importante a ser observado é quanto à precisão do resultado que se queira obter. Este pode ser influenciado pelo número de elementos contido em cada segmento do tubo, haja

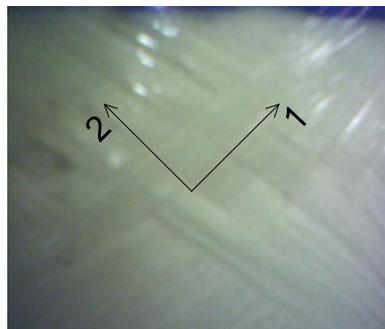
vista que quanto maior o número de elementos melhor será a aproximação do resultado obtido. Isto porque o COMPSHELL utiliza o método de Newton-Raphson para realizar as interpolações, e aproximar o resultado do valor real. Por outro lado, ao se aumentar o número de elementos nos segmentos, maior será o tempo de processamento demandado pelo computador.

2.6 SISTEMA DE COORDENADAS

Os materiais compósitos apresentam dois tipos de coordenadas, aquela local (1,2) que acompanha a direção das fibras de cada lâmina de um laminado e aquela global (x,y), que não se altera de acordo com a direção das fibras, como mostrado na figura 2.4. As coordenadas globais representam o domínio do componente a ser analisado, em particular as tubulações.



(a)



(b)

Figura 2.4 – Sistemas de coordenada global (a) e local (b).

A coordenada local e a global são muito importantes no que tange a determinação das deformações do material, sendo que as propriedades na direção 1 estão sempre na direção das fibras, caso as fibras sejam impregnadas a 0° , os eixos 1 e x e 2 e y irão ser coincidentes. Para o caso de tubos, o sistema global pode ser chamado de (r,x) ao invés de (x,y) fazendo com que x se torne a direção axial e r a direção radial da tubulação como mostrado na figura 2.5.

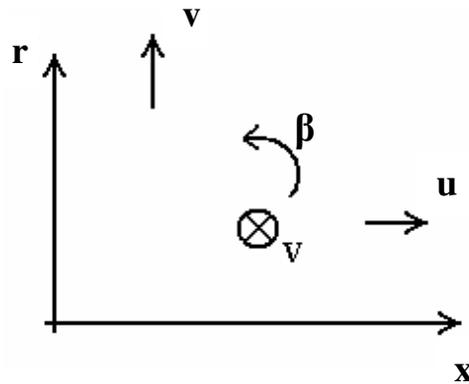


Figura 2.5 - Deslocamentos u, v, w e a rotação β .

Na figura 2.5 são mostradas as componentes de deslocamento que um nó genérico da malha de elementos finitos da tubulação apresentará, quando submetida à pressão interna. A componente u é relativa ao deslocamento axial, na direção x ; v é a componente circunferencial (tangencial ao cilindro) e a componente w , na direção r , está relacionada com os deslocamentos radiais. A variável β corresponde à rotação meridional da parede da tubulação. Na figura 2.5, a tubulação estaria orientada na direção vertical.

2.7 PROPRIEDADES ELÁSTICAS DE UMA LÂMINA UNIDIRECIONAL

A tensão em um ponto de um corpo sólido, na análise tridimensional (3-D), pode ser representada pelo elemento tridimensional de tensões mostrado na figura 2.6, sendo as tensões representadas na superfície deste. Existem três tensões normais σ_{11} , σ_{22} e σ_{33} e seis tensões cisalhantes neste cubo, porém, para os três pares das tensões de cisalhamento $\tau_{23} = \tau_{32}$, $\tau_{31} = \tau_{13}$ e $\tau_{12} = \tau_{21}$. Logo, apenas as tensões representadas na figura 2.6 serão utilizadas nas formulações seguintes. Os sub-índices dos vetores significam: o primeiro sufixo se refere à direção normal ao plano que a tensão está atuando, e o segundo sufixo indica a direção da tensão ou esforço mecânico, no plano de tensões.

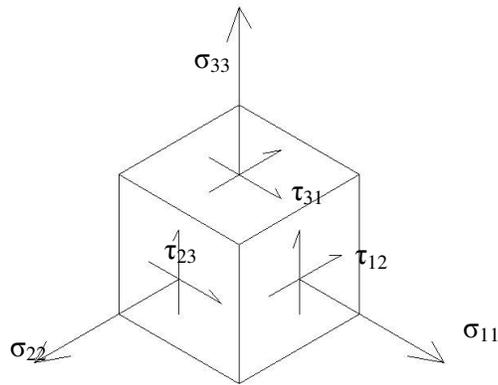


Figura 2.6 – Elemento tridimensional, 3-D, de tensões.

A notação correspondente para as deformações são: ϵ_{11} , ϵ_{22} , e ϵ_{33} , para as deformações normais, sendo as deformações angulares devido às tensões cisalhantes iguais a γ_{23} , γ_{31} e γ_{12} .

Porém, em algumas bibliografias, as tensões σ_{11} , σ_{22} , σ_{33} , τ_{23} , τ_{31} e τ_{12} podem ser substituídas por σ_1 , σ_2 , σ_3 , σ_4 , σ_5 e σ_6 conhecida como notação compacta. Será adotada como referência a tensão de tração sendo positiva e a tensão de compressão sendo negativa.

Quando uma tensão unidirecional (1-D) de tração ou compressão simples é aplicada em um sólido isotrópico, a tensão é diretamente proporcional à deformação, a menos da constante de proporcionalidade que é seu módulo de elasticidade (E), como pode ser visto na eq. 2.1.

$$\sigma = E \cdot \epsilon \quad (2.1)$$

A deformação normal transversal à tensão aplicada será igual a $-\nu \epsilon$. Para um material isotrópico E e ν são independentes da direção da tensão aplicada. O módulo de cisalhamento G é definido como:

$$\tau = G \cdot \gamma \quad (2.2)$$

onde γ é igual à deformação cisalhante. Para um material isotrópico:

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)} \quad (2.3)$$

Desta forma, a lei de Hooke pode ser generalizada da seguinte forma:

$$\sigma_i = \sum_{j=1}^6 C_{ij} \varepsilon_j, \quad (2.4)$$

onde i e j variam de 1 a 6. C_{ij} é dita a matriz de rigidez do material, e em um sólido pode se dizer que $C_{ij} = C_{ji}$, desta forma a equação pode ser expandida da seguinte forma (Hull, 1987).

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{31} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ C_{12} & C_{22} & C_{32} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ C_{14} & C_{24} & C_{34} & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ C_{15} & C_{25} & C_{35} & C_{45} & C_{55} & C_{56} \\ C_{16} & C_{26} & C_{36} & C_{46} & C_{56} & C_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_1 \\ \varepsilon_1 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{bmatrix}. \quad (2.5)$$

A matriz mostrada na equação 2.5 evidencia a lei de Hooke para um estado tridimensional de tensões.

Para materiais isotrópicos a matriz de rigidez completa $[C]$ será bem mais simples, pois as propriedades elásticas são iguais em todas as direções. As equações serão reduzidas a:

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{31} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{22} & C_{32} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2}(C_{11} - C_{12}) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2}(C_{11} - C_{12}) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2}(C_{11} - C_{12}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_1 \\ \varepsilon_1 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{bmatrix}. \quad (2.6)$$

As matrizes apresentadas até agora mostram como se obter a tensão a partir de uma deformação, o contrário também pode ser feito.

$$\varepsilon_i = \sum_{j=1}^6 S_{ij} \sigma_j, \quad (2.7)$$

onde $[S]$ é a matriz de flexibilidade. Para um material isotrópico esta equação se reduz à equação 2.8.

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_1 \\ \varepsilon_1 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{31} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{22} & S_{32} & 0 & 0 & 0 \\ S_{13} & S_{23} & S_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2(S_{11} - S_{12}) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2(S_{11} - S_{12}) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2(S_{11} - S_{12}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{12} \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

Ao se aplicar valores de propriedades elásticas de engenharia nestas constantes, obtém-se, por exemplo, o módulo de elasticidade (E) e o coeficiente de Poisson (ν):

$$S_{11} = \frac{1}{E} \text{ válido para tensões normais,}$$

$$S_{12} = -\frac{\nu}{E}$$

E a equação 2.8 será representada pela equação 2.9, para o caso de materiais isotrópicos.

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E & -\nu/E & -\nu/E & 0 & 0 & 0 \\ -\nu/E & 1/E & -\nu/E & 0 & 0 & 0 \\ -\nu/E & -\nu/E & 1/E & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{12} \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

Para um corpo carregado com uma tensão unidirecional, como mostra a figura 2.7, o vetor de deformações fica bastante simplificado.

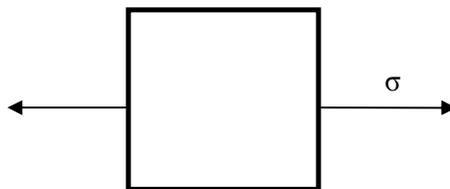


Figura 2.7 – Tensão unidirecional, ou uniaxial (1-D).

Isso porque a deformação na direção da tensão não dependerá do coeficiente de Poisson do material tracionado, porém, nas demais direções, este coeficiente será muito importante, pois é ele quem mede o quanto um corpo tende a contrair devido à aplicação de tensão de tração em uma outra direção perpendicular, conforme demonstram as equações 2.10 e 2.11.

$$\varepsilon_1 = (1/E) \cdot \sigma \quad (2.10)$$

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_3 = -(v/E) \cdot \sigma \quad (2.11)$$

Para o caso de lâminas ortotrópicas, como pode-se considerar a parede fina da tubulação, geralmente sua espessura é muito inferior ao seu raio. Desta forma pode-se dizer que a tensão na direção radial é desprezível, assim, pode-se assumir que a lâmina seja submetida a um estado plano de tensão e não um estado tridimensional de tensões. Tal fato simplifica a relação entre tensões, as equações 2.12 a 2.15 refere-se ao sistema de coordenadas (1,2), onde a direção 1 é paralela às fibras de uma lâmina com reforço unidirecional do corpo. (Levy e Pardini, 2006).

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_1 & -v_{21}/E_2 & 0 \\ -v_{12}/E_1 & 1/E_2 & 0 \\ 0 & 0 & 1/G_{12} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{bmatrix}, \quad \text{ou} \quad (2.12)$$

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & 0 \\ S_{12} & S_{22} & 0 \\ 0 & 0 & S_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{bmatrix}. \quad (2.13)$$

$$\text{onde: } S_{11} = 1/E_1, \quad S_{22} = 1/E_2, \quad S_{66} = 1/G_{12} \quad \text{e} \quad S_{12} = -v_{12}/E_1 = -v_{21}/E_2.$$

Na equação 2.13 pode-se obter a deformação a partir de uma tensão aplicada. Calculando-se a matriz inversa da matriz [S], determina-se a equação 2.14.

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E_1 / (1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}) & \nu_{21} \cdot E_1 / (1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}) & 0 \\ \nu_{12} \cdot E_2 / (1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}) & E_2 / (1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}) & 0 \\ 0 & 0 & G_{12} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix}. \quad (2.14)$$

Neste caso a matriz de rigidez é compreendida como a matriz $[Q]$ mostrada na equação 2.15. Sendo que a matriz $[Q]$ é a inversa de $[S]$, ou seja, $[Q] = [S]^{-1}$.

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} \rightarrow \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & 0 \\ S_{12} & S_{22} & 0 \\ 0 & 0 & S_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

As matrizes $[Q]$ e $[S]$ são válidas apenas no sistema de coordenadas (1,2) nas direções 1, paralela às fibras e 2, perpendicular às fibras. Em um sistema geral (x,y) com as fibras inclinadas em relação ao eixo x, é necessário se trabalhar com as matrizes “Qbarra”, $[\bar{Q}]$, e “Sbarra”, $[\bar{S}]$, respectivamente (Daniel and Ishai, 2006).

2.8 MATRIZ ABBD PARA COMPÓSITOS LAMINADOS

A matriz ABBD é uma formulação matemática que descreve o comportamento elástico dos materiais compósitos laminados (material compósito formado por várias lâminas empilhadas e coladas entre si), e com esta, por exemplo, é capaz de se prever se ao tracionar um material se este sofrerá ou não, além de deformação axial alguma curvatura, dentre outros acoplamentos. A matriz ABBD relaciona as resultantes de tensão (N_x , N_y , N_{xy}) e momento (M_x , M_y , M_{xy}), com as deformações (ε_{x0} , ε_{xy} , γ_{x0y0}) e curvaturas (κ_{x0} , κ_{y0} , κ_{x0y0}), do plano médio de um laminado, conforme detalhado nas equações 2.16 a 2.18 (Levy e Pardini, 2006; Daniel and Ishai, 2007).

Considerando que no caso 1-D, por exemplo, integra-se a tensão normal em x:

$N_x = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_x \cdot dz$, em uma análise 2-D, incluindo duas tensões normais e os pares de tensões de cisalhamento no plano (x,y), obtém-se:

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{Bmatrix} = \sum_{K=1}^n \int_{h_{k-1}}^{h_k} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} dz = \sum_{K=1}^n \int_{h_{k-1}}^{h_k} [\bar{Q}]_K \begin{Bmatrix} \varepsilon_{x0} \\ \varepsilon_{y0} \\ \gamma_{x0y0} \end{Bmatrix} + z \cdot \begin{Bmatrix} K_x \\ K_y \\ K_{xy} \end{Bmatrix} dz \quad (2.16)$$

ou,

$$\{N\} = \sum_{K=1}^n [\bar{Q}]_K (h_k - h_{k-1}) \cdot \{\varepsilon_0\} + \sum_{K=1}^n \frac{1}{2} [\bar{Q}]_K (h_k^2 - h_{k-1}^2) \cdot \{K\} \quad (2.17)$$

$$\{N\} = [A] \cdot \{\varepsilon_0\} + [B] \cdot \{K\} \quad (2.18)$$

[A] = Matriz de rigidez no plano;

[B] = Matriz de acoplamento;

Sendo que h_{k-1} e h_k são as coordenadas que localizam uma camada genérica, k , do laminado, na direção da espessura; e

$[\bar{Q}]$ é a matriz “Qbarra” (matriz de rigidez no sistema geral (x,y)).

Na equação 2.16, está implícito que as deformações de uma camada genérica $\{\varepsilon\}_k$, à esquerda na expressão a seguir, é dada pela soma das deformações do plano médio $\{\varepsilon_0\}$ adicionadas ao produto da coordenadas z multiplicada pelas curvaturas do plano médio do laminado $\{\kappa\}$, equação 2.19.

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix}_k = \begin{Bmatrix} \varepsilon_{x0} \\ \varepsilon_{y0} \\ \gamma_{xy0} \end{Bmatrix} + z \cdot \begin{Bmatrix} K_{x0} \\ K_{y0} \\ K_{xy0} \end{Bmatrix} \quad (2.19)$$

E, considerando que na análise 1-D considera-se, por exemplo, apenas a flexão pura na direção x : $M_x = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_x z \cdot dz$, incluindo-se dois momentos fletores e um torçor, obtém-se:

$$\begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_z \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^n \int_{h_{k-1}}^{h_k} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} z \cdot dz = \sum_{k=1}^n \int_{h_{k-1}}^{h_k} \begin{bmatrix} \bar{Q} \\ \bar{Q} \\ \bar{Q} \end{bmatrix}_k \begin{Bmatrix} z \\ z \\ z \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{x0} \\ \varepsilon_{y0} \\ \gamma_{x0y0} \end{Bmatrix} + z^2 \begin{Bmatrix} K_x \\ K_y \\ K_{xy} \end{Bmatrix} dz \quad (2.20)$$

ou

$$\{M\} = \sum_{k=1}^n \frac{1}{2} \begin{bmatrix} \bar{Q} \\ \bar{Q} \\ \bar{Q} \end{bmatrix}_k (h_k^2 - h_{k-1}^2) \{\varepsilon_0\} + \sum_{k=1}^n \frac{1}{3} \begin{bmatrix} \bar{Q} \\ \bar{Q} \\ \bar{Q} \end{bmatrix}_k (h_k^3 - h_{k-1}^3) \{K\} \quad (2.21)$$

$$\{M\} = [B] \{\varepsilon_0\} + [D] \{K\} \quad (2.22)$$

[D] = Rigidez a flexão/torção

Por meio das equações 2.18 e 2.22 é obtida a matriz ABBD, mostrada na equação 2.18, que descreve o comportamento de um laminado, ao ser submetido às resultantes de tensões {N} ou resultantes de momentos {M}.

$$\begin{Bmatrix} N \\ M \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ B & D \end{bmatrix}_{6 \times 6} \begin{Bmatrix} \varepsilon_0 \\ K \end{Bmatrix} \quad (2.23)$$

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \\ M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} & B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} & B_{16} & B_{26} & B_{66} \\ B_{11} & B_{12} & B_{16} & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} & D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} & D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{x0} \\ \varepsilon_{y0} \\ \gamma_{x0y0} \\ K_{x0} \\ K_{y0} \\ K_{x0y0} \end{Bmatrix} \quad (2.24)$$

Por meio da matriz [ABBD] obtida na equação 2.24 é possível verificar que a matriz de acoplamento [B] gera acoplamentos de: (i) extensão com curvatura (B_{1j} e B_{2j}); (ii) flexão com extensão (B_{1j} e B_{2j}); (iii) extensão com torção e cisalhamento com flexão (B_{i6}); e (iv) de torção com flexão (B_{i6}).

A matriz de rigidez [B] existirá todas as vezes que as camadas do material forem dispostas de forma não simétrica em relação ao plano médio do laminado, incluindo espessuras, materiais e orientações das fibras. Ou seja, caso as camadas de compósito forem simétricas em relação ao plano médio, ao se tracionar ou comprimir o corpo, apenas serão observadas

deformações no plano e caso seja implementado um momento no elemento apenas curvatura é observada, pois, quando há total simetria, a matriz de acoplamentos anula-se, ou seja, $[B] = 0$.

Considerando as camadas do tubo a ser analisado como na figura 2.8, é verificado que as camadas não são simétricas devido ao tubo ser internamente de PVC com duas camadas de compósito em sua superfície externa. Desta forma pode ser dito que a matriz $[B]$ de acoplamentos é diferente de zero.

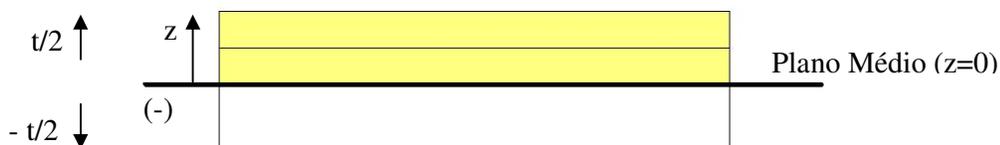


Figura 2.8 – Camadas não simétricas do tubo híbrido.

A figura 2.9 mostra os resultados da matriz $ABBD$ obtidos por meio dos invariantes, cujo cálculo pode ser visto no anexo IV, para os tubos bobinados a 90° e $\pm 55^\circ$, para tal foram, inicialmente, determinadas as matrizes de rigidez no plano $[Q]$ no sistema (1,2) sendo 1 na direção das fibras, de cada camada, e então calculada a matriz de rigidez $[\bar{Q}]$, no sistema de coordenadas (x,y), utilizando os invariantes de cada camada (Daniel and Ishai, 2006). E, com esta última, faz-se possível o cálculo da matriz $ABBD$.

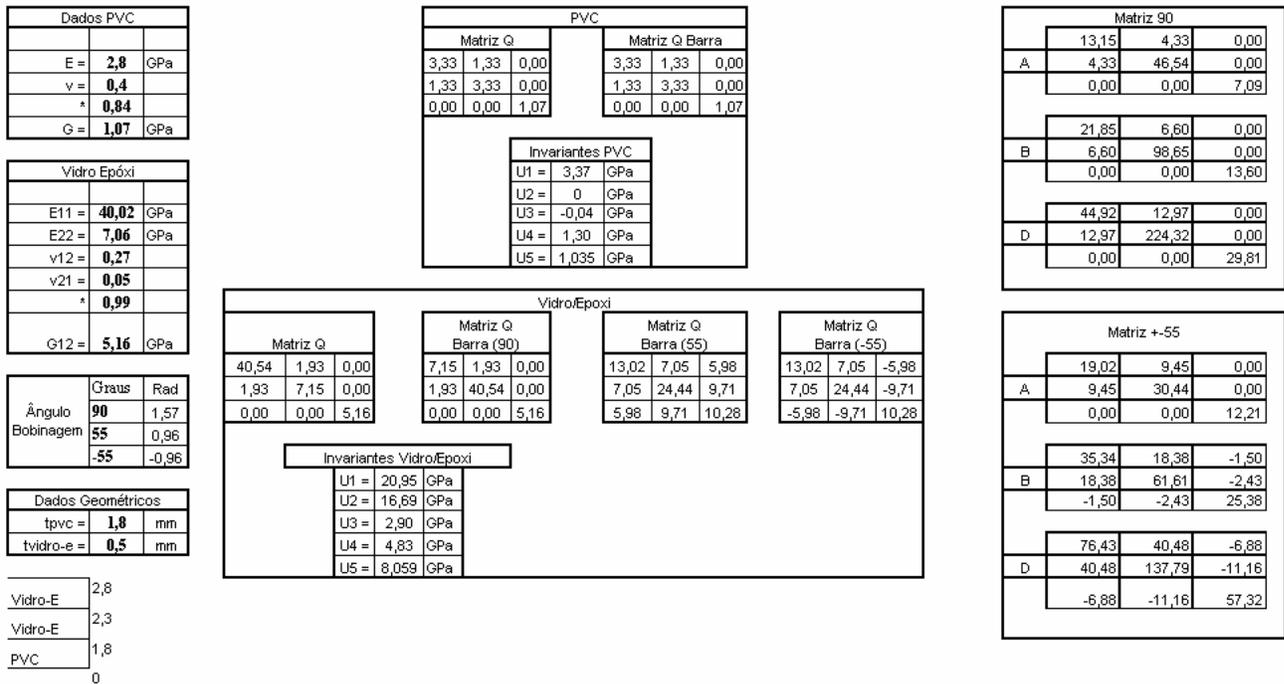


Figura 2.9 – Calculo da Matriz ABBD para tubos bobinados a 90° e ±55°.

2.9 EFEITOS HIGROTÉRMICOS

Os efeitos higrotérmicos consideram o ambiente ao qual o material compósito está exposto durante sua vida útil. Os materiais compósitos têm suas propriedades elásticas e de ruptura alteradas quando submetidos a umidade e temperaturas elevadas, ou que variem significativamente ao longo do tempo.

Nos experimentos realizados, foi utilizado adesivo (resina epóxi) de cura a frio (adesivo – HY1208 e endurecedor – LY1208) que podem trabalhar a até 90°C, sem que sofra transição vítrea, ou seja, perda de rigidez em relação àquela a temperatura ambiente. Por isso, houve o controle de umidade e temperatura, durante os experimentos, sendo que todos tubos analisados foram mantidos e ensaiados na temperatura de 25±2°C e umidade relativa do ar de 65±20%, sendo o controle feito por meio de condicionador de ar.

2.10 VISCOELASTICIDADE

Ao realizar experimentos em tubos de PVC (sem reforço compósito), foi verificado que ao se parar de incrementar pressão no interior do tubo, havia uma queda na pressão após certo tempo, neste caso como o volume de óleo permanece constante mas o tubo de PVC continua

expandindo-se e a pressão diminui devido à viscoelasticidade. A viscoelasticidade é observada em materiais plásticos submetidos a carregamentos mecânicos, mesmo em temperaturas próximas a 25 °C. Devido à tensão gerada por este carregamento, os materiais plásticos apresentam uma parcela elástica, a qual é independente do tempo, e outra viscosa, a qual depende da fluência do mesmo ao longo do tempo. (Crawford, 1998).

Devido à parcela viscosa que a tensão gera, o tubo de PVC sofre uma relaxação se submetido à pressão constante, fazendo com que seu volume aumente com o tempo, reduzindo assim a pressão no interior do mesmo (Faluhelyi, 2006).

Os modelos de viscoelasticidade comumente usados são o de Maxwell e o de Kelvin, que podem ser associados aos ensaios de retardação e de relaxação. Ao se considerar modelos de descrição do comportamento viscoelástico é necessário entender que cada um dos modelos supracitados falha na descrição rigorosa do que ocorre com a deformação dependente do tempo, sendo o de Maxwell (modelo mola-amortecedor em série) mais adotado no ensaio de relaxação, e o de Kelvin (modelo mola-amortecedor em paralelo), no ensaio de retardação (Gandur, 2001).

Em tubos de PVC bobinados com vidro/epóxi tanto a 90°, quanto para $\pm 55^\circ$, não foi verificado o comportamento viscoelástico, como mencionado no trabalho de Faluhelyi, 2006. Tal fato se deve às fibras de vidro-E apresentarem comportamento linear e elástico, perfeitos, em temperaturas próximas de 25 °C, em que os testes foram realizados (Crawford, 1998).

2.11 RELAÇÃO ENTRE AS TENSÕES CIRCUNFERENCIAIS E AXIAIS

Nos experimentos serão utilizadas tubulações com 500mm de comprimento (L), 100mm de diâmetro (D) e com 1,8mm de espessura de PVC e pouco mais de 1mm de vidro/epóxi a espessura total. Desta forma, a tubulação será considerada de parede fina, e poderá ser analisada pelo programa COMPSHELL, pois $D/t > 20$ e a tensão radial aplicada ao longo da espessura pode ser desprezada, assim reduzimos o problema a um estado plano de tensões, sendo σ_H a tensão circunferencial e σ_A a tensão axial. O programa COMPSHELL, entretanto, também leva em conta os momentos fletores que podem surgir na parede do tubo, além das tensões do estado plano axial e circunferencial, conhecidas como tensão de membrana.

Para tubos de parede fina a análise macromecânica permite que se concentre o efeito de todas as lâminas dos elementos da malha de elementos finitos no plano médio do laminado.

Generaliza-se, considerando a parede dos tubos concentradas no raio médio, e os vasos cilíndricos de parede fina são considerados sujeitos a um estado plano de tensão.

Observando as figuras 2.10, 2.11 e 2.12, nota-se que para haver o equilíbrio de forças, a força resultante axial na parede do tubo deve ser igual à força suportada pela tampa do tubo. Logo, na direção axial (x) tem-se:

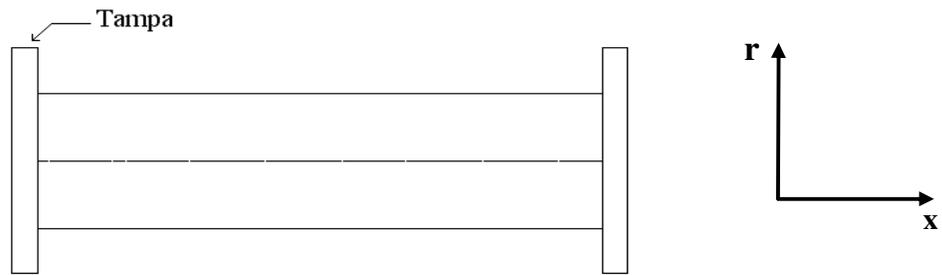


Figura 2.10 – Tubo com tampa.

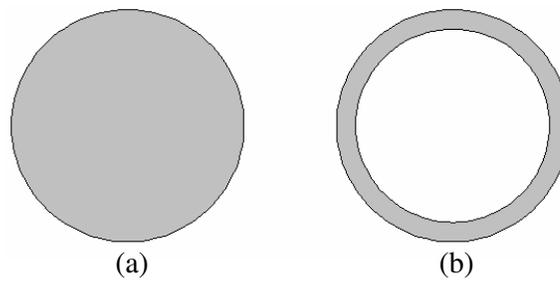


Figura 2.11 – Campo de tensões atuantes na tampa (a) e na parede (b) do tubo.

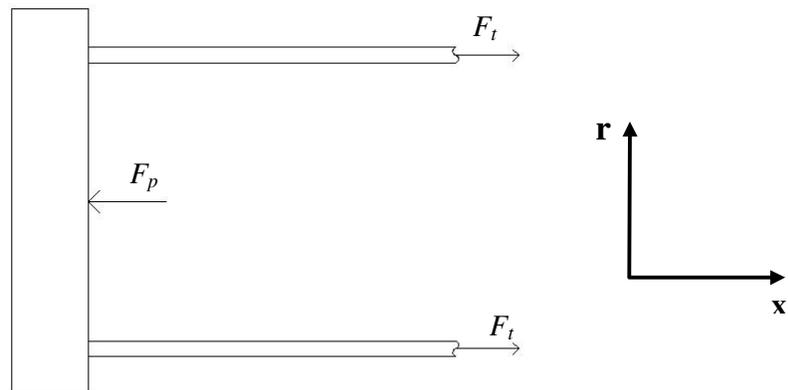


Figura 2.12 – Diagrama de Corpo Livre entre a tampa e o tubo.

$$F_p = F_t,$$

$$\sigma_A \cdot 2\pi \cdot R \cdot t = P \cdot \pi \cdot R^2,$$

$$\sigma_x = \sigma_A = \frac{P \cdot R}{2t}, \text{ (Tensão axial na parede do cilindro)} \quad (2.25)$$

$$N_x = \frac{P \cdot R}{2}. \text{ (Resultante de tensões axiais)} \quad (2.26)$$

E observando-se a figura 2.12 que representa os esforços sofridos na seção longitudinal de um tubo, e impondo-se o equilíbrio de forças, pode-se calcular qual será a tensão circunferencial na parede do cilindro.

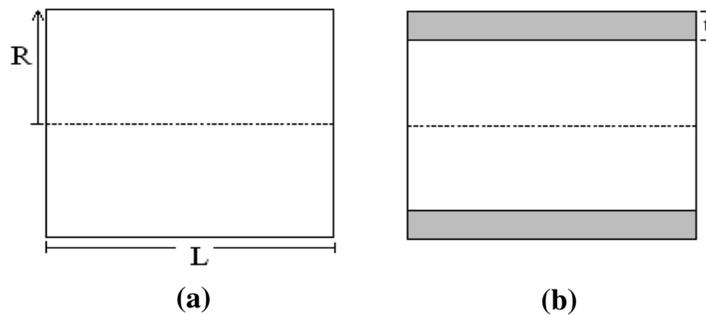


Figura 2.13 – Vistas: (a) longitudinal (fechada) e (b) em corte longitudinal.

$$F_p = F_t,$$

$$P \cdot 2 \cdot R \cdot L = \sigma_\theta \cdot 2 \cdot t \cdot L,$$

$$\sigma_\theta = \sigma_H = \frac{P \cdot R}{t}, \text{ (tensão circunferencial na parede do tubo)} \quad (2.27)$$

$$N_\theta = P \cdot R. \text{ (resultante das tensões circunferenciais)} \quad (2.28)$$

Associando-se as equações 2.25 e 2.27, tem-se que a razão entre as tensões de membrana σ_x (tensão axial) e σ_θ (tensão circunferencial) será igual a dois, $\sigma_H / \sigma_a = 2$. Deve-se lembrar

que tal consideração despreza os momentos fletores atuantes na membrana. A resultante de tensões, dada pela equação 2.28 corresponde à tensão, dada pela equação 2.27, integrada na espessura do tubo.

2.12 DETERMINAÇÃO DO ÂNGULO IDEAL DE BOBINAGEM

A falha de materiais isotrópicos ocorre ao se alcançar as tensões de escoamento e , que são iguais ao longo de qualquer direção do corpo. Em materiais compósitos o modo como a ruptura pode ocorrer é diferente de materiais isotrópicos, sendo os seguintes tipos de falha (Hull, 1987):

- Fratura da Fibra;
- Tensão transversal, perpendicular às fibras, o que provoca a ruptura da matriz.
- Fratura cisalhante paralela às fibras.

Considerando que um material compósito sofra ruptura devido à fratura da fibra deve-se atentar para as seguintes tensões:

σ_{\parallel}^* é a tensão crítica paralela às fibras para a fratura das fibras;

σ_{\perp}^* tensão de ruptura transversal, na matriz;

$\tau_{\#}^*$ tensão de ruptura por cisalhamento na interface fibra/matriz.

Para se determinar o ângulo ótimo de bobinagem a ser utilizado em tubulações, será feita uma aproximação conhecida em inglês como sendo “netting analysis”, tal análise assume que a contribuição da resina no carregamento pode ser negligenciada, i.e., todo o carregamento será suportado pelas fibras. Logo, ao se utilizar este tipo de análise, as variáveis $\sigma_{\perp} = \tau_{\#} = 0$. Supondo-se que as tensões σ_x , σ_y , e τ_{xy} e σ_{\parallel}^* , σ_{\perp}^* e $\tau_{\#}^*$ sejam defasadas de um ângulo φ , representado na figura 2.14, a equação 2.29 pode ser obtida.

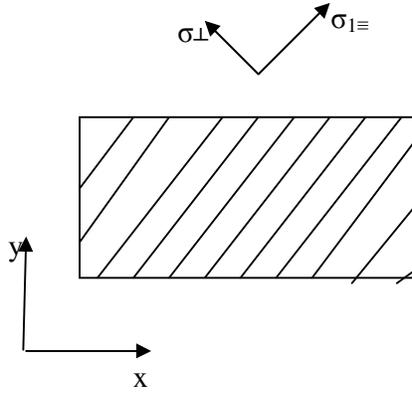


Figura 2.14 – Orientação do ângulo φ .

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos^2 \varphi & \sin^2 \varphi & -2\sin\varphi.\cos\varphi \\ \sin^2 \varphi & \cos^2 \varphi & +2\sin\varphi.\cos\varphi \\ \sin\varphi.\cos\varphi & -\sin\varphi.\cos\varphi & \cos^2 \varphi - \sin^2 \varphi \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{\parallel} \\ \sigma_{\perp} \\ \tau_{\#} \end{bmatrix}. \quad (2.29)$$

Ao se calcular os valores de σ_x e de σ_y por meio da equação 2.29 o sistema da equação 2.30 é obtido.

$$\begin{cases} \sigma_x = \sigma_{\parallel} \cdot \cos^2 \varphi; \\ \sigma_y = \sigma_{\parallel} \cdot \sin^2 \varphi; \\ \tau_{xy} = \sigma_{\parallel} \cdot \sin \varphi \cdot \cos \varphi. \end{cases} \quad (2.30)$$

Como foi dito anteriormente, levando-se em conta apenas as tensões de membrana, para tubulações cilíndricas de parede fina e fechadas em suas extremidades a relação σ_x/σ_y é sempre igual a dois (Hull, 1987). Ao substituir este valor na equação 2.30 obtém-se o ângulo ideal de bobinagem para tais tubulações, partindo da eq. 2.31 até o ângulo ideal de bobinagem.

$$\frac{\sigma_y}{\sigma_x} = \frac{\sigma_{\parallel} \cdot \sin^2 \varphi}{\sigma_{\parallel} \cdot \cos^2 \varphi}, \quad (2.31)$$

$$\tan \varphi = \sqrt{2}, \quad (2.32)$$

$$\varphi = 54,74^\circ. \quad (2.33)$$

Por meio do “Netting Analysis” obtêm-se que o ângulo de bobinagem ideal é de aproximadamente $\pm 55^\circ$, para tubo com um lado engastado e considerando o outro livre. A figura 2.15 mostra análises feitas no software COMPSHELL, baseado na teoria de cascas finas de Novozhilov, para diversos ângulos de bobinagem, e o valor do ângulo de bobinagem ideal estimado numericamente é próximo de $\pm 55^\circ$.

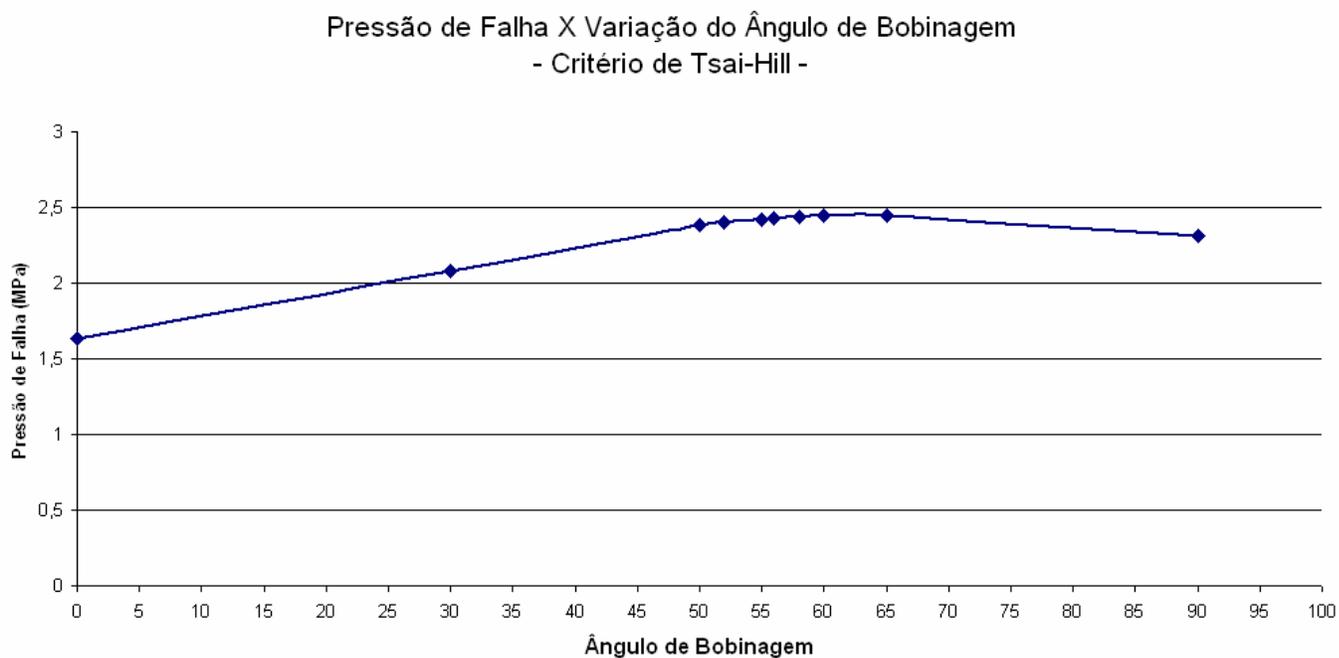


Figura 2.15 – Pressão de Ruptura X Ângulo de Bobinagem – COMPSHELL

Por meio da figura 2.15 é possível verificar que o ângulo de bobinagem que faz com que o tubo suporte maior pressão de ruptura, para teoria de Novozhilov (i.e. simulando-se numericamente com o programa COMPSHELL), é de 65° . Porém, a diferença de pressão percebida entre o ângulo de bobinagem de $\pm 55^\circ$ e de $\pm 65^\circ$ é de apenas 1%. Desta forma foi considerado que o ângulo de bobinagem ideal é o de $\pm 55^\circ$.

Para se confirmar a obtenção do ângulo de $\pm 55^\circ$ como sendo o que gera maior resistência do tubo, devido ao balanço entre as forças axiais e circunferenciais, este será estudado tanto numericamente quanto experimentalmente neste trabalho.

A fratura final está associada com efeitos adicionais como os de momento fletor nas lâminas e a fratura nos pontos de cruzamento entre as fibras. Por isso, experimentalmente,

pode-se ter resultados diferentes, devido a fatores que não são levados em consideração ao se realizar análises pelo método de “netting analysis” utilizado para determinar o ângulo de bobinagem ideal (Hull, 1987).

2.13 CRITÉRIOS DE FALHA

Para se prever uma falha mecânica é necessária a determinação de um critério de falha compatível ao material e ao carregamento em estudo. Historicamente, várias teorias semi-empíricas foram formuladas para explicar a falha em materiais isotrópicos sendo elas: a teoria da máxima tensão normal, a teoria da máxima deformação normal, a teoria da energia total de deformação, a teoria da máxima energia de distorção (Von-Mises) e a teoria da máxima tensão de cisalhamento (Tresca), sendo estas duas últimas as que mais se aproximam dos valores experimentais (Norton, 2004).

Atualmente, o estudo de falha em materiais compósitos é feito considerando-o, macroscopicamente, como homogêneo e contínuo, ignorando, em alguns casos, a resistência de cada camada individualmente e desconsiderando a presença de resina entre as fibras (Hull, 1987).

Os critérios adotados para materiais compósitos são similares, matematicamente, aos utilizados para materiais isotrópicos, a diferença destes é que as diferentes propriedades (ortotrópicas) dos materiais compósitos devem ser consideradas, ao se mudar e direção e/ou plano de atuação dos esforços mecânicos. A maioria dos critérios de falha é para compósitos reforçados com fibras unidirecionais. Apenas o critério de Owen pode ser usado para tecidos de compósitos reforçados com fibras (Hull, 1987).

O programa COMPSHELL (Mistry e Levy Neto, 1991) possui diversos critérios de falha sendo eles: (i) Tensão Máxima, (ii) Deformação Máxima, (iii) Tsai-Hill, (iv) Hoffman, (v) Owen, (vi) Tsai-Wu para tensões e (vii) Tsai-Wu para deformações. A utilização destes diferentes critérios serve para indicar em que momento e local ocorrerá falha na parede do duto. O programa COMPSHELL pode identificar esta falha para o valor crítico de pressão e fornece as tabelas com a máxima pressão, deslocamentos u , v , w e β , resultante de momentos e resultante de tensões no tubo. Para se comparar dois diferentes tipos de critério, neste trabalho serão utilizados os critérios de Tsai-Hill e Hoffman.

(i) **Tsai-Hill**

O critério de falha de Tsai-Hill (Tsai, 1986) para lâminas compósitas reforçadas com fibras contínuas (unidirecionais ou na forma de tecidos) é similar, matematicamente, ao critério de Von-Mises utilizado para materiais isotrópicos. Porém, o critério de Von Mises é de escoamento, para materiais dúteis, e o de Tsai Hill de fratura. Outra diferença entre eles é que materiais compósitos são ortotrópicos (quando solicitados ao longo de suas direções principais 1 e 2, ou seja paralela e perpendicularmente às fibras), e geralmente falham por fratura e não devido ao escoamento, como no caso de materiais metálicos e isotrópicos. O critério de Tsai-Hill utiliza, no denominador, as tensões de ruptura para as diferentes direções do material estudado, que são diferentes no caso de materiais compósitos. Já o critério de Von Mises utiliza no denominador a tensão de escoamento σ_e , e por isso, se utiliza a área mostrada na figura 2.16 para a obtenção da máxima energia de deformação.



Figura 2.16 – Diagrama Tensão x Deformação σ x ϵ , para materiais dúteis.

O critério de Tsai Hill é uma adaptação do critério de Hill para materiais ortotrópicos e frágeis, tendo a consideração inicial de máxima energia, e as diferentes tensões de ruptura das fibras em diferentes direções, o critério de falha de Tsai-Hill, no limiar da falha, pode ser equacionado conforme a equação 2.34 (Tsai, 1986):

$$\left[\frac{\sigma_1}{X} \right]^2 - \frac{\sigma_1 \cdot \sigma_2}{X^2} + \left[\frac{\sigma_2}{Y} \right]^2 + \left[\frac{\tau_{12}}{S_{12}} \right]^2 = 1. \quad (2.34)$$

Nesta equação quadrática os numeradores referem-se às tensões aplicadas, e os denominadores às resistências do material ortotrópico nas direções principais do mesmo, onde X é igual ao X_{1T} (resistência a tração na direção das fibras) quando a solicitação mecânica for

de tração, e X será igual a X_{1C} (resistência a compressão na direção das fibras) quando a sollicitação for de compressão. O denominador Y terá o valor de X_{2T} caso o elemento seja submetido a tração e X_{2C} caso esta sollicitação seja de compressão. O valor S_{12} é conhecido como a tensão de ruptura por cisalhamento do compósito.

(ii) Hoffman

Similar ao critério de Tsai-Hill, o critério de Hoffman se deriva de um critério já consolidado para carregamentos em materiais isotrópicos (Hull, 1987). Este critério é similar ao critério de Hill, sendo que Hoffmann não faz diferenciação entre a resistência de tração e a de compressão. Numericamente, isto é feito pela inclusão de termos lineares na equação da tensão que determina a direção principal, proposta por Hill, enquanto a forma da elipse é dada pela parte quadrática da equação 2.35a, para o caso de estado plano de tensões (Wilde e Blain, 1990).

$$\Phi(\sigma) = \alpha_{23}\sigma_{22}^2 + \alpha_{31}\sigma_{11}^2 + \alpha_{12}(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + \alpha_{11}\sigma_{11} + \alpha_{22}\sigma_{22} + 3\alpha_{44}\sigma_{12}^2 - \bar{\sigma}^2 = 0 \quad (2.35a)$$

onde $\bar{\sigma}$ Tensão normalizada (Wilde e Blain, 1990).

A equação 2.35 pode ser utilizada em notação matricial, tal tipo de alteração facilita ao se utilizar o Método dos Elementos Finitos em análises computacionais. Sendo a equação matricial mostrada na equação 2.36 (Wilde e Blain, 1990). Entretanto, uma forma de mais fácil interpretação do critério de Hoffman, a qual está implementada no programa Compshell, é dada pela equação (2.35.b, Daniel and Ishai, 2005):

$$\left(\frac{1}{X_{1T}} + \frac{1}{X_{1C}}\right) \cdot \sigma_1 + \left(\frac{1}{X_{2T}} + \frac{1}{X_{2C}}\right) \cdot \sigma_2 + \frac{\sigma_1^2}{(X_{1T} \cdot X_{1C})} + \frac{\sigma_2^2}{(X_{2T} \cdot X_{2C})} + \frac{\tau_{12}^2}{S_{12}^2} - \frac{\sigma_1 \cdot \sigma_2}{(X_{1T} \cdot X_{1C})} = 1 \quad (2.35.b)$$

$$\Phi = \frac{1}{2} \sigma^T P \cdot \alpha \cdot \sigma - \sigma^T \cdot P \cdot \alpha - \bar{\sigma}^2 = 0. \quad (2.36a)$$

Onde $\sigma^T = (\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}, \tau_{12}, \tau_{13}, \tau_{23})$:

$$P.\alpha = \begin{bmatrix} 2.(\alpha_{31} + \alpha_{12}) & -2.\alpha_{12} & -2.\alpha_{31} & 0 & 0 & 0 \\ -2.\alpha_{12} & 2.(\alpha_{23} + \alpha_{12}) & -2.\alpha_{23} & 0 & 0 & 0 \\ -2.\alpha_{31} & -2.\alpha_{23} & 2.(\alpha_{31} + \alpha_{23}) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 6.\alpha_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 6.\alpha_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 6.\alpha_{66} \end{bmatrix}. \quad (2.36b)$$

Para descrever a forma do envelope de falha, as constantes α_{ij} devem ser determinadas de acordo com o tipo de material utilizado no reparo, sendo estas constantes dependentes das tensões de ruptura nas direções principais e da tensão de ruptura normalizada. A função $\Phi(\sigma)$ descreve o “pseudo” escoamento do critério de falha de Hoffman, sendo os valores de σ_{ij} as tensões nas diferentes direções e sentidos e $\bar{\sigma}$ a tensão normalizada. Como o critério de Hoffman é usado como um critério de falha devido ao pseudo-escoamento das fibras, quando σ for a tensão do pseudo-escoamento, toda a equação $\Phi(\sigma)$ será igual a 1.

Logo, o critério deve ser continuado por pequenos incrementos de carregamento. Para cada passo do carregamento, interações devem ser feitas para assegurar a convergência do resultado. No programa COMPSHELL estas interações utilizam o método de Newton-Raphson para obtenção do resultado (Wilde e Blain, 1990, Tenek and Argyris, 1998).

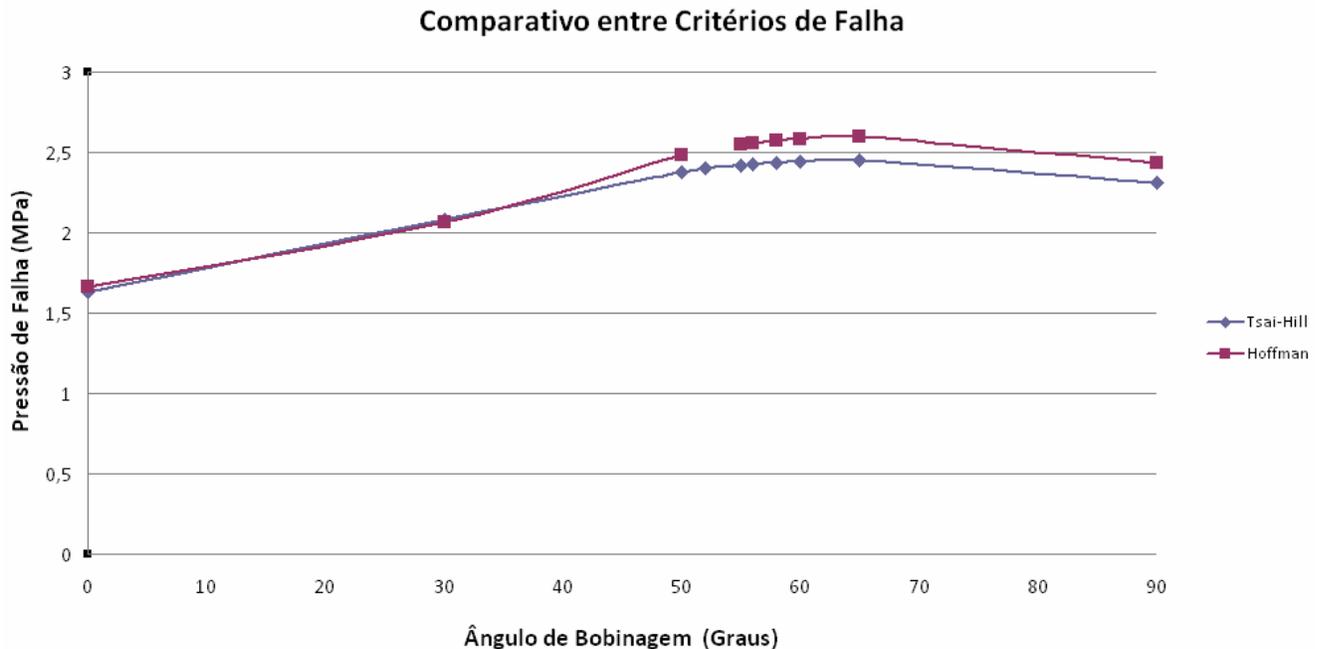


Figura 2.17 – Comparação entre o Critério de Tsai-Hill e Hoffman.

Após entender as considerações dos critérios de falha (i) e (ii), acima, aplicáveis a materiais compósitos, verifica-se por meio da figura 2.17, obtida a partir do programa Compshell, que o critério de Tsai-Hill é mais conservativo que o de Hoffman. As diferenças nas tensões de falha previstas por eles, entretanto, é sempre inferior a 10%.

2.14 UTILIZAÇÃO DE TUBOS DE P.V.C.

O PVC (policloreto de vinila) é um dos poucos materiais plásticos de engenharia que não é 100% originário do petróleo, este é um material composto de dois componentes químicos basicamente, o cloro que representa 57% da estrutura e o eteno responsável pelos outros 43%, sendo que apenas este último é derivado do petróleo (<http://www.institutodopvc.org/caract.htm>). O cloro utilizado no PVC é obtido a partir da eletrólise da água do mar, que contém o sal cloreto de sódio (NaCl). Já o eteno, é obtido a partir da destilação do petróleo cru e após o processo de quebra das moléculas (craqueamento) o eteno é gerado.

Tubos de P.V.C. são tão utilizados quanto os tubos de aço nas indústrias. E, em residências, os tubos de P.V.C. são os mais comuns. Estes tubos possuem este nome devido à sua composição química feita por cadeias de poli-cloreto de vinila (ver fig. 2.18), tornando-o impermeável à água e bastante resistente a ataques químicos, porém estes possuem baixa temperatura de operação.

Para o escoamento de fluidos com pressões até 5MPa, tubos poliméricos são muito utilizados por terem menor custo, maior resistência à corrosão, menor densidade e menor custo, quando comparados a tubos metálicos e cerâmicos. Dentre os tubos poliméricos os tubos de P.V.C. são os mais comumente utilizados devido ao menor custo e por ser reciclável..

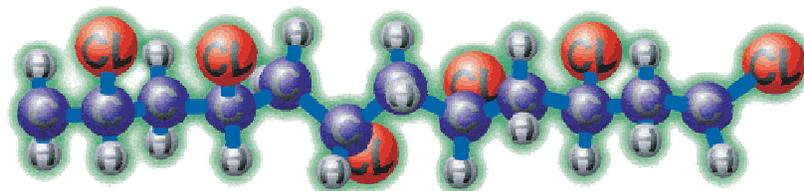


Figura 2.18- Molécula de P.V.C. (www.institutodopvc.com.br)

O PVC pode ser encontrado de diferentes formas, cores e maleabilidade. Estas características são obtidas com a utilização de plastificantes, estabilizantes, pigmentos, entre outros aditivos, usados na formulação do PVC. Para a utilização em tubulações as mais comuns são as cores branca e bege, porém tubos de PVC transparentes também podem ser encontrados.

A tubulação de P.V.C. a ser utilizada nos experimentos é como a mostrada na figura 2.19, com diâmetro nominal de 100mm, que será posteriormente bobinada com fibras de vidro, utilizando-se os ângulos de $\pm 55^\circ$ ou 90° para a execução dos experimentos.



Figura 2.19 – Tubulação de P.V.C. (1) Antes do processo de bobinagem.

3.4 MÉTODO DA BOBINAGEM

Dentre as demais maneiras de aplicação de materiais compósitos sobre uma superfície, o método da bobinagem, figura 2.20, é o mais indicado para superfícies cilíndricas e esféricas. Este procedimento pode ser entendido como a técnica de processamento de materiais plásticos termo-fixos, reforçados com filamentos depositados de maneira organizada e coerente com a direção dos esforços resultantes das solicitações às quais estará sujeita a peça fabricada (Bratukhin, A.G. e Bogolyubov, 1995).

A deposição de fibras, previamente embebida por resina, é feita de maneira organizada e com tensão controlada, para que a fração volumétrica de fibras se mantenha constante sobre o material que se deseja revestir. As fibras devem ser colocadas sem deslizamento para que o reforço esteja na direção do carregamento e de forma balanceada sobre a superfície.

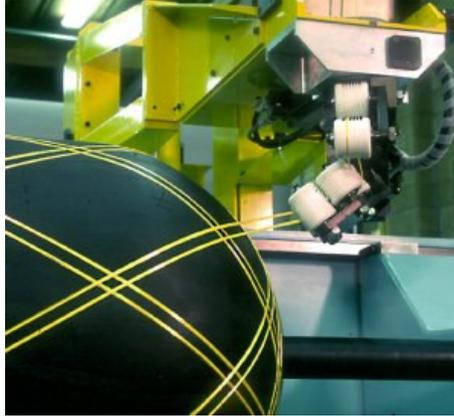


Figura 2.20 – Método da Bobinagem.

Durante o processo de bobinagem, os seguintes parâmetros devem ser controlados:

- 1) Tensão na fibra;
- 2) Temperatura de aquecimento do rolo;
- 3) Número de camadas;
- 4) Precisão do movimento da máquina;
- 5) Precisão das sobreposições das camadas;
- 6) Velocidade de bobinagem da fita de prepeg;
- 7) Espessura do prepeg.

Dependendo da fração volumétrica de fibras necessária sobre a estrutura a tensão pode ser ajustada entre 100 e 1000N, sendo que em processos automatizados o erro na tensão é entre 5 e 10% da tensão nominal (Corrêa, 1979).

O processo de bobinagem é dividido em três classes:

a) Bobinagem Circunferencial (ou “Hoop”)

Neste processo a fibra é depositada segundo um ângulo com o eixo de rotação do mandril o mais próximo possível de 90°, sendo deslocado deste valor apenas o suficiente para haver um passo de avanço para a deposição lado a lado dos filamentos de reforço. Na direção circunferencial o reforço é muito elevado, porém na direção axial apenas a resina e a tubulação de PVC serão responsáveis por suportar esforços mecânicos, sendo muito menor que o reforço dado pelo filamento.

b) Bobinagem Helicoidal

Permite a deposição de fibras segundo um ângulo pré-determinado, entre 15° e 90° , formado com o eixo de rotação do mandril. O padrão da trajetória é tal que a cobertura total da peça somente é obtida após vários ciclos de movimento em ambos os sentidos. Após cada ciclo de movimento a colocação de fibra se dá exatamente ao lado daquela depositada anteriormente obtendo-se a chamada “bobinagem seqüencial”.

c) Bobinagem Polar

O filamento é depositado de extremo a extremo do mandril sendo necessária a combinação dos movimentos indicados na figura 2.21 para a cobertura da peça. Utilizada para vasos de pressão com domos e parte cilíndrica.

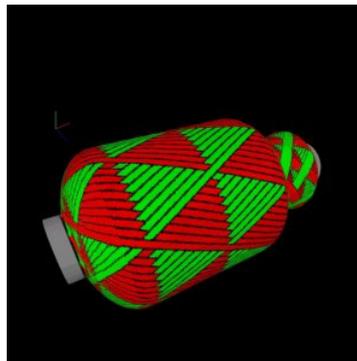


Figura 2.21 – Bobinagem Polar.

O processo de bobinagem é designado especialmente para máquinas automatizadas. Sendo que um controle preciso do enrolamento e da direção deve ser feito para se obter a máxima tensão de ruptura, que somente pode ser conseguida com um controle adicional e também preciso da tração do filamento.

Segundo dados do fabricante do processo de bobinagem, CENIC Engenharia, a fração volumétrica de fibras obtidas no método da bobinagem helicoidal realizada para as tubulações a $\pm 55^\circ$ e circunferencial a 90° foi possível obter uma fração volumétrica de fibras igual a 53%, sendo a tração no filamento monitorada para se manter este nível de fração volumétrica de fibras. Os dados apresentados na tabela 2.1 foram fornecidos pelo fabricante e serão de grande importância para as análises deste trabalho.

Tabela 2.1 – Dados fornecidos pelo fabricante. (CENIC Engenharia).

Tipo de Tubo	vf (%)	t_{roving} (mm)	$te_{\text{x roving}}$ (g/km)
Bobinado 55°	55	0,5	4400
Bobinado 90°	55	1	4400

3.4 INSTRUMENTAÇÃO DO CORPO DE PROVA

3.4.1 SENSORES DE DEFORMAÇÃO

Os sensores de deformação (“strain-gages”, ou extensômetros) são utilizados para gerar resultados devido à correlação mostrada na lei de Hooke, onde a deformação de um corpo é diretamente proporcional à tensão neste aplicada. Para o estudo de esforços em materiais esta lei também é válida, sendo a constante de proporcionalidade equivalente à constante de mola igual ao módulo de elasticidade do material.

Logo, se pode determinar o módulo de elasticidade aplicando uma pressão interna conhecida ao tubo e obtendo-se o valor da deformação para esta pressão.

Os extensômetros, strain-gages ou ainda strain-gauges, são compostos basicamente por uma resistência elétrica variável, que permite uma variação linear entre a tensão (ou voltagem), nos terminais de solda e a deformação do objeto a ser estudado. Para isso, os extensômetros podem ser de fio ou de lâmina. Os componentes dos extensômetros de lâmina podem ser vistos na figura 2.22.

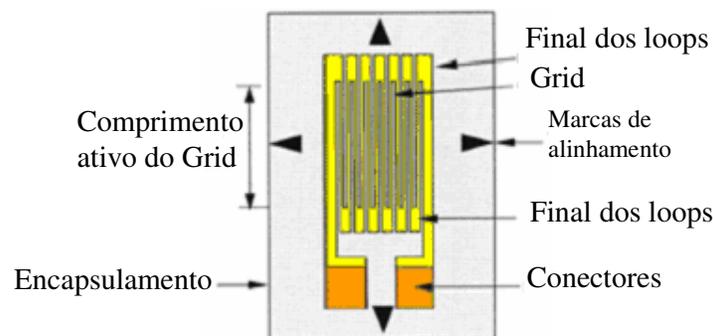


Figura 2.22 – Elementos do Extensômetro.

Os extensômetros, que serão colados na superfície do tubo com cianoacrilato, podem ser unidirecionais como mostrado na figura 2.23 ou dispostos em várias direções, normalmente dois ou três em um mesmo conjunto, sendo os extensômetros defasados de um certo ângulo entre eles, conhecido como roseta, figura 2.24. Na figura 2.23, o extensômetro apenas medirá

a deformação na direção axial da barra, sendo que as deformações e tensões de membrana na direção circunferencial estimadas por meio de equações teóricas a partir do dado fornecido pelo extensômetro. Extensômetros deste tipo podem ser utilizados para a determinação do esforço em uma dada direção bem conhecida, com menor custo que as rosetas.

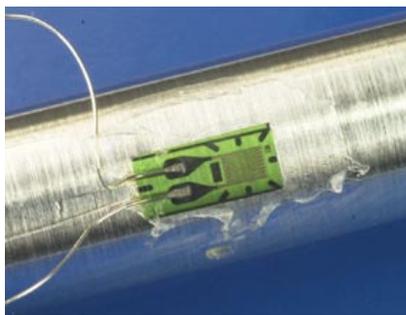


Figura 2.23 – Extensômetro medindo deformações axiais.

As rosetas mostradas na figura 2.24 devem ser utilizadas quando se necessita saber todo o estado de deformação no objeto em estudo. Apesar de seu maior custo, se comparada aos extensômetros unidirecionais, esta é capaz de gerar dados para se determinar todo o círculo de Mohr em um ponto do objeto, de modo que o esforço pode ser determinado em qualquer direção caso seja utilizada roseta como mostrada na figura 2.24.

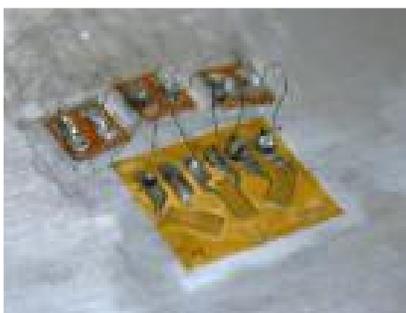


Figura 2.24 – Roseta com extensômetros em três direções.

3.5 Variação da deformação conforme a variação da resistência

Como foi dito, a deformação do material ($\Delta L/L$), onde ΔL é o deslocamento sofrido pelo material após a aplicação de uma carga mecânica e L o comprimento inicial do corpo submetido a este esforço, varia linearmente com a variação da resistência (ΔR), mantendo-se a resistência inicial da ponte de Weathstone a qual o resistor pertence. Porém, um fator de sensibilidade (k) deve ser inserido nesta variação como mostrado na equação 2.37 (Hertezi, 2005).

$$k = \frac{\Delta R / R}{\Delta L / L} \quad (2.37)$$

O valor de k pode variar de 1 até 200, sendo o valor usual mais comum igual a 2. Substituindo k igual a 2 na equação 2.38, e como $\varepsilon = (\Delta L/L)$, tem-se:

$$\varepsilon = \frac{\Delta R}{2R} \quad ; \quad (2.38)$$

onde R é o valor da resistência de base do extensômetro. No mercado, este valor pode ser encontrado desde 60Ω até 10000Ω e sua utilização depende do grau de deformação que o material em estudo é solicitado. O valor da resistência de extensômetros mais comumente encontrados é de 120 Ω, sendo este utilizado no curso de extensometria para se determinar os esforços em uma barra solicitada à flexão. Desta forma a equação que relaciona a variação da resistência com a deformação será conforme a mostrada na equação 2.39 (Hertezi, 2005).

$$\varepsilon = \frac{\Delta R}{240} \quad (2.39)$$

3 DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL

Neste capítulo será realizado o dimensionamento e a determinação dos equipamentos necessários para o desenvolvimento das análises experimentais.

3.1 VISÃO GERAL DO APARATO EXPERIMENTAL

Serão realizados ensaios de pressurização da tubulação até a sua ruptura. Este teste será realizado para a obtenção da pressão de falha dos copos de prova de P.V.C. completamente recobertos por vidro-E/epóxi e das deformações tanto axial quanto circunferencial. E, a partir destas informações, as propriedades mecânicas deste tubo podem ser determinadas.

O incremento de pressão no interior do corpo de prova será fornecido por uma bomba hidráulica (representada em vermelho na fig. 3.1), as deformações serão medidas por meio de sensores de deformação e a pressão obtida com o uso do transdutor de pressão. Os dados analógicos fornecidos pelos sensores mencionados serão convertidos em sinais digitais, pelo sistema de aquisição de dados, e informados ao usuário por meio do monitor do computador. O esquema da bancada experimental está mostrado nas figuras 3.1 e 3.2. Esta bancada foi especialmente projetada para este trabalho e, além de permitir a monitoração e registro dos sinais, protege o usuário durante os testes, conforme detalhado a seguir.

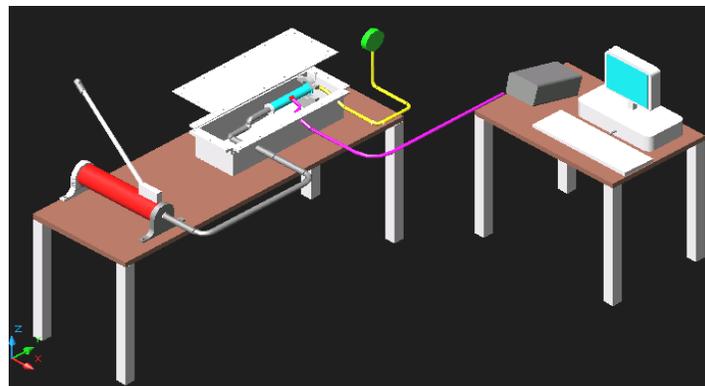


Figura 3.1 – Idealização da bancada experimental.



Figura 3.2 – Caixa de Proteção.

3.2 O DIMENSIONAMENTO DA CAIXA DE PROTEÇÃO.

Na realização de qualquer atividade no ramo da engenharia, a obtenção de dados experimentais é de suma importância. Porém, deve-se lembrar sempre dos riscos que o operador de uma máquina que esteja em uma fábrica, ou até mesmo em um laboratório, pode sofrer. Para a proteção dos pesquisadores envolvidos neste projeto, foi desenvolvida uma caixa de aço que funcione tanto para evitar o vazamento de óleo utilizado pela bomba hidráulica, para incremento de pressão, assim que o corpo de prova sofrer ruptura, bem como, principalmente, para evitar que pedaços do tubo atinjam as pessoas que estarão realizando o experimento.

Como este trabalho está sendo desenvolvido em parceria com a ELETRONORTE, que necessita também ensaios com tubo de aço, todo o dimensionamento da parte experimental foi feito considerando os experimentos a serem realizados no contexto deste projeto, sendo a pressão esperada para tubos de aço de aproximadamente 22MPa. Para se ter idéia da grandeza desta pressão, esta equivale a aproximadamente 220 vezes a pressão atmosférica e que gera uma força resultante de 110,58KN, na tampa do tubo de raio $R=50\text{mm}$. Esta tensão é semelhante à que uma massa de 11,3ton exerceria sobre uma superfície de área aproximada de 80cm^2 .

Por meio dos dados acima pode-se perceber que o experimento deve ser realizado com bastante cautela e para isso a caixa de proteção deve ser bem dimensionada para suportar, eventualmente, forças de tal intensidade. Para a determinação da espessura da caixa de proteção, utilizou-se de uma representação da chapa para se calcular o momento fletor máximo gerado, em uma viga bi-apoiada simétrica, representada na figura 3.3, que resulta em um cálculo mais simples, pelo fato desta ser isostática; bem como mais conservativo, caso a restrição fosse a viga com vínculos estruturais em todas as direções, sendo esta neste caso hiperestática, com uma carga distribuída na região central da chapa e de comprimento igual ao diâmetro da tampa, possibilidade esta que geraria a maior força e o maior momento fletor na chapa.

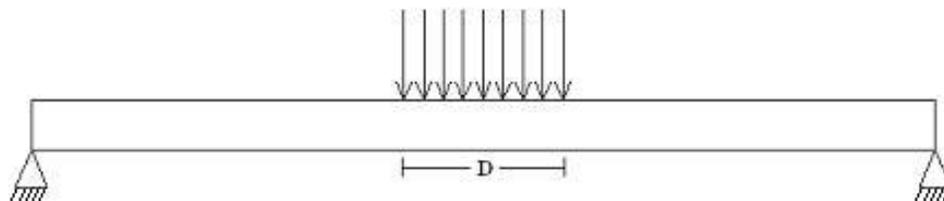


Figura 3.3 – Viga bi-engastada para cálculo da espessura da chapa.

Levantando-se as curvas de tensão cisalhante e momento fletor, percebe-se que o momento máximo (M) suportado pela chapa é de 7189KN.mm. E, utilizando a equação 3.3, a espessura (t) desta chapa pôde ser calculada. Para tal devem ser conhecidos o momento de inércia (I) e o centro de inércia (c) que corresponde à metade do comprimento (h) da viga em análise.

$$\sigma_{\text{máx}} = \frac{Mc}{I}, \quad (3.1)$$

$$c = \frac{h}{2}, \quad (3.2)$$

$$I = \frac{t \cdot h^3}{12}. \quad (3.3)$$

Utilizando as equações 3.1, 3.2 e 3.3, a espessura da chapa para a fabricação da caixa de proteção pôde ser obtida, sendo utilizada uma chapa de aço 1045 (tensão de escoamento igual a 200MPa) e será igual a 1,35mm de espessura. Foi utilizado um fator de segurança igual a 2,0, gerando assim uma espessura para esta caixa de 2,7mm. Como a chapa comercial com espessura mais próxima da calculada é de 3mm, esta espessura será utilizada nas chapas da caixa de proteção. O fator de segurança utilizado gera um incremento na massa da caixa de proteção. Porém, mesmo com este fator a caixa terá uma massa total de 33,7Kg, sendo possível sua movimentação por duas pessoas, uma vez que a montagem desta caixa é modular e fixada por parafusos.

3.2.1 MANCAIS DE APOIO DO CORPO DE PROVA

O corpo de prova a ser fixado na caixa de proteção, via de regra um cilindro, não deverá apresentar restrições nas direções radial e axial, simultaneamente, em ambas extremidades, para que os resultados experimentais possam condizer às análises teóricas realizadas no COMPSHELL, logo o modo de fixação pode ser feito sobre mancais, como mostrado na figura 3.4.

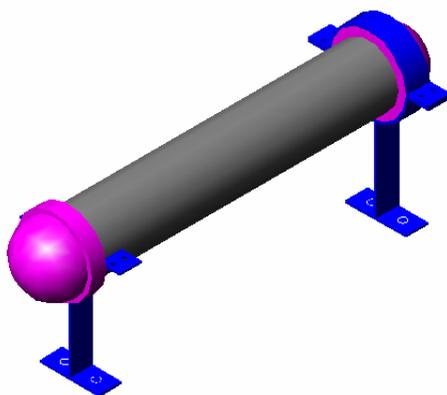


Figura 3.4 – Modo de fixação da tubulação à caixa de proteção.

Para se dimensionar a espessura e largura dos mancais, considerações sobre a massa do óleo no interior do corpo de prova e a massa do tubo em análise são os únicos esforços considerados, pois as forças geradas internamente ao tubo devido às pressões internas formam pares de ação e reação, não influenciando no carregamento externo ao tubo.

A geometria do mancal e os valores t e l a serem obtidos estão representados na figura 3.5. Nesta figura pode-se verificar que a altura até o centro da tubulação é de 150mm, de forma que a tubulação seja bem posicionada no interior da caixa de proteção que possui 300mm de altura.

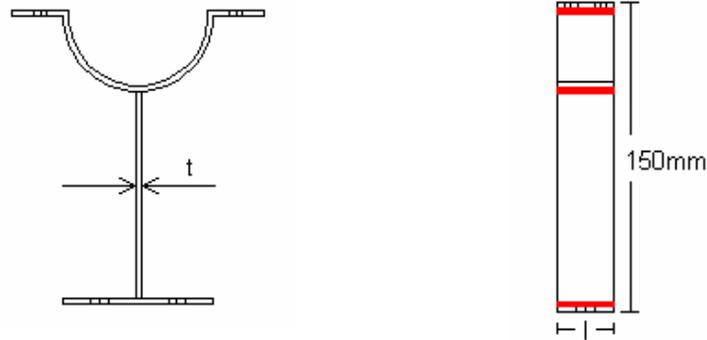


Figura 3.5 – Dimensões a serem determinadas do mancal

Para obtenção da espessura e largura do mancal as equações de 3.4 a 3.8 devem ser utilizadas. A obtenção do momento fletor atuante nas extremidades depende apenas das forças que as massas de aço e óleo fazem ao longo do tubo. Mesmo sabendo que este carregamento é distribuído, foi utilizada toda a carga concentrada na região central da tubulação, para simplificar os cálculos e assim a solução obtida será a favor da segurança. A figura 3.6a mostra o tubo seccionado para a verificação da espessura da tubulação necessária na obtenção das massas, na figura 3.6b um modelo simplificado foi utilizado para o dimensionamento, com um lado engastado e outro apoiado.



Figura 3.6 – (a) Tubo. (b) Diagrama de corpo livre.

A massa da tubulação e de óleo podem ser obtidas pela equação da densidade mostrada na eq. 3.4, multiplicando-se a massa total pela aceleração da gravidade tem-se o valor da força concentrada de 33,13N.

$$\rho = \frac{M}{V}, \quad (3.4)$$

Dados obtidos:

$$\begin{aligned}M_{\text{Tubo}} &= 1,57\text{Kg}, \\M_{\text{oleo}} &= 1,81\text{Kg}, \\M_{\text{total}} &= 3,38 \text{ Kg},\end{aligned}$$

$$\sigma = \frac{M.c}{I}, \quad (3.5)$$

$$M = 3313\text{N.mm}, \quad (3.6)$$

$$c = 75.\text{mm}, \quad (3.7)$$

$$I = \frac{h.l^3}{12}. \quad (3.8)$$

Utilizando-se as equações de 3.4 a 3.8 a largura e a espessura do mancal podem ser teoricamente obtidas, sendo estas dimensões iguais a 4,63mm e 0,004mm, respectivamente. Durante o dimensionamento, o momento fletor na extremidade engastada foi considerado maior que o realmente atuante nesta região, para que os cálculos fossem simplificados e levando em conta o maior fator de segurança. Como o momento aplicado à extremidade engastada deve ser completamente absorvido pelo apoio, o momento gerado nesta região foi utilizado para os cálculos necessários. Por fim, foi concluído que as dimensões do mancal podem ser de 6mm de largura e 1mm de espessura, considerando que o tubo utilizado na análise seja de 400mm.

Resultados Dimensionais

- Largura do suporte (mancal): 6mm;
- Espessura do mancal : 1mm;
- Altura da haste : 110mm;
- Raio do arco: 40mm.

3.4.2 PREPARAÇÃO DA SUPERFÍCIE

A obtenção dos resultados experimentais será feita por meio de dois extensômetros Stacked, que compreende uma estrutura com dois extensômetros dispostos a 90° um do outro, para se obter as deformações axiais e circunferenciais. Para que a análise experimental seja realizada com sucesso as seguintes etapas devem ser realizadas:

- Jateamento de areia, para aumentar a rugosidade da peça e com isso melhor colagem;
- Limpeza a superfície com acetona, para remoção de gordura;
- Colagem da roseta com a parte brilhante para cima;
- Colagem dos contatos, próximos à roseta;
- Soldagem dos terminais, lembrando de dobrar os fios com o próprio eletrodo, evitando o contato com a peça metálica.

Com estes passos concluídos os fios devem ser ligados ao strain-gage stacked e então conectados ao sistema de aquisição de dados.

3.4.3 BOMBA HIDRÁULICA E SENSORES DE PRESSÃO

Após o processo de bobinagem ter sido realizado no exterior da tubulação, esta deve ser preparada para fornecer os dados experimentais esperados. Os dados que se tem necessidade de conhecer são as pressões incrementadas no interior da tubulação por meio de uma bomba hidráulica da ENERPAC capaz de suprir até 70MPa de pressão e mostrada na figura 3.7. A pressão interna (p) determina as deformações sofridas pelo tubo.



Figura 3.7 – Bomba de óleo ENERPAC.

As pressões (p) ao longo do experimento serão obtidas por meio de um transdutor de pressão mostrado na figura 3.8 que suporta pressões até 20MPa, e que terá seu valor lido pelo

sistema de aquisição de dados que será ligado a um computador com os programas AqDados e AqAnalysis, para a aquisição dos dados.



Figura 3.8 – Transdutor de pressão.

Para a determinação das deformações sofridas pelo corpo de prova serão colados dois gages “stacked” (roseta com dois gages perpendiculares entre si) utilizando cianoacrilato, o princípio de funcionamento dos extensômetros foi evidenciado no item 3.2.1.

Os dados obtidos por meio dos extensômetros e transdutor de pressão são enviados a um computador por meio do sistema de aquisição de dados da LYNX, conforme mostrado na figura 3.9, para posterior análise dos resultados.

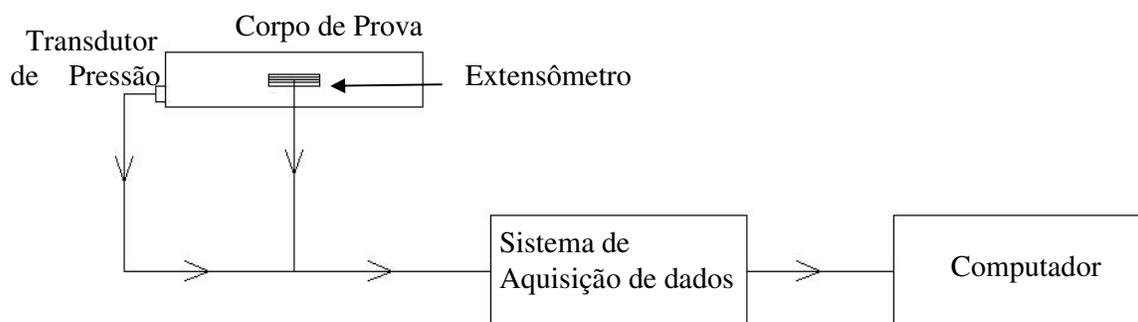


Figura 3.9 – Esquema com o fluxo de sinais da bancada.

O sistema de aquisição de dados é mostrado na figura 3.10, este é um sistema da Lynx que possui 16 canais de saída que são ligados à placa ADS-2000, com uma saída de cabo ETHERNET, que comunica por meio de um cabo cruzado ao computador que colhe as informações fornecidas pelo sistema de aquisição de dados.



Figura 3.10 – Sistema de aquisição de dados.

4 RESULTADOS NUMÉRICOS E EXPERIMENTAIS

Caracterização geométrica, análise numérica utilizando o programa COMPSHELL e os resultados experimentais serão apresentados neste capítulo.

4.1 INTRODUÇÃO E CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Neste capítulo, além da apresentação de características geométricas dos corpos de prova cilíndricos e de detalhes referentes aos ensaios, serão comparadas as propriedades mecânicas experimentais com aquelas obtidas por meio do software COMPSHELL, bem como a determinação da pressão de falha para tubos bobinados a 90° e a $\pm 55^\circ$.

A determinação dos resultados experimentais, em cada um dos quatro cilindros compósitos, será realizada por meio de dois sensores de deformação “stacked” (extensômetros empilhados e perpendiculares entre si), colados diametralmente opostos na região central do tubo e alinhados nas direções axial (x) e circunferencial (y) do mesmo. Estes sensores, também denominados rosetas, possuem duas resistências defasadas de 90° , desta forma serão obtidas duas medidas de deformação axial ou meridional (x), e duas de deformação circunferencial (y).

Foi mostrado anteriormente que, para a teoria de membrana, todos os momentos fletores (M_x e M_y) e torsões (M_{xy}) são desconsiderados, apresentando-se apenas as tensões de membrana, que são os esforços realizados pelas tensões axiais e circunferenciais no caso de tubulações submetidas a pressões internas. O modelo de elemento finitos que é implementado no programa COMPSHELL, baseado na teoria de cascas finas de Novozhilov, também considera as resultantes de momentos (M_x , M_y e M_{xy}) e de tensões (N_x , N_y e N_{xy}), desprezando apenas os esforços cortantes transversais (Q_x e Q_y) à membrana (i.e. a parede do cilindro), mostrados na figura 4.1, por entender-se que o raio da tubulação (R) é muito superior que sua espessura (t).

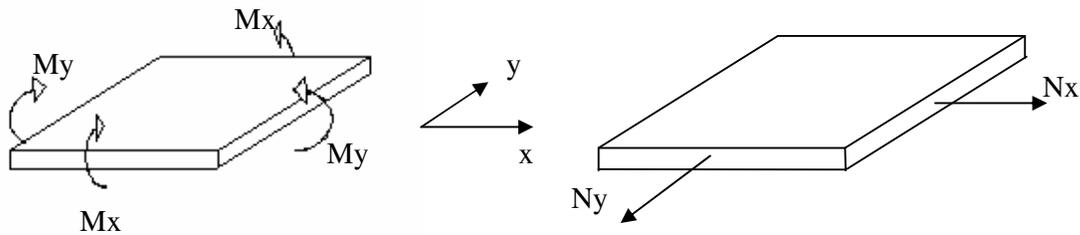


Figura 4.1 – Esforços considerados na Teoria de Novozhilov (Tenek and Argyris, 1998).

4.2 PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

4.2.1 – Caracterização Geométrica dos Corpos de Prova (cdps)

Para que os resultados experimentais tenham uma boa convergência com os resultados numéricos, foi necessária uma caracterização rigorosa da geometria dos diferentes corpos de prova, que, apesar de possuírem raios nominais iguais a 50mm, podem não possuir este valor exato para o raio médio. E, desta forma, além da medição, em diferentes locais, do raio (R) e da espessura (t) dos cilindros, será também medida e observada a influência da ovalização nos experimentos. Estes corpos de prova foram marcados com os números de 1 a 4, sendo que os tubos com os números 1 e 2 são aqueles bobinados a 90° e os de número 3 e 4 são os corpos de prova bobinados a $\pm 55^\circ$, conforme ilustrado na figura 4.2.



Figura 4.2 – Tagueamento dos corpos de prova.

A figura 4.3, mostra como os corpos de prova, todos com comprimento longitudinal ou axial nominal $L = 500$ mm, ficaram após serem bobinadas com os devidos ângulos. Estes corpos de prova (cdp) possuem um selante interno de PVC, de espessura nominal 1,8 mm, e são reforçados externamente por fibras de vidro-E (rovings) bobinadas, constituindo um laminado com pouco mais de 1 mm de espessura, no qual a matriz padrão foi uma resina epóxi de cura a frio. A espessura dos laminados compósitos variou em função dos ângulos de bobinagem utilizados ($\pm 55^\circ$ e 90°), conforme detalhado a seguir.

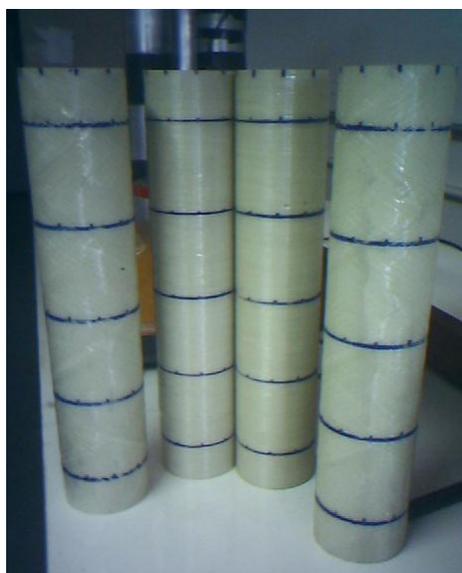


Figura 4.3 – Tubos híbridos.

Para a determinação das dimensões dos corpos de prova foram utilizados um dispositivo denominado esferômetro e um paquímetro. O esferômetro consiste em um relógio comparador no qual é acoplada uma esfera com uma haste móvel e duas hastes fixas, determinando assim um triângulo retângulo entre as hastes fixas e a haste móvel como pode ser visto na figura 4.4. Mais detalhes sobre o princípio de funcionamento e a operação do esferômetro são descritos no trabalho de Faluhelyi (2006).

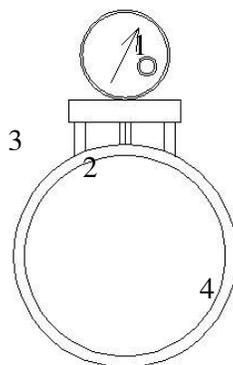


Figura 4.4 – Medição do raio da tubulação utilizando esferômetro. (1) Relógio comparador. (2) Haste móvel. (3) Haste fixa. (4) Tubulação dimensionada.

Foi utilizado o esferômetro para a determinação do raio da tubulação devido à sua melhor resolução das medidas, se comparado com régua ou paquímetro, e a utilização de micrometros não seria possível para a determinação deste tipo de dimensão. O valor lido (VL) diretamente no esferômetro é um dado intermediário para obter-se o raio do corpo de prova, através da equação 4.1, determinada pelo triângulo de Pitágoras (Faluhelyi, 2006).

$$R = 15,6^2 + \frac{VL^2}{2 * VL} \quad (4.1)$$

Utilizando a relação mostrada pela equação 4.1, foram tomados cinquenta pontos, em cada um dos quatro tubos, para que a média dos resultados e seus respectivos desvios fossem determinados. Os pontos para medição foram marcados sobre cinco circunferências equidistantes nos tubos e espaçadas de 100mm (ver fig. 4.3), sendo que em cada uma destas circunferências foram marcados 10 pontos a 36° um do outro. As tabelas de 4.1 a 4.4 mostram os valores dos raios médios e dos desvios nas medidas realizadas em cada corpo de prova. Os desvios são obtidos utilizando um raio teórico da tubulação igual a 101,5mm, medido com o esferômetro, e incluindo tanto o tubo de PVC quanto a espessura do laminado vidro/epóxi.

Tabela 4.1 – Valor do Raio da tubulação 1 (Bobinada a 90°).

Circunferência	Valor médio dos raios (mm)	Desvio Padrão (mm)
1	54,57	2,41
2	54,28	2,43
3	54,55	2,65
4	54,22	1,61
5	54,30	2,15
Valor utilizado	54,38	2,25

Tabela 4.2 – Valor do Raio da tubulação 2 (Bobinada a 90°).

Circunferência	Valor médio dos raios (mm)	Desvio Padrão (mm)
1	54,22	3,25
2	53,50	2,64
3	54,09	3,16
4	53,75	3,40
5	53,36	3,00
Valor utilizado	53,78	3,09

Tabela 4.3 – Valor do Raio da tubulação 3 (Bobinada a $\pm 55^\circ$).

Circunferência	Valor médio dos raios (mm)	Desvio Padrão (mm)
1	52,95	5,57
2	53,24	2,69
3	52,73	4,54
4	51,46	2,39
5	55,51	3,32
Valor utilizado	53,18	3,70

Tabela 4.4 – Valor do Raio da tubulação 4 (Bobinada a $\pm 55^\circ$).

Circunferência	Valor médio dos raios (mm)	Desvio Padrão (mm)
1	54,64	2,90
2	54,55	2,99
3	54,46	4,00
4	54,09	3,94
5	54,31	3,64
Valor utilizado	54,41	3,49

Para que o completo dimensionamento dos tubos fosse feito, foi preciso saber o comprimento (L) e a espessura (t). O comprimento foi facilmente determinado utilizando uma régua metálica, sendo que todos as quatro tubulações apresentaram comprimento igual a 500mm, uma variação neste resultado não alterará a simulação numérica uma vez que os momentos fletores se mantêm constantes em trechos de tubulação maiores ou iguais a 100mm (Silva, 2005).

A espessura total da parede dos cilindros (t), incluindo o selante de PVC e as camadas compósitas bobinadas, foi obtida utilizando-se um paquímetro. Como este instrumento não permite a leitura de resultado no centro do tubo, foram realizadas dez medidas na circunferência externa da tubulação, nas proximidades das extremidades dos cdps, sendo estas espaçadas de 36° entre elas. A dificuldade na obtenção da espessura está ligada às camadas de compósito sobre o tubo de PVC, por isso os valores da espessura das tubulações de PVC foram obtidos pela literatura (Faluhelyi, 2006). Segundo o autor, o valor da espessura das tubulações de PVC utilizadas é de 1,8mm, desta forma a espessura do laminado (ou reparo) pôde ser determinada e são mostradas nas tabelas de 4.5 a 4.8.

Tabela 4.5 – Espessura do tubo 1 (90°).

Material	Valor médio da espessura (mm)	Desvio Padrão (mm)
PVC	1,80	
Compósito	1,13	
Total	2,93	0,15

Tabela 4.6 – Espessura do tubo 2 (90°).

Material	Valor médio da espessura (mm)	Desvio Padrão (mm)
PVC	1,80	
Compósito	1,20	
Total	3,00	0,11

Tabela 4.7 – Espessura do tubo 3 ($\pm 55^\circ$).

Material	Valor médio da espessura (mm)	Desvio Padrão (mm)
PVC	1,80	
Compósito	1,48	
Total	3,28	0,20

Tabela 4.8 – Espessura do tubo 4 ($\pm 55^\circ$).

Material	Valor médio da espessura (mm)	Desvio Padrão (mm)
PVC	1,80	
Compósito	1,37	
Total	3,17	0,16

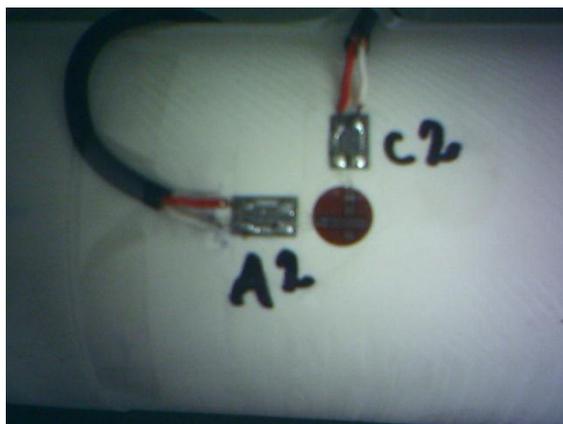
Como pode ser visto nas tabelas de 4.5 a 4.8, os maiores desvios obtidos foram para aquelas tubulações bobinadas a $\pm 55^\circ$. Este resultado é esperado pois a superfície das tubulações 3 e 4 (bobinadas a $\pm 55^\circ$) apresentam uma maior rugosidade devido ao cruzamento entre as fibras (roving), o que não se observa no caso de tubulações bobinadas a 90° .

4.2.2 – Detalhes da Instrumentação e do Procedimento Experimental

Para que se dê início aos experimentos, é necessária toda a instrumentação do corpo de prova (tubo). Inicialmente, foram marcados os pontos que seriam utilizados como referência na medida da ovalização do corpo de prova, como pode ser visto na figura 4.5, pelas marcações em azul. Com este procedimento concluído, foram executadas tais medições.

O próximo passo a ser realizado é a colagem dos sensores de deformação (strain-gages ou extensômetros, na forma de rosetas). Para a colagem destes sensores de deformação foi utilizado ciano-acrilato, conectores e solda de estanho. Para que haja uma boa colagem a superfície deve ser bem limpa e desengraxada com acetona. Os passos para a colagem do sensor de deformação são os seguintes:

- Devido à rugosidade observada nos tubos bobinados a $\pm 55^\circ$, foi, inicialmente, retirada a rugosidade com aplicação de resina epóxi no local onde os sensores de deformação seriam colados.
- Colocar uma fita adesiva na parte superior do sensor de deformação;
- Colocar o sensor na posição em que este será colado por meio da fita adesiva;
- Levantar o sensor de deformação por meio da fita adesiva e passar ciano-acrilato para que o sensor possa ter uma perfeita adesão;
- Comprimir o sensor de deformação com o dedo polegar por 45 segundos;
- Fazer o mesmo procedimento para os conectores e soldar os terminais do strain-gage nos conectores correspondentes, com o ferro de solda à base de estanho.



(a)



(b)

Figura 4.5 – (a) Strain-Gage “stacked”; (b) Procedimento de colagem.

Para a preparação do corpo de prova, deve-se realizar a colagem dos extensômetros e então inserir um tarugo de nylon (com diâmetro nominal de 80mm), no interior do corpo de prova a ser analisado, como mostrado na figura 4.6, tal procedimento é realizado visando a redução do volume de óleo a ser utilizado na análise de pressurização da tubulação.

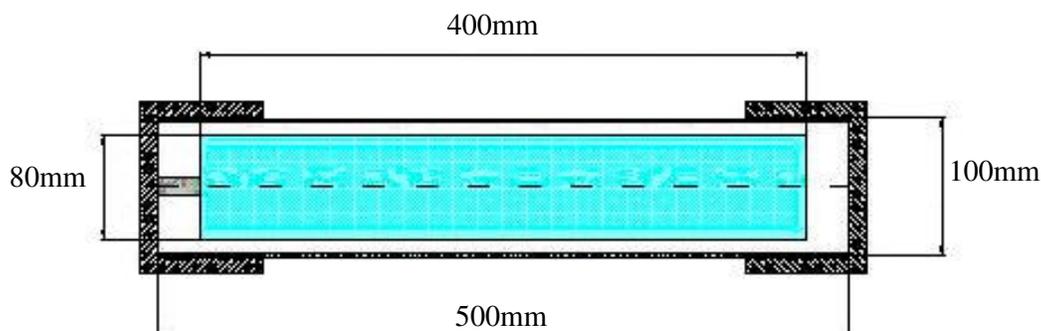


Figura 4.6 – Tubo com o tarugo de nylon maciço em seu interior.

Após a introdução do tarugo de nylon no interior do corpo de prova, as tampas devem ser coladas com resina epóxi, para isso, deve-se determinar o volume que a resina ocupará, para isso este volume é, inicialmente, preenchido com água. Por meio de uma balança de resolução igual a um grama a massa de água é medida. Sabendo que a densidade da resina epóxi é próxima à da água, sabe-se o volume total de resina a ser utilizada, sendo que 13% desta deve ser de catalisador e 87% de resina epóxi, adicionalmente, o tempo de cura deve ser de 24 horas. Para que o experimento seja realizado, os mancais de apoio ao corpo de prova devem ser fixados à caixa de proteção conforme mostrado na figura 4.7 (a). O corpo de prova deve ser completamente preenchido por óleo após a colocação do nipple que conecta o terminal situado na extremidade da mangueira de incremento de pressão para o corpo de prova, figura 4.7 (b). Após o preenchimento do tubo com óleo e a colocação do nipple, o transdutor de pressão deve ser instalado no tubo a ser analisado, figura 4.7 (c).

Os cabos do sistema de aquisição de dados são conectados aos “strain gages” por meio de solda de estanho, figura 4.7 (d), sendo que os cabos devem possuir distância menor que dois metros, entre o sistema de aquisição de dados e os sensores a este ligado (sensor de deformação e transdutor de pressão). Com o corpo de prova na caixa de proteção, é feita a medição da continuidade dos cabos e a verificação da resistência elétrica dos cabos de comunicação com os extensômetros, figura 4.7 (e). Após a realização dos passos mencionados, os equipamentos utilizados são limpos para que outros experimentos sejam realizados, figura 4.7 (f).



(a)



(b)



(c)



(d)



(e)



(f)

Figura 4.7 – Procedimentos para a realização do experimento.

Assim que é finalizada a fixação do corpo de prova na caixa de proteção, os terminais e cabos dos sensores de deformação devem ser testados, novamente, e a leitura da resistência em cada extensômetro deve ser aproximadamente 120Ω . Evitando assim que se ligue o sistema de aquisição de dados com alguma porta de entrada em curto-circuito.

4.3 RESULTADOS OBTIDOS

Neste tópico serão comparados os resultados obtidos numericamente com os obtidos experimentalmente. Para isso serão utilizados quatro tubos híbridos, dois bobinados a 90° (tubos 1 e 2) e dois tubos bobinados a $\pm 55^\circ$ (tubos 3 e 4), que teoricamente, de acordo com a

literatura (Hull, 1987) e mostrado no capítulo 2, é o ângulo que suporta maior pressão de trabalho. Na abordagem descrita em Hull (1987), conhecida como “netting analysis”, considera-se somente a rigidez das fibras. Ou seja, as contribuições da matriz de epóxi e do selante de PVC são desprezadas.

Para a obtenção dos resultados numéricos, inicialmente, foi gerado um código em MatLab (ver anexo I) utilizando a micromecânica dos compósitos, em particular a regra das misturas, para a determinação das propriedades mecânicas a serem utilizadas pelo programa COMPSHELL. A tela de saída com os valores das propriedades utilizadas estão mostradas na figura 4.8. A obtenção das propriedades mecânicas, por meio do código gerado em MatLab, foi possível ao considerar-se que as propriedades mecânicas variam com a fração volumétrica de fibras (v_f), tanto linearmente bem como proporcional a $(1/v_f)$, conforme detalhado nos trabalhos de Frascino de Almeida (1982) e Levy (1983), a partir de uma lâmina de referência. Para isso, as propriedades mecânicas do compósito de vidro/epóxi com fração volumétrica, superior à que se quer determinar que é de 53% devem ser conhecidas. Na tabela 4.9 são mostradas as propriedades mecânicas do material compósito, com reforço unidirecional, utilizado como referência, que possui 60% de fração volumétrica de fibras de vidro-E.

Tabela 4.9 – Propriedades mecânicas do vidro/epóxi $v_f = 60\%$ (Levy, 1983).

Propriedades Mecânicas	Vidro-E / Epóxi
E11 (MPa)	53742
E22 (MPa)	17914
G12 (MPa)	8613
ν_{12}	0,26
X1T (MPa)	1102
X1C (MPa)	599
X2T (MPa)	34
X2C (MPa)	138
X12 (MPa)	41

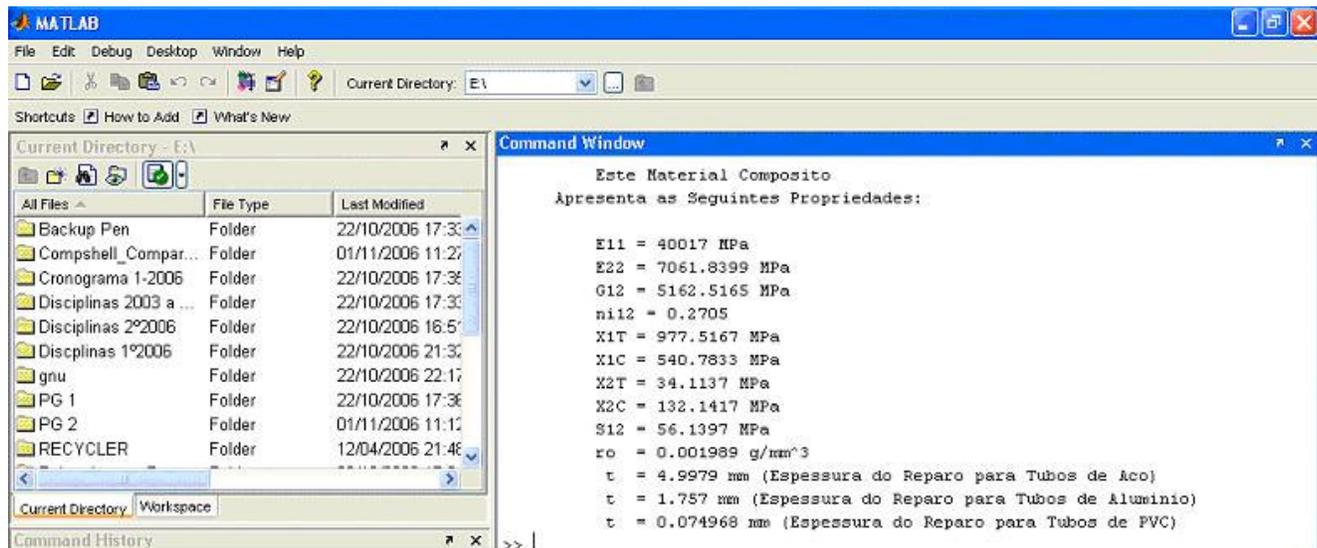


Figura 4.8 – Propriedades mecânicas utilizadas.

Uma das informações mais importantes é quanto à pressão de ruptura dos corpos de prova com o acréscimo de cerca de 1mm de vidro/epóxi, bobinados a 90° e a ±55°, sobre tubos de P.V.C., com diâmetro nominal (D) e espessura (t) nominais de 100mm e 1,8mm, respectivamente. A pressão experimental média de ruptura de tubos de P.V.C. , sem reforço, é de aproximadamente 1,4MPa (Faluhelyi, 2006). Inicialmente, os tubos foram ensaiados fechando-se as extremidades livres com tampas de PVC. Estas tampas falharam com pressões relativamente baixas, abaixo de 2MPa. Posteriormente, as tampas foram substituídas por tampas de alumínio. Os resultados obtidos para pressão de ruptura e local de falha, após a adição do reforço compósito de vidro/epóxi, são mostrados nas tabela 4.10.

Tabela 4.10 – Pressões e locais de falha experimentais e teóricos.

		Pressão de Ruptura (MPa)	Local de Falha x, (mm)	Diferença percentual (% = (exp-num)/exp)
Tubo 1 (90°)	<i>TSAI-HILL</i>	2,501	443	- 3,35
	Experimental	2,417	223	
Tubo 2 (90°)	<i>TSAI-HILL</i>	2,454	443	- 14,99
	Experimental	2,086	457	
Tubo 3 (±55°)	<i>TSAI-HILL</i>	2,822	430	7,44
	Experimental	3,032	500	
Tubo 4 (±55°)	<i>TSAI-HILL</i>	3,094	423	39,46
	Experimental	5,111	500	

Percebe-se, ao visualizar a tabela 4.10, que apresenta os dados de maior pressão de ruptura suportada pelos tubos 1, 2, 3 e 4, entre os diversos experimentos realizados para cada um deles, que os tubos bobinados a $\pm 55^\circ$ falharam com uma pressão experimental maior que aquela prevista pelo COMPSHELL, enquanto que para aqueles bobinados a 90° as pressões numéricas foram superiores às experimentais. Assim, o programa COMPSHELL foi conservativo, em relação às pressões de ruptura, somente para os tubos 3 e 4, bobinados a $\pm 55^\circ$. O tubo 2 apresentou uma pressão de ruptura menor no teste experimental em relação ao teste numérico, isso porque este tubo falhou a 457mm da tampa, mostrando que o efeito do momento fletor nas tampas (ver fig. 4.18) gera tensões que faz com que a pressão de ruptura seja inferior àquela observado no centro do tubo, como observado da mesma forma no tubo 1.

Numericamente, observa-se uma pequena variação na pressão de ruptura dos tubos 3 e 4, sendo esta alteração ocorrida devido às variações de raio e espessura de cada tubo, conforme mostrado nas tabelas 4.1 a 4.8 deste trabalho. Porém as pressões experimentais para os tubos 3 e 4 apresentam uma diferença percentual de aproximadamente 40%. Foi observado que o experimento realizado no tubo 3 houve vazamento na tampa como mostrado na figura 4.19 e no tubo 4 foi constatado que o mesmo rachou próximo à tampa, suportando uma pressão superior ao tubo 3. Deve ser ressaltado que os procedimentos para a realização dos dois experimentos foram semelhantes e as mesmas temperaturas e umidades foram registradas nos dois casos.

4.3.1 Tubo 1 e Tubo 2 (Bobinados a 90°)

Para tubos de P.V.C, sem reforço compósito, a pressão de ruptura é de aproximadamente 1,4MPa (Faluhelyi, 2006) sendo que a ruptura acontece conforme mostrado nas figuras 4.9 de (a) a (c).



(a)



(b)



(c)

Figura 4.9 – Modo de ruptura do tubo de P.V.C.

Foi verificado que a falha no tubo de P.V.C. ocorre primeiramente na região central devido ao cisalhamento ao longo da espessura do corpo de prova e após esta trinca inicial, há a sua propagação a aproximadamente 45° , evidenciando que o corpo de prova sofre falha por cisalhamento. A tensão circunferencial ($p.R/t$) é a máxima, ou principal, e o cisalhamento máximo, de acordo com o círculo de Mohr, ocorre a $\pm 45^\circ$, em relação ao plano da seção transversal.

Para o primeiro experimento realizado com o tubo híbrido 1 (90°), utilizou-se tampa de PVC (ver fig. 4.10) e houve falha praticamente na tampa ($x= 457$), devido à interferência dos momentos fletores. Passou-se então a usar tampas de alumínio, mais resistente (ver fig. 4.12) assim, a falha ocorreu na região central ($x= 223\text{mm}$), ou seja, no experimento de ruptura do tubo 2 houve falha a 223mm da tampa.

Por meio da figura 4.10 pode ser observado como ocorreu a ruptura da tampa colocada na extremidade livre do tubo 1.

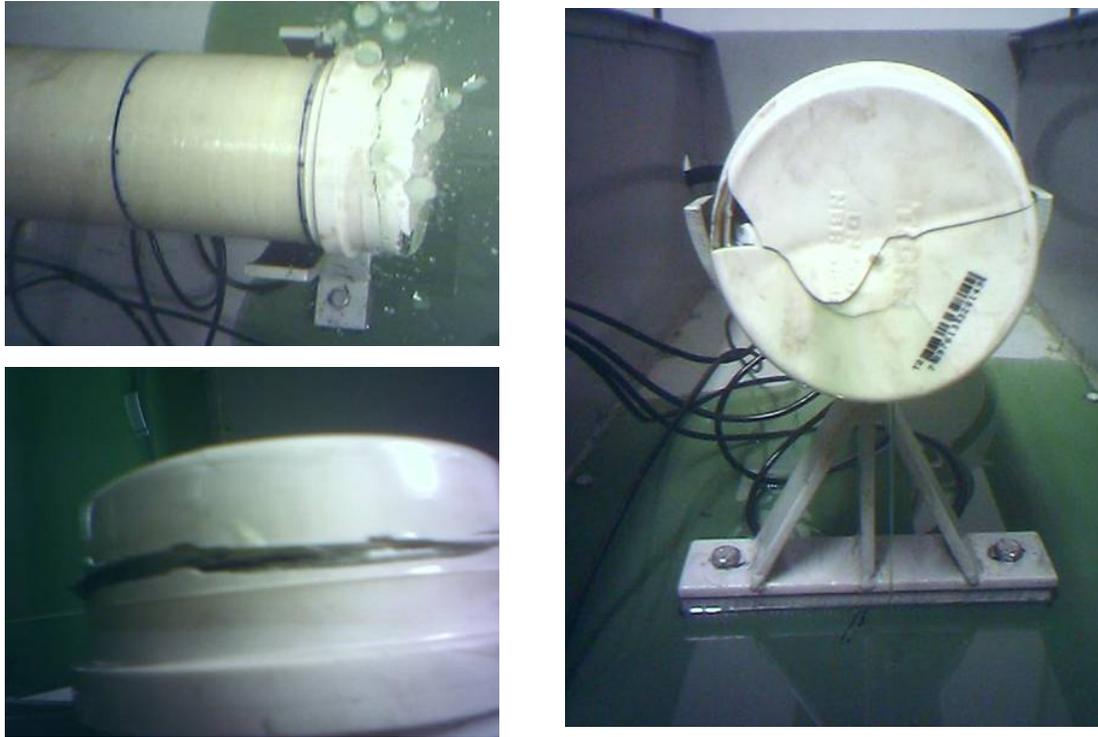
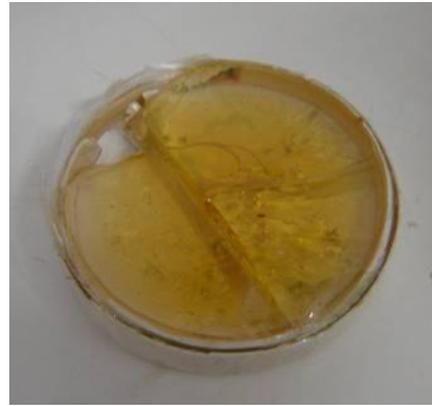


Figura 4.10 – Forma de ruptura do tubo 1 no primeiro experimento.

Apesar da ruptura na tampa, pôde ser verificado o rompimento das fibras na direção circunferencial, como pode ser visto na figura 4.10 (a). A pressão de ruptura obtida experimentalmente para este ensaio foi igual a 1,894MPa, sendo que no programa COMPSHELL, com o critério de Tsai-Hill, a pressão de ruptura obtida para este corpo de prova foi de 2,501MPa, mostrando que o tubo 1 suportaria, pela previsão numérica, uma pressão superior àquela obtida experimentalmente, na primeira tentativa, com tampa de PVC. A figura 4.11 (b) mostra como ficou a parte interna da tampa colada com resina epóxi, e a figura 4.11 (c) mostra como a tampa pôde ser retirada completamente do tubo 1. Após o ensaio ter sido realizado, o tarugo de nylon utilizado para reduzir o volume de óleo utilizado também pode ser visto nesta figura.



(a)



(b)



(c)

Figura 4.11 – (a) Ruptura das fibras; (b) Ruptura da Tampa; (c) Tubo 1 após a remoção da tampa, onde vê-se o tarugo de nylon.

Para o tubo 1 foram realizados dois experimentos, sendo que para o segundo experimento este tubo apresentou ruptura na posição 223mm da extremidade engastada, sendo este resultado satisfatório, já que esta coordenada longitudinal pode ser considerada na região central do corpo de prova. A pressão de ruptura foi maior que aquela observada no primeiro experimento em que a ruptura ocorreu na tampa, sendo esta igual a 2,417MPa. Apesar de esta pressão ser superior à obtida no primeiro experimento, esta permaneceu 3,35% inferior à obtida pelo critério de Tsai-Hill. Enquanto a pressão observada no primeiro experimento foi menor que a obtida pelo programa COMPSHELL (utilizando critério de falha de Tsai-Hill), no segundo experimento a pressão foi ligeiramente maior que o valor obtido no COMPSHELL, apresentando uma diferença percentual de 4,4%. Como pode ser visto na figura 4.12 (a) para a execução do segundo experimento, foram utilizados tanto o transdutor de pressão quanto o manômetro, isto para se verificar se a calibração do transdutor de pressão

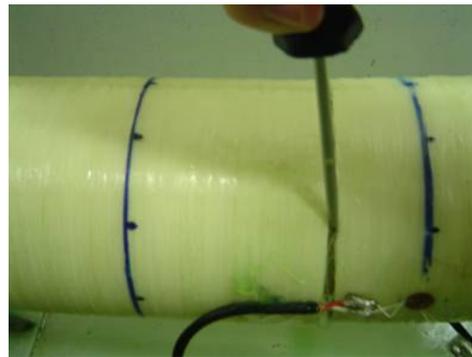
estava de acordo com os valores lidos no manômetro. Adicionalmente nota-se que as tampas são de alumínio.



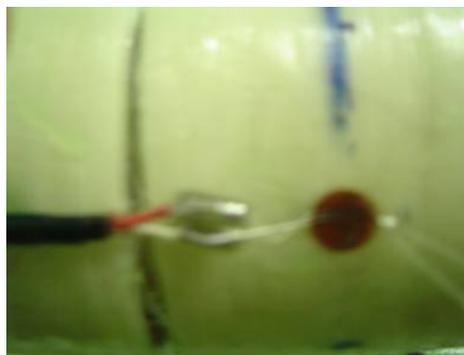
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 4.12 – (a) Utilização de manômetro e transdutor; (b) Tubo no momento da ruptura; (c) Local de ruptura; (d) Local da ruptura.

A figura 4.12 (b) mostra o momento da ruptura do tubo 1, para o segundo experimento. Nesta pode ser observado como é feita a expansão do óleo que estava no interior do tubo no

momento da ruptura. Para melhor verificar a falha ocorrida na direção circunferencial, a figura 4.12 (c) pode ser observada. O impacto proporcionado pela ruptura do corpo de prova fez com que o extensômetro colado na parede do tubo se rompesse, tal fato pode ser visto na figura 4.12 (d).

Para a obtenção da ruptura do tubo 2, foi realizado um experimento, sendo que o tubo 2 falhou a uma pressão de 2,454MPa, ou seja, 0,14MPa a mais que o tubo 1 sendo esta ruptura percebida a 457mm da tampa com restrição axial (ver fig. 4.12.a, lado esquerdo). Com uma diferença percentual da pressão de ruptura de 5,5%, pode-se considerar que o experimento manteve repetitividade nos resultados. As figuras 4.13 e 4.14 apresentam as deformações circunferencial e axial dos tubos 1 e 2, em várias pressões intermediárias, e incluindo a de ruptura no final.

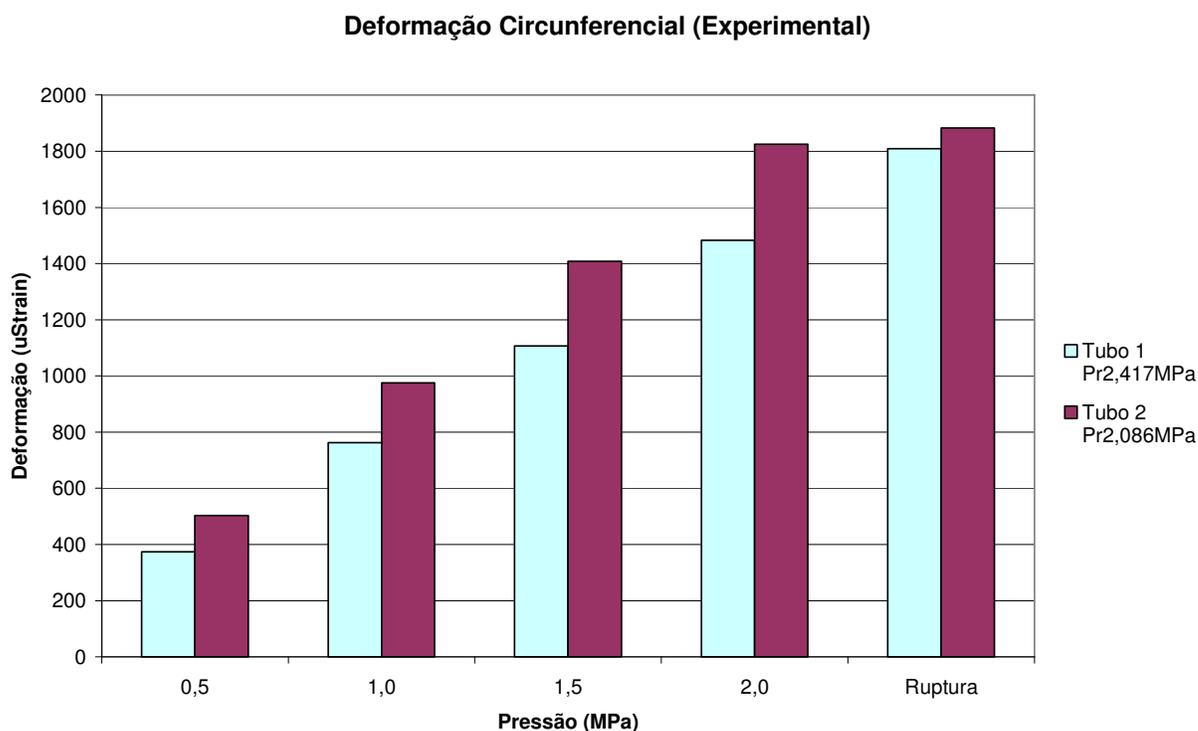


Figura 4.13 – Comparação entre as deformações circunferenciais dos Tubos 1 e 2

Verifica-se pelo gráfico 4.13 que a deformação circunferencial é maior no tubo 2 em relação ao tubo 1, para todas as pressões avaliadas, sendo que a maior diferença percentual é observada para a pressão de 1,5MPa que é de 12,66%. O gráfico mostrado na figura 4.13 mostra que para pressões iguais o tubo 2 sofre maior deformação circunferencial, mostrando

que tal tubo está com uma tensão de membrana elevada, levando-o à ruptura com uma pressão inferior ao tubo 2. A deformação axial dos tubos 1 e 2, estudados, é mostrada na figura 4.14.

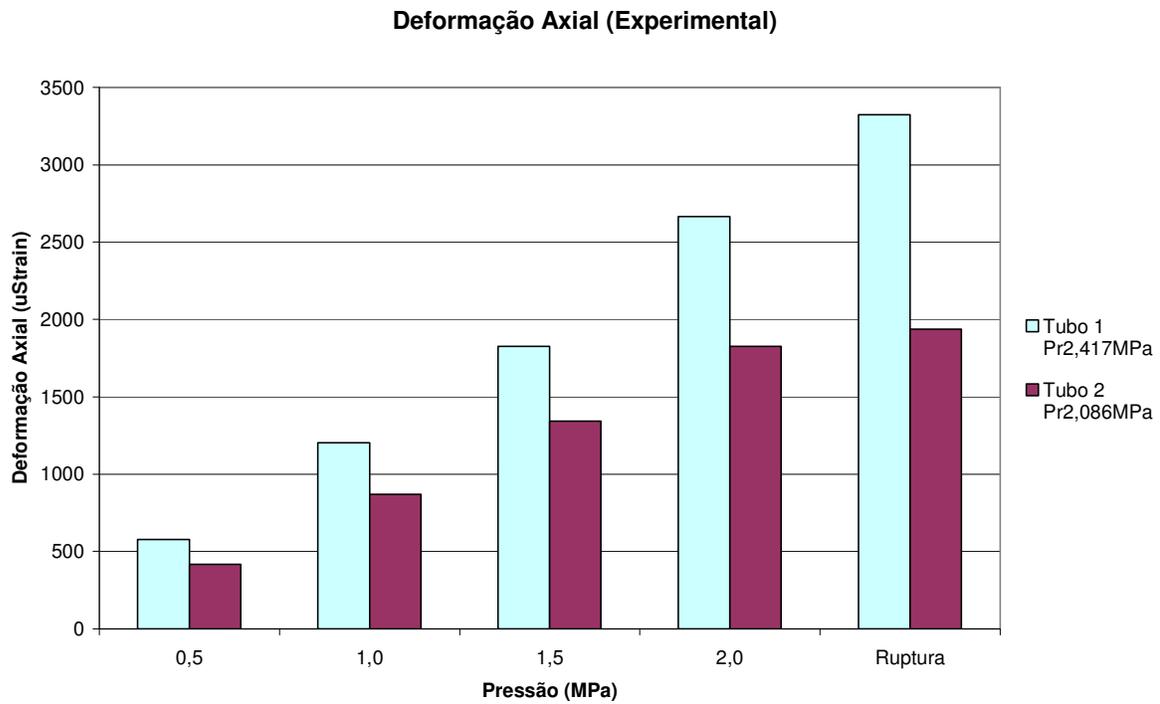


Figura 4.14 – Comparação entre as deformações axiais dos Tubos 1 e 2

Diferentemente da deformação circunferencial, o tubo 1 apresenta uma maior deformação axial que o tubo 2, quando os mesmos são submetidos a pressões iguais. Isso ocorre devido ao coeficiente de Poisson que relaciona as deformações circunferenciais com as axiais e vice-versa. Como a tensão circunferencial é duas vezes maior que a axial, o tubo 2 falhou com uma pressão menor.

As figuras 4.15 e 4.16 mostram um comparativo entre os resultados numéricos e experimentais médios dos tubos 1 e 2 (90°).

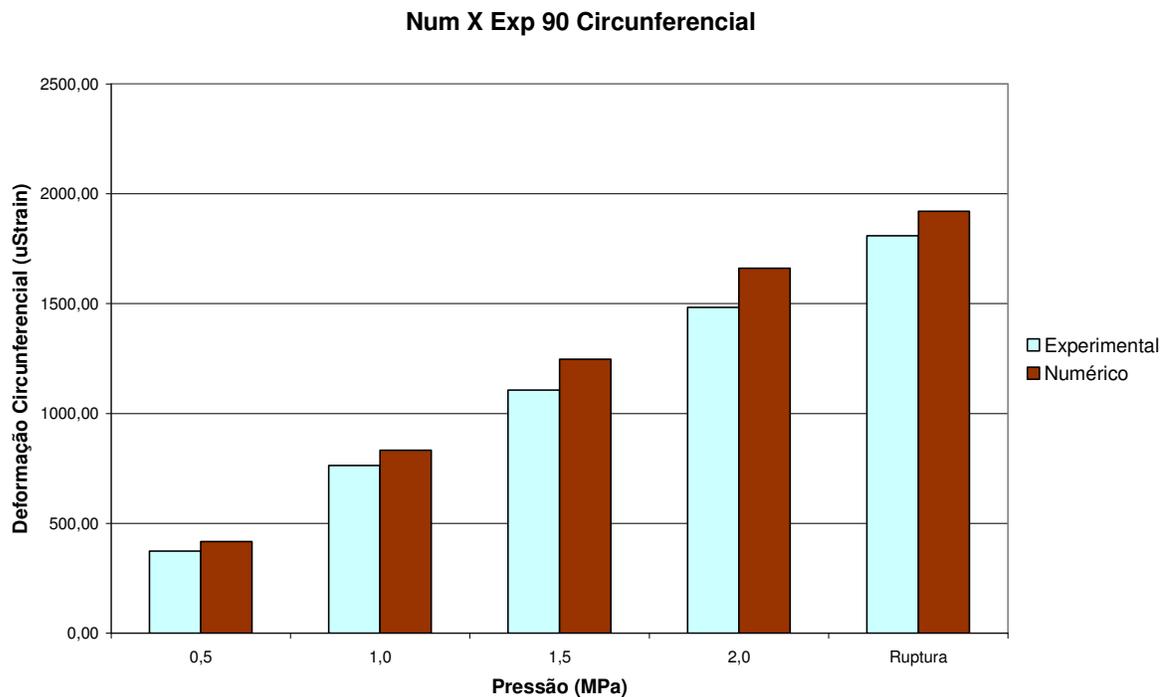


Figura 4.15 – Comparação entre as deformações circunferenciais médias dos Tubos 1 e 2

A Figura 4.15, evidencia que a média dos resultados experimentais para a deformação circunferencial entre os tubos 1 e 2 (90°) foi sempre inferior à deformação circunferencial numérica, mostrando que o COMPSHELL, ao simular a rigidez dos tubos, é conservador, sendo a diferencial percentual entre o resultado numérico e experimental máxima igual a 12,66% a uma pressão de 1,5MPa.

As deformações axiais, experimentais e numéricas seguem a mesma tendência das deformações circunferenciais, ou seja, os resultados numéricos são ligeiramente maiores que os experimentais como pode ser visto na figura 4.16.

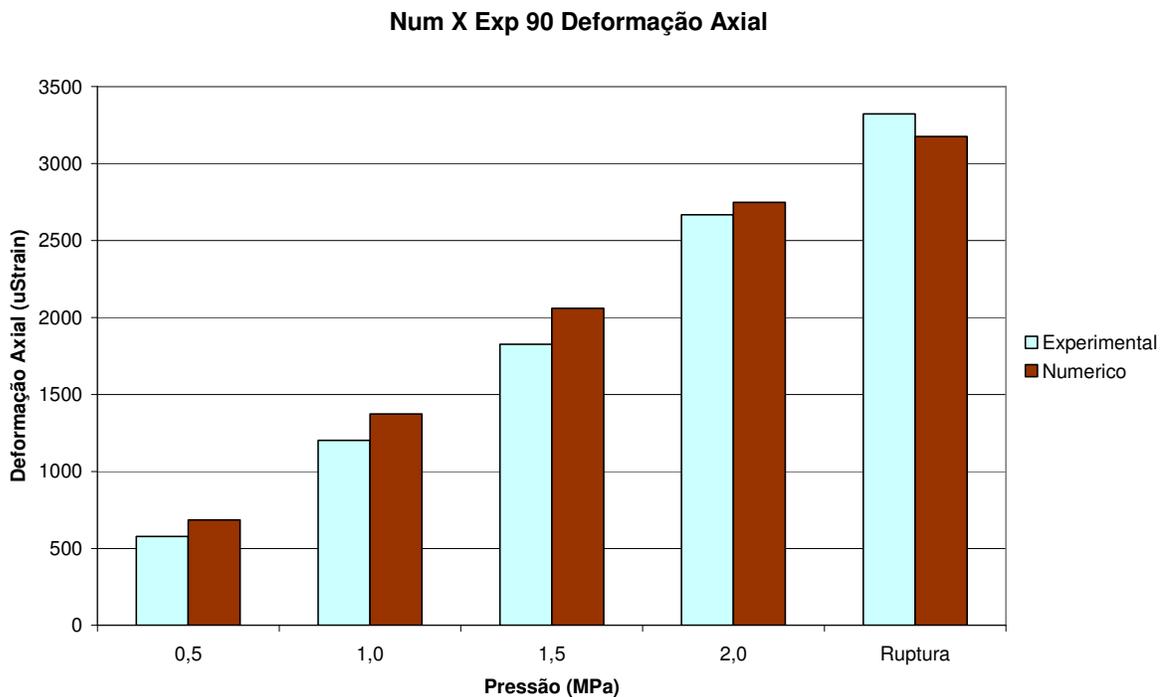


Figura 4.16 – Comparação entre as deformações circunferenciais dos Tubos 1 e 2

A figura 4.16 mostra que para as pressões antes da ruptura a deformação axial dos tubos bobinados a 90° apresentam resultados numéricos inferiores aos experimentais, sendo a maior diferença percentual de 14,20% a 1,0MPa. Na pressão de ruptura foi observado que o resultado experimental da deformação axial foi superior ao resultado numérico, isso porque teoricamente é difícil de estimar a forma de ruptura de um compósito, que pode ocorrer por fratura das fibras, descolamento da resina ou escorregamento dos fios de fibra, dentre outros.

Os esforços mecânicos sofridos pelos tubos 1 e 2 bobinados a 90° estão mostrados nas figuras 4.17 e 4.18, sendo estes as resultantes de tensão (N_x , N_y) e de momentos fletores (M_x , M_y) tanto axiais quanto circunferenciais, respectivamente.

Resultante de Tensão - Tubos Bobinados a 90°

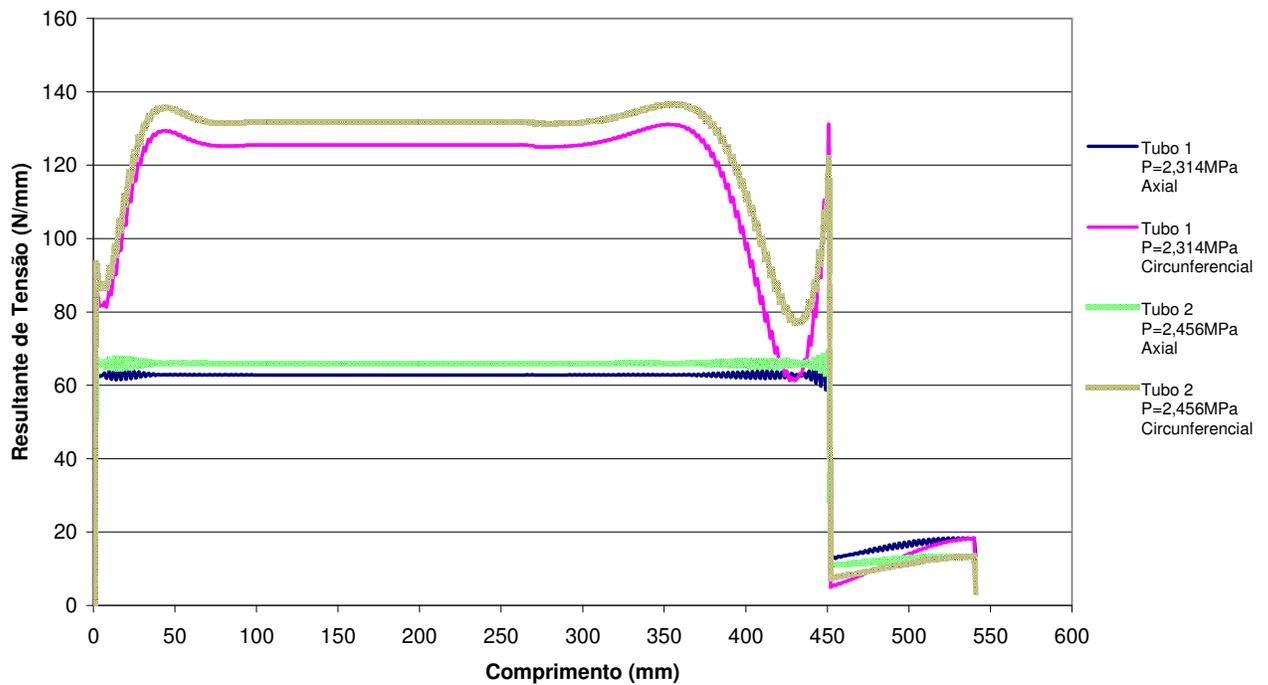


Figura 4.17 – Resultantes de Tensão dos Tubos 1 e 2 (90°)

A figura 4.17 mostra as resultantes de tensão (N_x e N_y) numérica, dos tubos 1 e 2 no momento da ruptura de cada um destes. Dimensionalmente, entende-se por resultante de tensão o produto da tensão circunferencial ou axial pela espessura do tubo, por isso sua unidade de medida é N/mm. Verifica-se que as resultantes de tensão (tanto axial quanto circunferencial) tem comportamento similar entre as duas tubulações comparadas, sendo que a resultante de tensão circunferencial máxima observada se dá com um comprimento próximo à 50mm, onde a simulação contempla a influência da tampa engastada. Para isso foi utilizada uma tensão de ruptura dez vezes maior que do restante do tubo e considerado, para se evitar a ruptura da simulação nas tampas, para isso foi criado um segmento independente do tubo, para a tampa. Na região entre 50mm e 350mm observa-se que a resultante de tensão circunferencial permanece com valor constante, e próximo de p.R, previsto pela teoria da membrana, confirmando a precisão da simulação no COMPSHELL. Na região entre 350mm e 450mm verifica-se uma variação na resultante de tensões, novamente devido à presença de maior rigidez da tampa; e de 450mm a 550mm compreende-se as resultantes de tensão na tampa com deslocamento axial livre. A maior tensão circunferencial nas transições entre os

tubos e as tampas é responsável por dificuldades experimentais, uma vez que a transição entre o tubo e a tampa não deve ser feita com uma grande diferença de rigidez, por isso foi utilizado tampa de alumínio com resina epóxi, permitindo uma maior flexibilidade ao tubo, reduzindo assim as resultantes de tensão.

As resultantes de tensões axial do tubo 1 e 2 apresentam ligeira diferença numérica, porém apresentam comportamento similares, sendo constante ao longo de todo o tubo ensaiado.

A figura 4.18 mostra a resultante de momentos fletores axiais e circunferenciais dos tubos bobinados a 90°.

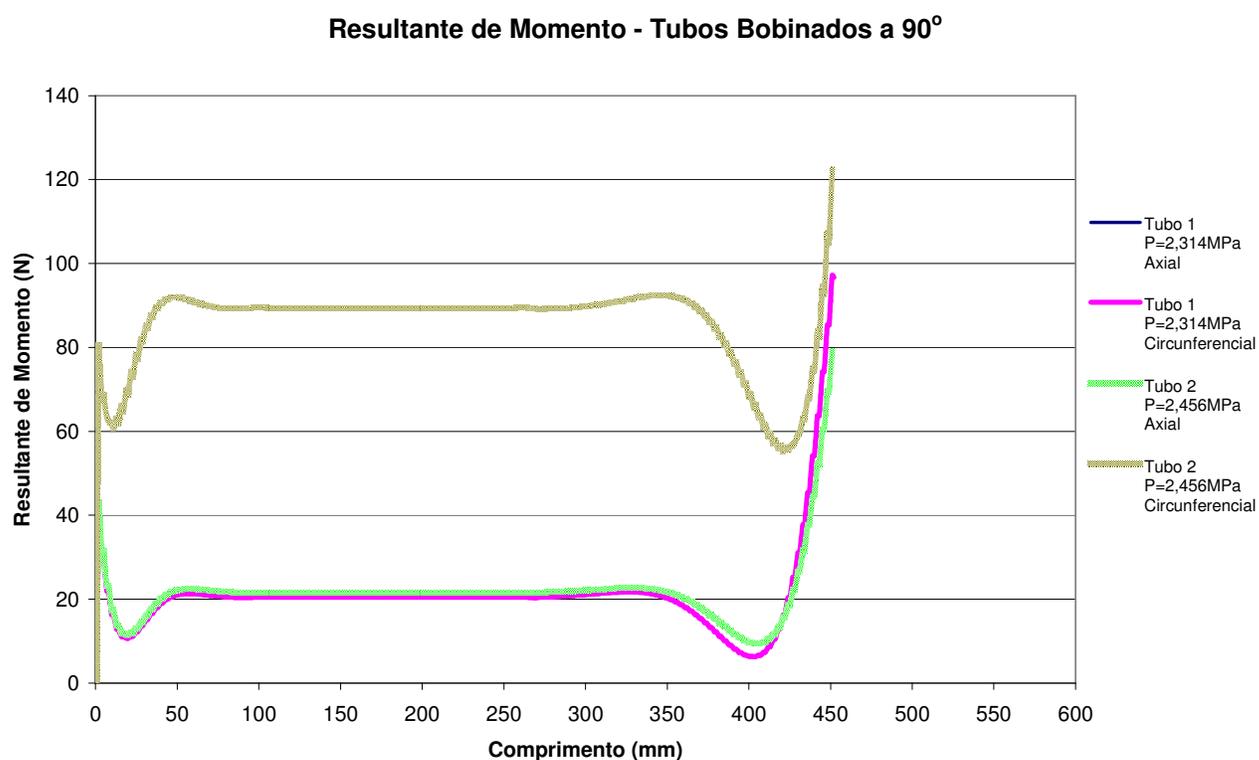


Figura 4.18 – Resultantes de Momentos Fletores dos Tubos 1 e 2 (90°).

As resultantes de momento fletor, circunferenciais e axiais, possuem valores numéricos próximos para os tubos 1 e 2, de forma que o comportamento das duas curvas se sobrepõe, mesmo a pressões ligeiramente diferentes.

A resultante de momentos, dimensionalmente, é obtida ao se multiplicar a resultante de tensões pela espessura, por isso estes gráficos tem comportamentos similares. Para o gráfico da figura 4.18, foram desconsideradas as resultantes de momento fletor na região da tampa

com deslocamento axial livre, para melhor visualização do gráfico e porque o motivo de análise deste trabalho é sobre os esforços mecânicos na região do tubo.

4.3.2 Tubos 3 e 4 (Bobinados a $\pm 55^\circ$)

Foram realizados dois experimentos com o tubo 3 bobinado a $\pm 55^\circ$, sendo que o primeiro deles houve falha na tampa, como mostrado pela figura 4.19, conforme o previsto no programa COMPSHELL. Para simular a ruptura na região central do tubo foi utilizado, nos trechos das extremidades do tubo, com 50mm de comprimento, tensões de ruptura maiores que o restante da tubulação. Conforme citado, as tensões de ruptura utilizadas são dez vezes maiores nas extremidades, que na região central, para que os resultados deste programa possam ser comparados à teoria de membrana, isto porque as extremidades são regiões críticas devido à presença dos picos de momentos nos engastamentos.



(a)



(b)



(c)

Figura 4.19 – Vazamento na tampa.

A figura 4.19 (a) mostra a montagem do tubo 3 ($\pm 55^\circ$) na caixa de proteção, pode ser visto que a tampa utilizada na extremidade livre do corpo de prova é de P.V.C., isto para que a

restrição aos momentos fosse reduzida, se comparada a uma tampa com módulo de elasticidade muito maior que aquele do corpo de prova. Na figura 4.19 (b), é mostrada a angulação utilizada neste corpo de prova. A figura 4.19 (c), mostra a forma de ruptura do tubo 3 em que houve vazamento na tampa a uma pressão igual a 3,032MPa.

Para a realização segundo experimento do tubo 3, foi necessária a remoção da tampa de plástico, sendo que para isso foi utilizado o torno com a ferramenta de corte de sangria. Para o segundo experimento, foram utilizadas duas tampas de alumínio, para evitar a falha do corpo de prova na extremidade. Porém no segundo experimento não foi possível chegar à pressão de ruptura, isto porque ao chegar em 2,2MPa a pressão se manteve constante por um período superior a uma hora, mesmo com a inserção de óleo no interior do corpo de prova.



Figura 4.20 – Segundo experimento para o tubo 3 (55°).

Para o segundo experimento foi utilizado tanto o transdutor de pressão quanto o manômetro, como pode ser visto na figura 4.20, para a verificação da calibração realizada para o transdutor de pressão, sendo que os valores lidos no transdutor eram exatamente aqueles obtidos pelo transdutor de pressão ligado ao sistema de aquisição de dados, validando assim a calibração realizada neste instrumento.

Segundo as análises realizadas pelo programa COMPSHELL, a pressão de ruptura obtida numericamente por meio do software COMPSHELL e com o critério de falha de Tsai-Hill para o tubo 3 ($\pm 55^\circ$) é de 2,822MPa e para o tubo 4 ($\pm 55^\circ$) de 3,094MPa. Sendo que os resultados experimentais para o tubo 3 evidenciou uma pressão de falha de 3,032MPa representando uma diferença percentual de 6,91% apresentando assim uma boa correlação entre análises numéricas e experimento. Para o tubo 4 foram realizados os mesmos procedimentos citados para o tubo 3 utilizando-se de tampas de alumínio, observou-se experimentalmente uma pressão de ruptura igual a 5,111MPa sendo que esperava-se uma

pressão próxima a 3,2MPa. Apesar da diferença percentual de aproximadamente 40% entre o experimento e os resultados numéricos, a maior diferença percentual entre as deformações circunferenciais entre os dois tubos na pressão de ruptura foi de 19,39% a uma pressão de 2,0MPa como pode ser visto na figura 4.21.

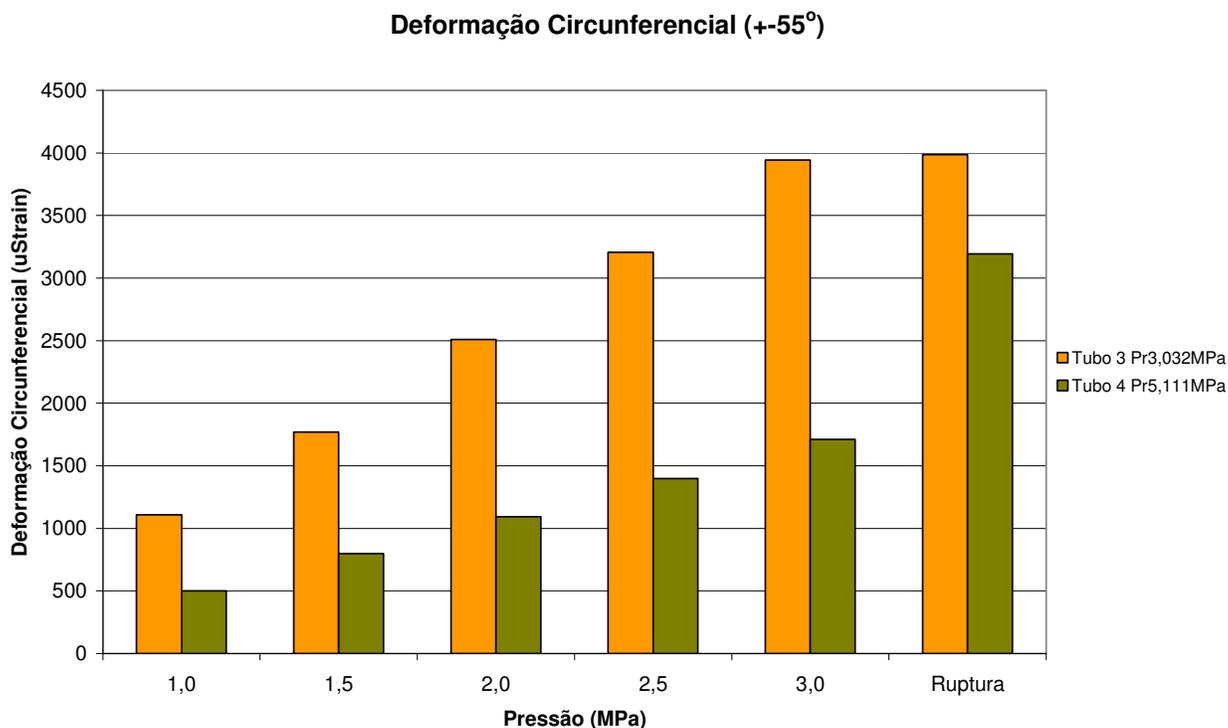


Figura 4.21 – Deformação circunferencial dos Tubos 3 e 4 ($\pm 55^\circ$).

A figura 4.21 evidencia que mesmo a pressões iguais, a tubulação 4 apresenta uma menor deformação circunferencial. Desta observação pode-se prever que o tubo 4 iria suportar uma maior pressão de ruptura. Fisicamente a diferença entre o tubo 3 e o tubo 4 é que o tubo 4 possui raio igual a 54,41mm contra 53,18mm e espessura igual a 3,17mm contra 3,28mm do tubo 3. Sendo que tais dimensões foram utilizadas nas simulações numéricas.

A menor diferença percentual observada foi para a pressão de ruptura dos tubos, que, apesar de diferentes, convergem para um valor médio de aproximadamente 3590 μ Strain.

A deformação axial apresenta um comportamento inverso entre os tubos comparados, sendo que o tubo 4 possui maior deformação axial para as pressões analisadas, divergindo deste resultado apenas a análise a uma pressão de 3,0MPa, como pode ser visto na figura 4.22.

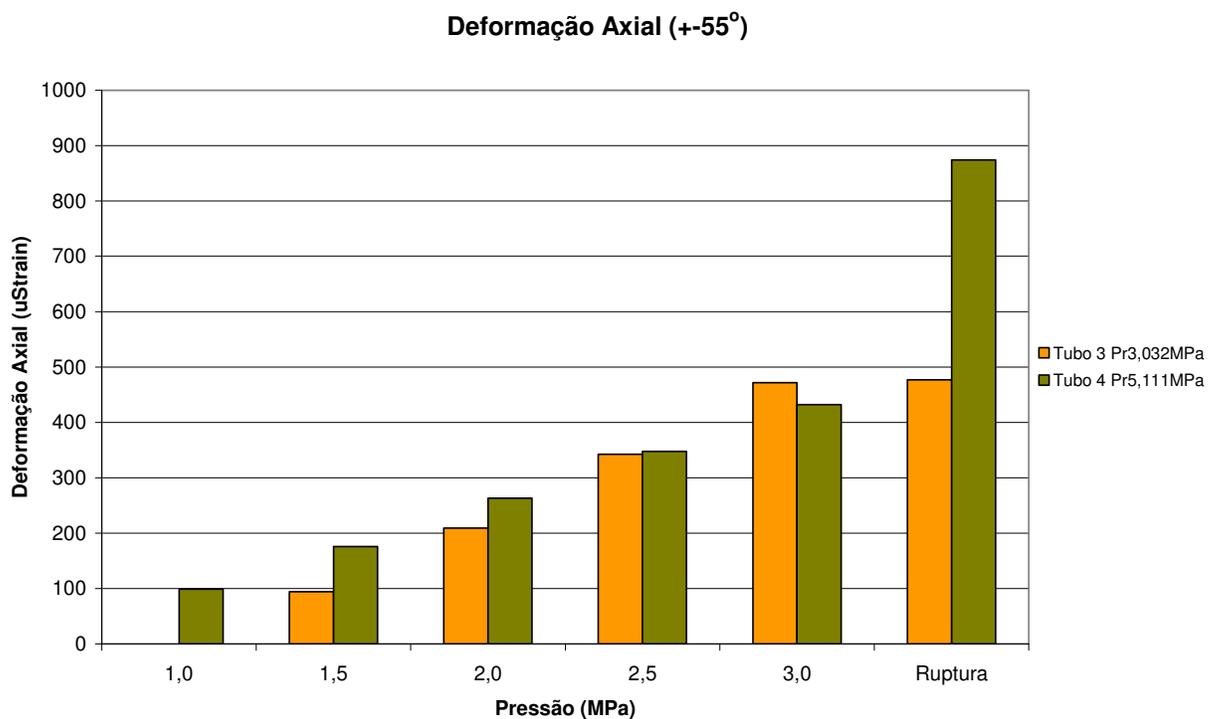


Figura 4.22 – Deformação Axial dos Tubos 3 e 4 ($\pm 55^\circ$).

Devido ao coeficiente de Poisson, verifica-se que o tubo que teve maior deformação circunferencial, teve uma menor deformação axial e vice-versa. Como a tensão circunferencial é maior que a tensão axial, o tubo 3 que teve maior deformação circunferencial suportou menor pressão de trabalho.

A figura 4.23 mostra os dados de saída do software COMPSHELL (dados numéricos).

STATION	U	V	W	BETA	N(FI)	N(THETA)	N(FI, THETA)
0,000E+00	0,000E+00	0,000E+00	0,000E+00	0,000E+00	6,361E+01	8,768E+01	0,000E+00
8,333E-01	3,780E-03	0,000E+00	1,099E-03	2,556E-03	6,278E+01	8,382E+01	0,000E+00
1,667E+00	7,559E-03	0,000E+00	4,122E-03	4,616E-03	6,247E+01	8,170E+01	0,000E+00
1,667E+00	7,559E-03	0,000E+00	4,122E-03	4,616E-03	6,258E+01	8,179E+01	0,000E+00
2,500E+00	1,135E-02	0,000E+00	8,664E-03	6,214E-03	6,282E+01	8,174E+01	0,000E+00
3,333E+00	1,513E-02	0,000E+00	1,436E-02	7,389E-03	6,334E+01	8,269E+01	0,000E+00
3,333E+00	1,513E-02	0,000E+00	1,436E-02	7,389E-03	6,195E+01	8,137E+01	0,000E+00
4,167E+00	1,883E-02	0,000E+00	2,088E-02	8,204E-03	6,285E+01	8,385E+01	0,000E+00
5,000E+00	2,252E-02	0,000E+00	2,794E-02	8,682E-03	6,385E+01	8,678E+01	0,000E+00
5,000E+00	2,252E-02	0,000E+00	2,794E-02	8,682E-03	6,163E+01	8,468E+01	0,000E+00
5,833E+00	2,606E-02	0,000E+00	3,528E-02	8,897E-03	6,287E+01	8,866E+01	0,000E+00
6,667E+00	2,960E-02	0,000E+00	4,270E-02	8,861E-03	6,409E+01	9,268E+01	0,000E+00
6,667E+00	2,960E-02	0,000E+00	4,270E-02	8,861E-03	6,152E+01	9,024E+01	0,000E+00
7,500E+00	3,297E-02	0,000E+00	5,001E-02	8,650E-03	6,288E+01	9,492E+01	0,000E+00
8,333E+00	3,634E-02	0,000E+00	5,707E-02	8,266E-03	6,416E+01	9,936E+01	0,000E+00
8,333E+00	3,634E-02	0,000E+00	5,707E-02	8,266E-03	6,154E+01	9,688E+01	0,000E+00
9,167E+00	3,952E-02	0,000E+00	6,376E-02	7,782E-03	6,289E+01	1,017E+02	0,000E+00
1,000E+01	4,271E-02	0,000E+00	7,001E-02	7,193E-03	6,411E+01	1,060E+02	0,000E+00
1,000E+01	4,271E-02	0,000E+00	7,001E-02	7,193E-03	6,166E+01	1,037E+02	0,000E+00
1,083E+01	4,573E-02	0,000E+00	7,574E-02	6,561E-03	6,289E+01	1,082E+02	0,000E+00
1,167E+01	4,875E-02	0,000E+00	8,093E-02	5,879E-03	6,398E+01	1,122E+02	0,000E+00
1,167E+01	4,875E-02	0,000E+00	8,093E-02	5,879E-03	6,183E+01	1,101E+02	0,000E+00
1,250E+01	5,162E-02	0,000E+00	8,555E-02	5,198E-03	6,289E+01	1,140E+02	0,000E+00
1,333E+01	5,449E-02	0,000E+00	8,959E-02	4,508E-03	6,381E+01	1,174E+02	0,000E+00
1,333E+01	5,449E-02	0,000E+00	8,959E-02	4,508E-03	6,203E+01	1,157E+02	0,000E+00
1,417E+01	5,724E-02	0,000E+00	9,307E-02	3,849E-03	6,289E+01	1,189E+02	0,000E+00
1,500E+01	5,999E-02	0,000E+00	9,601E-02	3,209E-03	6,362E+01	1,217E+02	0,000E+00
1,500E+01	5,999E-02	0,000E+00	9,601E-02	3,209E-03	6,223E+01	1,203E+02	0,000E+00
1,583E+01	6,265E-02	0,000E+00	9,844E-02	2,618E-03	6,288E+01	1,228E+02	0,000E+00
1,667E+01	6,530E-02	0,000E+00	1,004E-01	2,064E-03	6,343E+01	1,249E+02	0,000E+00

Figura 4.23 – Dados de saída do programa COMPSHELL.

Utilizando os dados de saída fornecidos pelo programa COMPSHELL, vários diagramas podem ser obtidos e então analisados, como o diagrama da figura 4.24 que foi obtido por meio das deformações axiais, que por sua vez consistem dos deslocamentos axiais (U) divididos pela posição longitudinal correspondente ($s \equiv x$), e a deformação circunferencial que é obtida pela divisão do deslocamento circunferencial (W) pelo raio médio (R) do tubo em estudo (i.e. W/R).

A figura 4.24 mostra a comparação da deformação circunferencial entre a média dos resultados numéricos (utilizando o critério de Tsai-Hill) e a média dos resultados experimentais observadas no tubos 3 e 4.

Num X Exp 55 Deformação Circunferencial

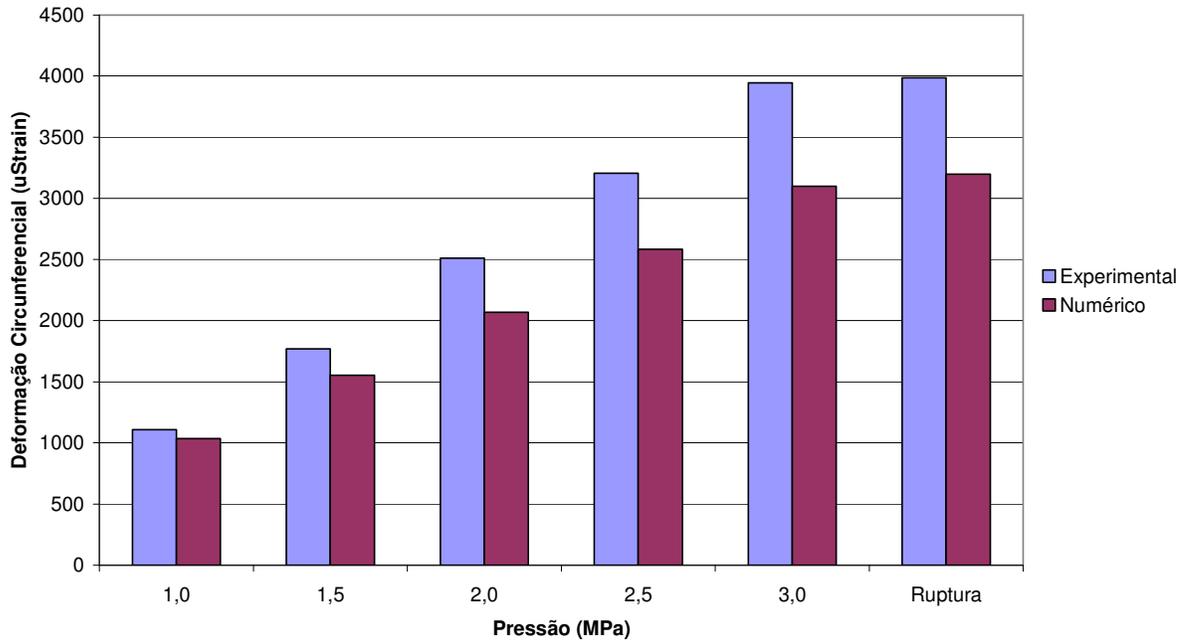


Figura 4.24 – Deformação Circunferencial: Comparativo entre resultados numéricos e experimentais para os tubos bobinados a $\pm 55^\circ$.

Verifica-se por meio da figura 4.24 que os resultados experimentais foram sempre superiores aos resultados numéricos, mostrando que o software COMPSHELL, com relação à rigidez dos tubos, é conservador em relação aos experimentos realizados, desde as pressões iniciais do teste até as pressões de ruptura.

A comparação entre os resultados numéricos e experimentais axiais mostra uma maior deformação axial numérica que experimental na região de 250mm (onde os extensômetros estavam colados) como pode ser visto na figura 4.25.

Num X Exp 55 Deformação Axial

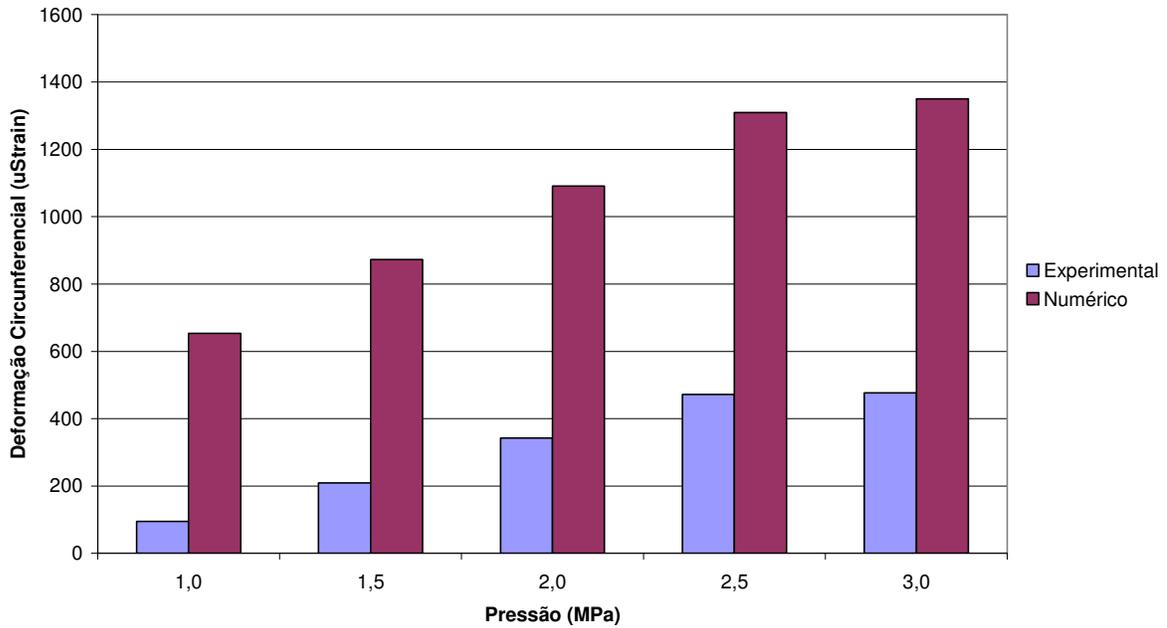


Figura 4.25 – Deformação Axial: Comparativo entre resultados numéricos e experimentais para os tubos bobinados a $\pm 55^\circ$.

Era esperado que o programa COMPSHELL também fosse conservador em relação às deformações axiais. Deve ser entendido que conservador neste caso é que para uma determinada pressão, o software COMPSHELL gera como saída um valor de deformação numérica que não deve ser maior que a deformação experimental, sendo a deformação a ser adotada em projetos deve ser inferior ao resultado numérico.

Após as análises nas deformações sofridas pelos tubos bobinados a $\pm 55^\circ$, serão analisadas as resultantes de tensão e resultante de momentos, por meio das figuras 4.26 e 4.27.

Resultante de Tensão - Tubos Bobinados a $\pm 55^\circ$

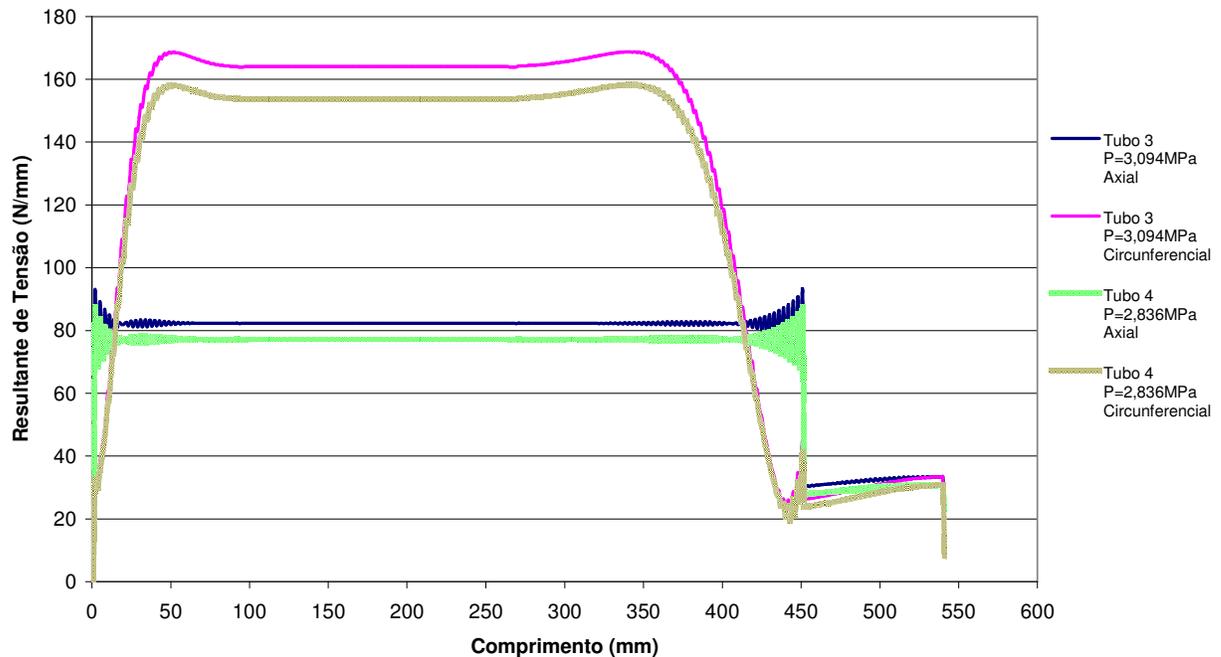


Figura 4.26 – Resultante de Tensão dos Tubos 3 e 4 ($\pm 55^\circ$).

A resultante de tensões axiais (N_x) é constante praticamente toda a extensão do tubo, sendo maior na região de interface entre a tampa e o tubo, pois nesta região ha uma sobreposição das resultantes de tensão de membrana com a variação de tensão devido à diferença entre os módulos de elasticidade (entre tubo e tampa). A resultante de tensão axial é superior no tubo 3 devido sua maior pressão de ruptura.

As resultantes de tensões circunferenciais (N_y) são maiores no centro e diminuem nas extremidades dos tubos. Sendo que o tubo 3 apresenta maior resultante de tensão circunferencial, devido à maior pressão suportada por este. Novamente, como já observado nos tubos 1 e 2, a resultante de tensões circunferenciais é proxima ao valor $p.R$, na região central dos tubos 3 e 4, confirmando a precisão do COMPHELL. Já, no que concerne aos momentos fletores, observa-se pela figura 4.27 que as resultantes de momentos são maiores nas extremidades tampadas do tubo.

Resultante de Momento - Tubos Bobinados a $\pm 55^\circ$

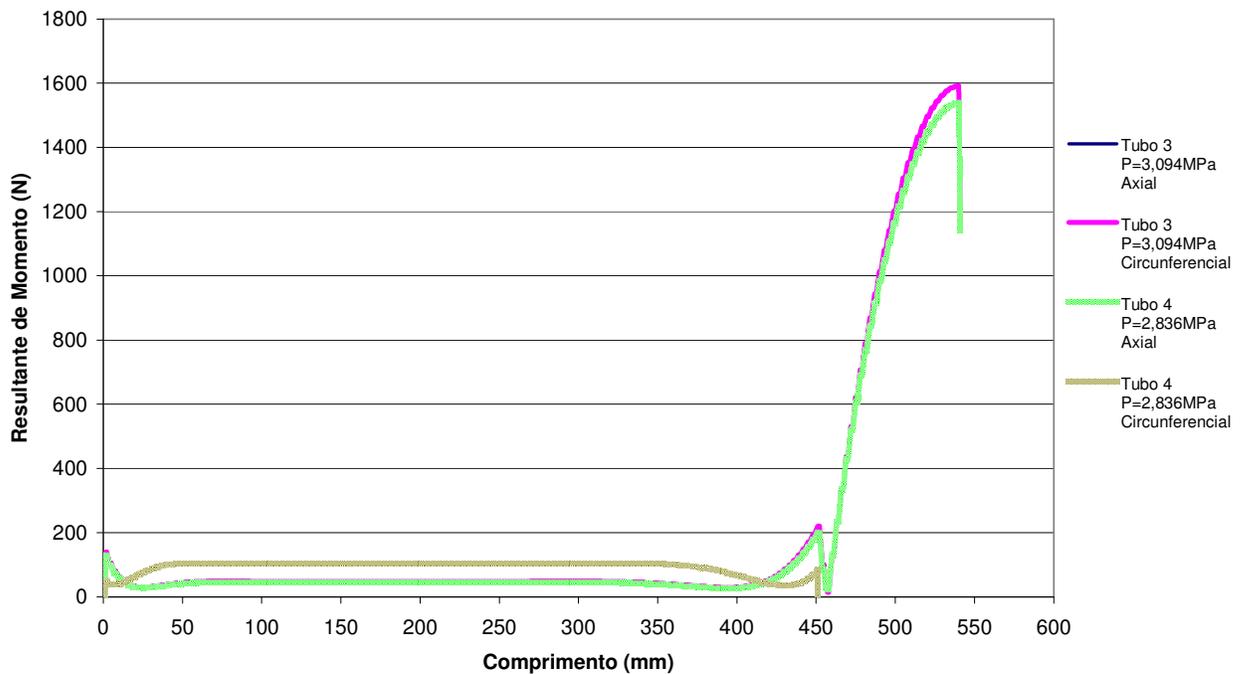


Figura 4.27 – Resultante de Momento Fletores dos Tubos 3 e 4 ($\pm 55^\circ$).

No programa COMPSHELL, à guisa de esclarecimento, a resultante de momentos é considerada segundo a regra da mão direita, e uma resultante de momento fletor axial ou meridional positiva ocorre conforme mostrado na figura 4.28.

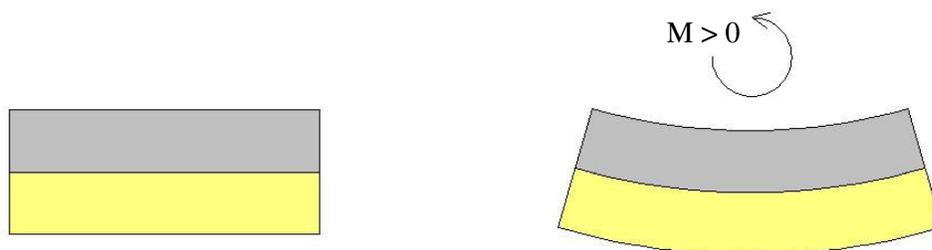


Figura 4.28 – Direção da resultante de momento fletor meridional .

O comportamento observado nas figuras 4.18 e 4.27 não ocorre em tubulações de PVC, sem reparo ou reforço compósito, como as estudadas por (Faluhelyi, 2006), nem em tubos de aço, nos quais as resultante de momentos fletores circunferenciais e axial, na região central da tubulação, são igual a zero. Tal comportamento é observado devido à falta de simetria entre as camadas que compõem o material da tubulação híbrida, em relação ao plano médio do

laminado. Observa-se que como o módulo de elasticidade do P.V.C., igual a 3.500MPa, é bem inferior ao módulo de elasticidade do material compósito de vidro/E, que é 40.070MPa na direção paralela às fibras (E1) e de 7.061MPa para a direção perpendicular às fibras (E2), que compõe a camada superior. Assim, O PVC tende a se deformar mais que o compósito quando submetido à mesma tensão, sendo que este comportamento se assemelha ao de uma lâmina bi-metálica, em que se utiliza um metal colado a outro, para que haja flexão quando este corpo for solicitado a tração ou devido à expansão térmica.

Para que não haja resultante de momentos na parede do tubo, em toda a sua extensão, uma vez que esta influência no estado de tensões do tubo, pode-se adicionar uma camada interna de material igual ao da camada superior, mas como tal procedimento gera um custo muito elevado, neste trabalho será utilizada uma análise que reduz o custo de tal procedimento, já que a pressão de ruptura da tubulação pode ser completamente alterada ao se variar o seu ângulo de bobinagem, e conforme determinado neste trabalho o ângulo que provê uma maior pressão de ruptura é aquela tubulação bobinada a $\pm 55^\circ$.

Conforme mencionado, ao tratar a resultante de momento fletores dos tubos bobinados a 90° (ver fig. 4.18), a posição de 450mm a 550mm representa a tampa do tubo, devendo ser considerado para a determinação da resultante de momentos somente a região entre 50mm e 400mm.

4.3.3 COMPARAÇÃO ENTRE TUBOS BOBINADOS A $\pm 55^\circ$ E 90°

Para que fossem comparadas as tubulações bobinadas a $\pm 55^\circ$ e 90° , foram utilizadas as médias de deformação circunferencial e axial, experimentais, dos tubos 1 e 2 e dos tubos 3 e 4 na posição 250mm. Os resultados da comparação entre estes dois tipos de bobinagem podem ser vistos na figura 4.29.

Deformação Circunferencial

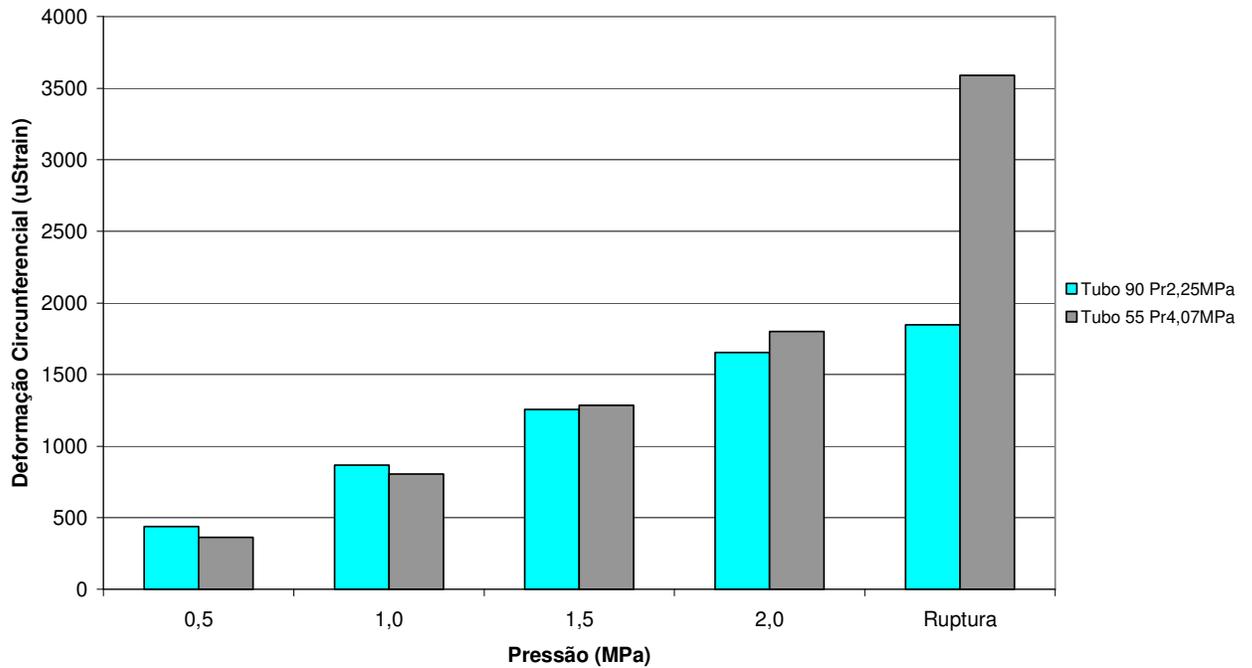


Figura 4.29 – Comparação entre as deformações circunferenciais experimentais dos tubos bobinados a $\pm 55^\circ$ e 90° .

Verifica-se por meio do gráfico da figura 4.29, que para pressões de trabalho inferiores a 1,5MPa, a deformação circunferencial experimental é maior nos tubos bobinados a 90° , acima desta pressão os tubos bobinados a $\pm 55^\circ$ apresentam maior deformação circunferencial. Tal fenômeno é explicado pois os tubos bobinados a 90° possuem uma rigidez circunferencial maior que no tubo bobinado a $\pm 55^\circ$ e com isso o efeito Poisson faz com que se tenha menor deformação circunferencial. Como pode ser visto na figura 4.30, a deformação axial dos tubos bobinados a 90° é sempre superior à deformação axial do tubo a $\pm 55^\circ$.

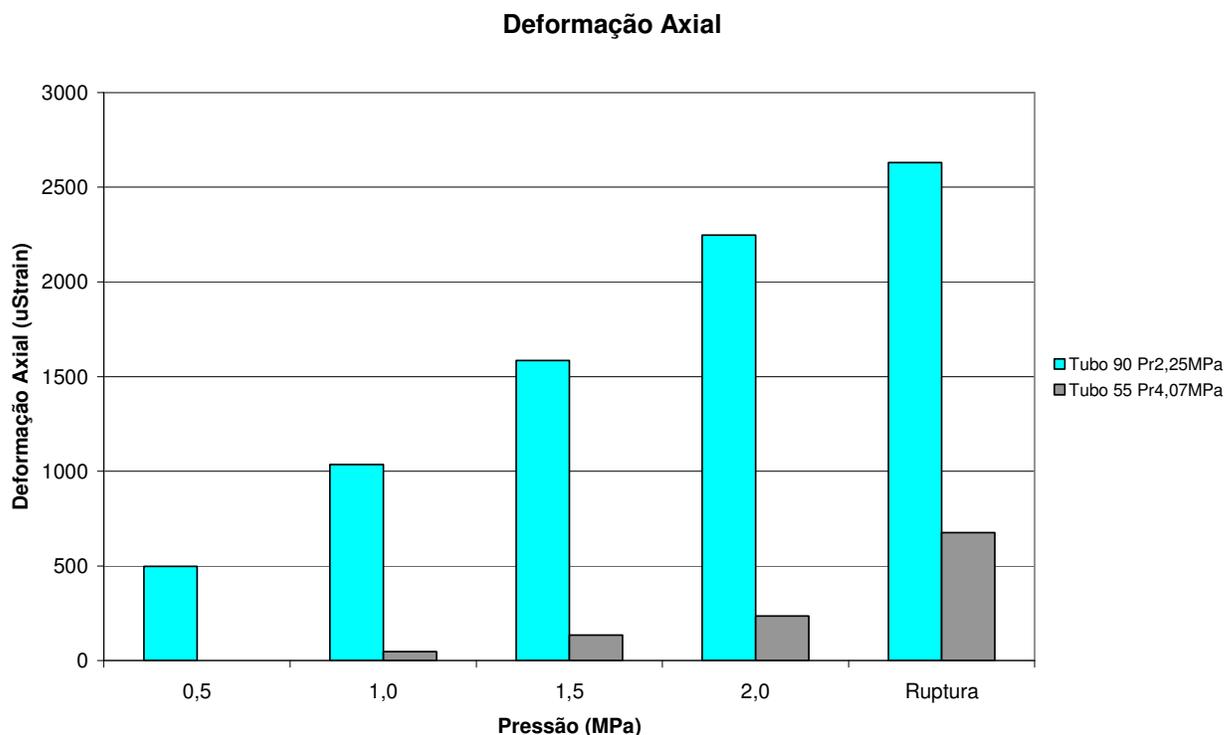


Figura 4.30 – Comparação entre as deformações axiais dos tubos bobinados a $\pm 55^\circ$ e 90° .

A figura 4.30 mostra o comportamento das deformações axial e circunferencial teórica para tubos bobinados a $\pm 55^\circ$.

Por meio dos diagramas mostrados nas figuras 4.27 a 4.30 a relação entre as tensões circunferenciais e axiais é em média igual a 4,08. De acordo com a teoria simplificada “netting analysis” (que não considera momentos fletores), a relação de tensões, circunferenciais e axiais, é de 2 para 1, quando se analisa tubos com camadas semelhantes (mesmo material e espessura). Esta relação também vale para as deformações. Porém, neste estudo, as camadas bobinadas com vidro/epóxi tem módulos elásticos diferentes do PVC, que é o selante interno. Assim, esta diferença entre esta relação foi uma constatação experimental. Adicionalmente, nos tubos híbridos há momentos fletores induzidos pela matriz [B], em toda a extensão dos mesmos. Utilizando esta relação para a determinação do ângulo ideal de bobinagem:

$$\arctan(x) = \sqrt{4,08}$$

$$x = 63,5^\circ$$

Assim os resultados experimentais mostram que o ângulo ideal de bobinagem para tubuações compósitas híbridas de PVC com fibra de vidro deveria ser igual a $63,5^\circ$ e não $\pm 55^\circ$ como a literatura menciona para tubos de fibra, sem selante (liner) interno.

Teoricamente, para os tubos bobinados a $\pm 55^\circ$, a relação entre a deformação circunferencial e axial é em média igual a 2,38 como pode ser visto na figura 4.31.

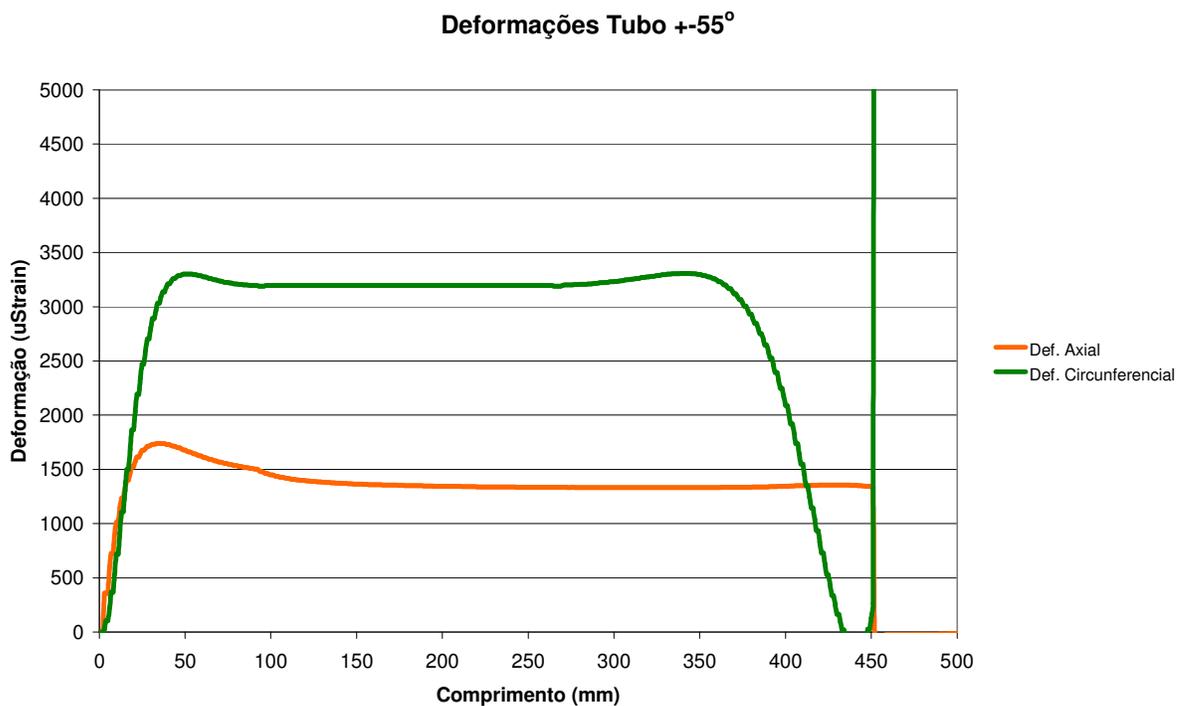


Figura 4.31 – Deformações Axial e Circunferencial.

Verifica-se pela figura 4.31 que as deformações compreendidas no intervalo de 50mm até 450mm da coordenada do tubo possuem valores praticamente constantes, sendo que a deformação circunferencial é em média 2,38 vezes maior que a deformação na direção axial,

gerando um resultado experimental aparentemente divergente daquele utilizado no capítulo 3, onde foi considerado que tal relação deveria ser igual a 2.

5 CONCLUSÕES

São mostradas aplicações para os tubos híbridos de PVC e vidro/epóxi e as propostas para trabalhos futuros.

5.1 CONCLUSÕES

Neste capítulo final, serão apresentadas as conclusões relevantes para o trabalho e se os tubos híbridos analisados neste trabalho podem ser aplicados em finalidades para as quais é especulada a sua utilização. Principalmente para a utilização no transporte de água (fluido secundário) em sistemas de refrigeração de ambientes, em centrais de água gelada. Por isso é relevante a análise de tubos bi-engastados, mas com liberdade na direção meridional ou axial (x). Ou seja, com uma tampa fixa ($x=0$) e a outra móvel ($x=500\text{mm}$).

Dentre as principais conclusões, pode-se destacar:

1 – Os tubos 3 e 4, com reforço bobinado a $\pm 55^\circ$, sempre apresentaram pressões de falha, experimentais e numéricas (com os critérios de falha de Tsai Hill e Hoffman), sempre superiores às dos tubos com reforço a 90° ;

2 – Os critérios de falha de Tsai Hill e Hoffman apresentaram pressões de falha muito próximas, praticamente coincidentes, para ângulos de bobinagem inferiores a 40° , sendo o critério de Hoffman ligeiramente mais conservativo, para ângulos maiores que 40° ;

3 - De acordo com a teoria simplificada “netting analysis”, o ângulo ideal de bobinagem para tubos compósitos, sem selante interno (com camadas de mesmo módulo de elasticidade), fechados nas extremidades e com pressão interna, é 55° , e nestes a relação de tensões e deformações, circunferenciais e axiais, é de 2 para 1. Neste trabalho, de acordo com as simulações numéricas, o ângulo ideal, em tubos híbridos, com selante de PVC e bobinados externamente com vidro/epóxi é de $63,5^\circ$. Entretanto, conforme mostra-se na figura 2.15, a diferença entre as máximas pressões, para fibras a $\pm 55^\circ$ e $\pm 63,5^\circ$, é desprezível, ou seja, inferior a 1%; e

4 – Nos 4 tubos investigados, de acordo com os resultados numéricos apresentados nas figuras 4.18 e 4.27, há momentos fletores meridionais e circunferenciais ao longo de toda a

extensão dos tubos. Nestes tubos, a presença do selante interno de PVC faz com que a parede laminada fique não simétrica, e passe a acoplar extensão com flexão (Levy e Pardini, 2006). Tal fato não ocorre em tubos de material isotrópico, ou laminado simétrico em relação ao plano médio, nos quais os momentos só existem nas proximidades das tampas, nas extremidades (Mistry et al. 1992).

Ao se utilizar o tubo de modo que este não possua restrições na direção axial, a escolha do ângulo de bobinagem igual a $\pm 55^\circ$ é o que fornece uma maior pressão de ruptura máxima obtida experimentalmente que é de 4,07MPa contra 2,21MPa para o tubo bobinado a 90° . Esta mesma tendência foi confirmada nas análises numéricas. Desta forma houve um ganho de pressão em relação à pressão de ruptura do P.V.C., que é igual a 1,4MPa aproximadamente, de 365% na pressão de ruptura para o caso de tubos bobinados a $\pm 55^\circ$ e um ganho de 72,64% na pressão de ruptura para tubos bobinados a 90° , sendo estes ganhos expressivos.

A utilização de reparos extensivos de vidro/epóxi em tubos de P.V.C., tal qual se investigou neste trabalho, em um segmento cilíndrico de 500 mm, se mostrou uma maneira viável de recompor a integridade do tubo, e ainda prover um incremento significativo na pressão de ruptura desta tubulação, caso ocorra redução de sua espessura.

De acordo com as pressões experimentais obtidas (todas acima de 21 bar, cerca de 2,1 MPa), as tubulações híbridas podem ser utilizadas como dutos do sistema secundário de centrais de água gelada, que devem ser pressurizadas de forma a manter o fluido circulando em edifícios que normalmente possuem menos de 100m de altura. Com esta dimensão, a pressão devido à coluna de água no interior destes tubos é de 1MPa. O fato de o vidro e a resina epóxi serem bons isolantes térmicos, e o fluido secundário ter uma temperatura de aproximadamente 6°C , e a característica de tubos de P.V.C. não sofrerem corrosão com a água, são dados que indicam a utilização de tais tubos na prática. O revestimento de material compósito é capaz de suportar impactos causados por queda de ferramentas e também suportam cargas externas, como o pisar sobre estas tubulações. A restrição à utilização dos tubos híbridos nas obras é a falta de uma legislação nacional que reje o emprego de materiais compósitos em tubulações.

A utilização de tubos híbridos de PVC revestidos com vidro/epóxi, para as dimensões analisadas neste trabalho, não é possível para a utilização como cilindro de gás natural veicular devido à pressão de transporte. O kit e cilindros são dimensionados para 22MPa de pressão máxima. Sendo que pressões acima desse limite podem causar vazamentos no sistema, diminuindo a vida útil do equipamento e correndo o risco de provocar acidentes

(<http://www.br.com.br/portalbr>). Como a pressão de ruptura máxima obtida para os tubos híbridos de P.V.C. revestido por vidro/epóxi a $\pm 55^\circ$, foi igual a 5,111MPa, sua utilização para tal finalidade fica prejudicada.

Não foi observado o comportamento viscoelástico, a exemplo dos resultados obtidos por Faluhelyi (2006) para tubos de PVC sem reforço compósito. Ou seja, o comportamento dos tubos híbridos aproximaram-se significativamente do linear elástico. Entedeu-se que a presença das fibras de vidro, efetivamente, inibiu os efeitos viscoelásticos.

5.2 PROPOSTA PARA TRABALHOS FUTUROS

Em um contexto tecnológico, devido à pressão suportada pelos tubos híbridos nos testes (superior a 21 bar, para os bobinados a 90° , e a 30 bar para os bobinados a 55°), estes podem ser utilizados em várias aplicações. Sendo que nestas estes tubos podem tanto ser totalmente fixos e bi-engastados, bem como livres na direção axial, de acordo com sua aplicação. Para o caso em que estes estejam bi-engastados, a bobinagem pode ser realizada com 90° de bobinagem uma vez que a deformação axial já está restringida. Ao utilizar a bobinagem a 90° , com restrição de deslocamento axial, a pressão de ruptura, estimada numericamente, é igual a 2,980MPa para o tubo 1 enquanto para o tubo 3 $\pm 55^\circ$ a pressão de ruptura é de 2,579MPa.

A utilização das tubulações híbridas de P.V.C. revestida com vidro/epóxi se encaixa muito bem no ramo de sistemas de ar condicionado central, para o transporte de fluido secundário (água gelada). Como proposta de trabalho futuro, devem ser exploradas as propriedades de transferência de calor ao longo da linha de transporte de água gelada, e determinar a espessura de isolamento térmico necessário para um prédio típico.

Devem ser explorados em vasos de pressão cilíndricos híbridos, outros tipos de tubulações híbridas para a utilização em sistemas de gás natural veicular, visando a redução e massa nestes sistemas e incrementando assim a autonomia destes veículos. Para tal devem ser explorados cilindros de alumínio revestidos com fibras de vidro e/ou carbono, ou até mesmo cilindros de aço com reforço de vidro, carbono ou kevlar.

Para a forma de reparo extensivo, com a finalidade de diminuir o custo da matéria prima, uma proposta é o estudo da utilização de fibras picadas e também a utilização de fibras naturais tais como a fibra de sisal, já que o módulo de elasticidade dos tubos de P.V.C. em geral são inferiores aos de materiais compósitos. Para retomar a integridade da tubulação tal

procedimento seria viável economicamente, bastando ser verificado se a integridade do tubo seria recomposta.

A utilização de camadas de diferentes compósitos sobre o tubo de P.V.C. é uma medida interessante quando se necessita de pressões elevadas, pois assim pode ser reduzida a espesura de reparo, sem aumentar significativamente o peso estrutural.

Neste, trabalho, os corpos de prova foram analisados com um grau de liberdade na direção axial. Outra análise que pode contribuir para o avanço em reparos compósitos é o estudo experimental de tubos bi-engastados, para a verificação de sua pressão de ruptura quando este é submetido à este tipo de carregamento.

Devem ser desenvolvidos trabalhos futuros a fim de se determinar, experimentalmente, qual o ângulo de bobinagem ideal para tubos de materiais compósitos, com selante interno. Diferentemente da literatura, a relação entre deformação circunferencial e axial não é igual a 2, como citado para tubos de compósito, sem selante interno, e sim 4,08, alterando assim o ângulo de bobinagem ideal. Que, desta forma é de $63,5^\circ$, aproximando-se dos resultados numéricos obtidos neste trabalho ao se comparar com tubo com selante de PVC, usando-se os critérios de falha de Tsai-Hill e Hoffman.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALVES FILHO, AVELINO, **Elementos Finitos: A Base da Tecnologia CAE**, São Paulo: Ética, 2000, 1957.

AMIJUMA, S. E ADACHI, T. (1979), **Non-linear stress-strain response os laminated composites**. J. Comp. Mater. 13. 206-18

BRATUKHIN, A.G. E BOGOLYUBOV, **Composite Manufacturing Technology**. Published by Chapman & Hall, 2-6 Boundary Row, London SE1 8HN, UK, 1995.

CORRÊA, RALPH; Tubos Estruturais em Material Composto para Motores de Foguetes: Estudos em Dimensionamento e Tecnologia de Fabricação. Tese de Mestrado Instituto Tecnológico de Aeronáutica. 1979.

Tabela periódica online. Disponível em

www.chemnetbase.com/periodic_table/elements/aluminum.htm. Acessado em 17/05/2006.

DIAS, FRANCISCO M. C. (fdias@cenic.biz). **Dados do fabricante dos tubos bobinados**. 12 mai.

D.V. ROSATO AND C.S. GROVE, JR., 1964, **Filament Winding**, intercience publishers uma divisão de John Wiley & Sans, Inc.

FALUHELYI,P., Análise de tensões em tubulações com e sem reparo compósito, submetidas a pressões hidrostáticas internas. Dissertação de mestrado Universidade de Brasília, 2006.

<http://www.ccs.ufsc.br/farmacia/osteoporose/composicao.html> (composicao dos ossos) em 26 abr 2006.

<http://www.br.com.br/portalbr> em 21 de novembro de 2006.

HERTEZI, Utilização de Extensômetros, Brasília, Excel, fevereiro 2005, curso de extensometria.

HULL, DEREK, **An Introduction to Composite Materials**, Cambridge University Press, 1981.

LEVY, FLAMÍNIO NETO, **Estudo da falha ao impacto de uma estrututra de material conjugado usada em aeronaves**. Dissertação de Mestrado Instituto Tecnológico de Aeronáutica, 1983.

Revista **The American Steel Industry Current Trade Issues 2003**. Disponível em hypertextbook.com/facts/2005/AlexGizersky.shtml em 16 mai 2006.

SILVA, R.F.; ALENCAR, F.S. E LEVY, F. NETO, **Bending Moments Distribution os Internally Pressurized Repaired Pipes**, In: COBEM 2005, Ouro Preto – MG, 2005.

TSAI, S.W., **Composites Design**, Universidade de Washington, St.Louis, Missouri.

WILDE, W.P; BLAIN, W.R., **Composite Materials Design and Analysis**, Universidade de Bruxelas, Instituto de Tecnologia Wessex, 1990.

WILLIAM D. CALLISTER, JR., **Ciência e Engenharia de Materiais (Uma Introdução)**, Departamento de Engenharia Metalúrgica, Universidade de Utah (2002).

DANIEL, I. M.; ISHAI, O., **Engineering Mechanics of Composite Materials**. 2nd. ed. New York: Oxford University Press.

TENEK, L.T. AND ARGYRIS, J., **Finite Element Aanalysis for Composite Structure**. Kluver Academic Publishers, London, 1998.

HIBBELER, R C. **Resistência dos Materiais**. 3. ed. Rio de janeiro: LTC, 2000. p. 336-338, ISBN 85-216-1228-1

MENDONÇA, P. T. R. **Materiais Compostos e Estruturas-Sanduíche, Projeto e Análise**. Editora Manole, 1ª. ed., 2005

LEVY, F NETO; PARDINI, L. C., **Compósitos Estruturais – Ciência e Tecnologia**, Editora Edgard Blücher, São Paulo, 2006.

FRASCINO DE ALMEIDA, S.M., **Análise e Desenvolvimento da Empena de Foguete Utilizando Material Conjugado**, Dissertação de Mestrado, ITA, 1982].

MESQUITA, FAUSTO NOGUEIRA DE ALMEIDA, **Simulação do Comportamento Mecânico de Tubos em PRFV Submetidos à Pressão Hidrostática**, Dissertação de Mestrado, Distrito Federal, 2008.

APÊNDICES

Apêndice		Pág.
I	Calibração do sistema de aquisição de dados	99
II	Normas para tubos em PRFV	

A.1 CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE AQUISIÇÃO DE DADOS

Para que se dê início ao experimento, o cabo “crossover” (cruzado e de cor vermelha) deve ser conectado ao sistema de aquisição de dados e ao computador que está conectado ao sistema de aquisição de dados ADS-2000 e ao computador, deve-se então colocar o endereço de IP 192.168.1.2 para que haja comunicação entre o sistema de aquisição de dados e o computador que estará coletando os dados. A configuração do endereço de IP é feita clicando no menu iniciar do windows e então no ícone “Meus locais de rede”, clicar no menu “Exibir conexões de rede”, ao clicar com o botão direito no ícone “Conexão Local”, aparecerá uma lista com o menu “Propriedades” após este procedimento deve-se clicar no protocolo TCI/IP e adicionar o endereço mencionado no campo IP.

A fonte responsável pela excitação do transdutor de pressão deve ser ligada com uma tensão entre 10V e 30V, para os experimentos realizados foi utilizada uma tensão de 24V, deve ser verificado se há conexão do sistema de aquisição de dados com o computador que obterá os dados, por meio do ícone AqDados situado no Desktop.

Caso apareça nesta tela a mensagem “O ADS- 2000 respondeu” o experimento poderá ter início. O próximo passo então é a utilização do menu “Entradas Analógicas”, mostrado na figura A.1, para que os canais a serem utilizados possam ser habilitados.

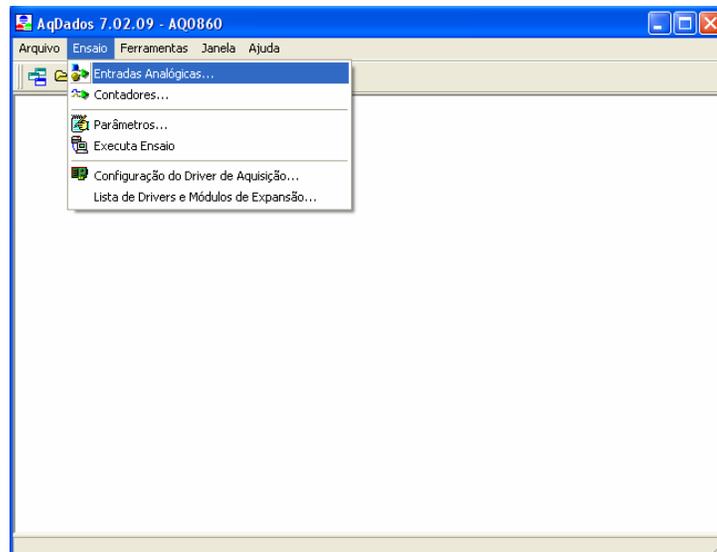


Figura A.1 – Menu Entradas Analógicas.

Após a habilitação dos canais por meio de um clique simples no campo “canais”, mostrado na figura A.1, os sensores conectados no sistema de aquisição de dados devem ser calibrados por meio do ícone “ax+b” localizado no canto superior direito da tela mostrada na figura A.2.

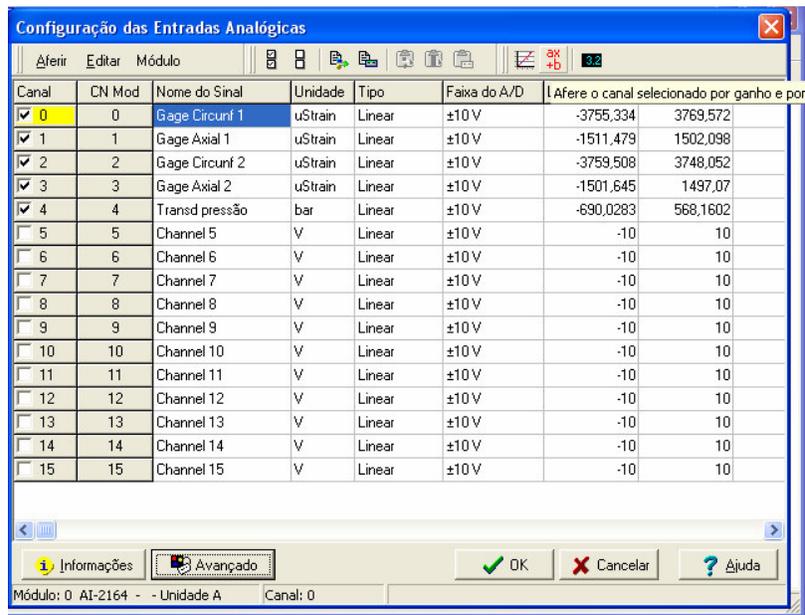


Figura A.2– Tela para habilitação dos canais e calibração dos sensores habilitados.

No menu “ax+b”, será encontrada uma tela conforme a mostrada na figura A.3, deve-se então realizar a aferição por ganho e referência por meio do ícone “Ler A/D” de cada canal habilitado, tanto para sensores de deformação quanto para o transdutor de pressão.

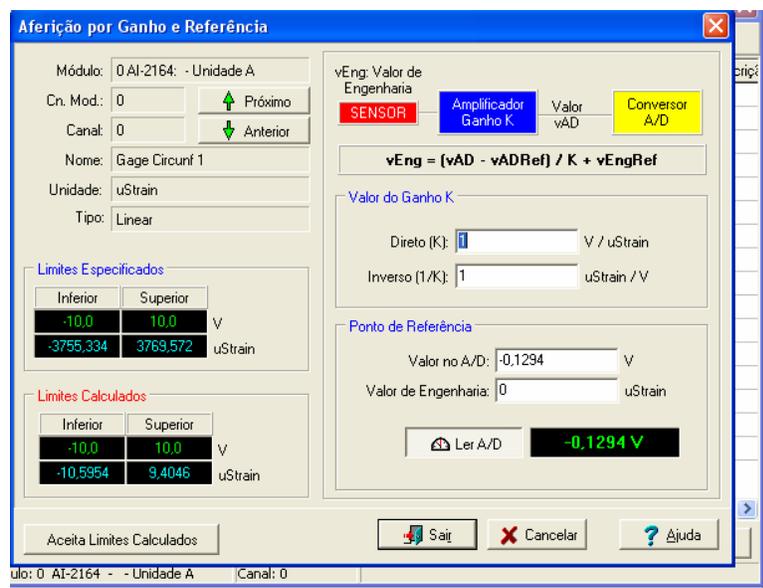


Figura A.3 – Calibração dos canais por ganho e referência.

Para o caso do transdutor de pressão deve ser observada uma carta de calibração fornecida pelo Laboratório de Metrologia Dinâmica – UnB, que faz a relação entre valores em miliampères e valores de pressão. Como o sistema de aquisição de dados utilizado lê apenas valores de tensão, os valores de corrente devem ser transformados em valores de tensão por meio do Shunt Cal (resistência de calibração) que é de 290Ω , e utilizando a lei de Ohm que possui a seguinte equação $U=R.I$, se obtém o valor de corrente em tensão conforme mostrado na tabela A.1.

Tabela A.1 – Obtenção dos dados pressão pela tensão.

Dados do Transdutor de 250bar			
R (ohm) (Shunt Cal)	I (A)	V (V)	P (bar)
249	0,00391	0,97359	0
	0,00555	1,38195	26
	0,0071	1,7679	50
	0,00876	2,18124	76
	0,01027	2,55723	100
	0,01196	2,97804	126
	0,01348	3,35652	150
	0,01515	3,77235	176
	0,01664	4,14336	200
	0,01833	4,56417	226
	0,01962	4,88538	246

Esta tabela deve ser implementada no ícone calibração por regressão linear apresentado como uma reta ao lado do ícone $ax+b$.

Após a realização deste procedimento para todos os canais habilitados, clique em “Avançado” localizado no canto inferior esquerdo, para que a calibração por Shunt Cal possa ser inicializada, mostrado na figura A.4.

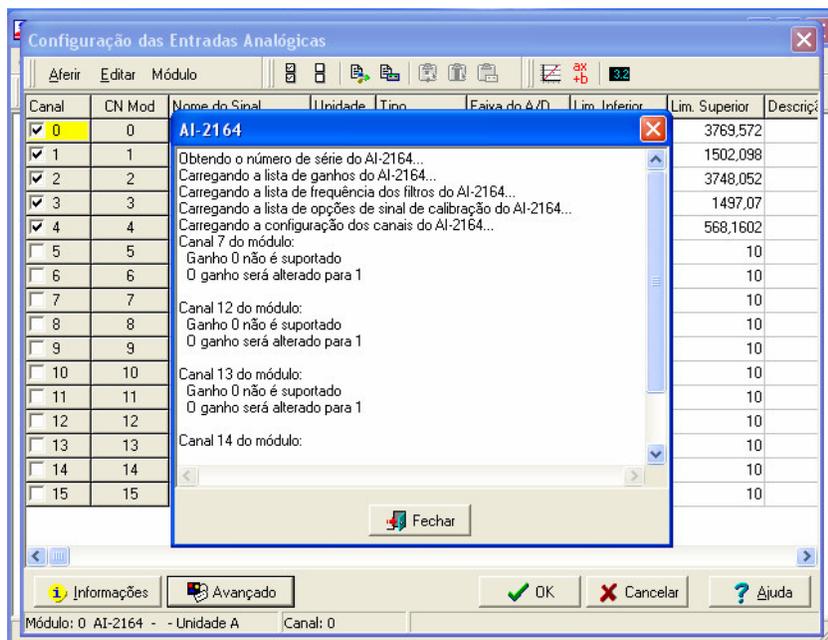


Figura A.4 – Tela gerada ao clicar no ícone “Avançado”.

Nesta nova tela, clique em “Display” e após este passo clique em “Executar calibração por Shunt Cal”, ícones mostrados na figura A.5 e A.6 respectivamente, e o sistema escolherá automaticamente a melhor resistência de calibração para os limites de trabalho, que são obtidos ao se calibrar o ganho de cada sensor conectado ao sistema de aquisição de dados.

Canal	CN Mod	Nome do Sinal	Unidade	Faixa do A/D	Tipo de Entrada	Ganho	Filtro Passa Baixas	Valor no A/D	Valor Eng.	Unidade
>> 0	<input checked="" type="checkbox"/>	Gage Circunf 1	uStrain	±10 V	1/4 ponte 120	x 2000	3 Hz	-0,1291 V	0	uStrain
1	<input checked="" type="checkbox"/>	Gage Axial 1	uStrain	±10 V	1/4 ponte 120	x 5000	3 Hz	-0,7825 V	1	uStrain
2	<input checked="" type="checkbox"/>	Gage Circunf 2	uStrain	±10 V	1/4 ponte 120	x 2000	3 Hz	-0,1767 V	2	uStrain
3	<input checked="" type="checkbox"/>	Gage Axial 2	uStrain	±10 V	1/4 ponte 120	x 5000	3 Hz	-0,0009 V	-1	uStrain
4	<input checked="" type="checkbox"/>	Transd pressão	bar	±10 V	Corrente	x 1	3 Hz	0,9604 V	-1	bar
5	<input type="checkbox"/>	Channel 5	V	±10 V	1/4 ponte 120	x 1000	3 Hz	-10,0000 V	-10	V
6	<input type="checkbox"/>	Channel 6	V	±10 V	1/4 ponte 120	x 5000	3 Hz	-10,0000 V	-10	V
7	<input type="checkbox"/>	Channel 7	V	±10 V	Corrente	USER	3000 Hz	-0,0122 V	0	V
8	<input type="checkbox"/>	Channel 8	V	±10 V	1/4 ponte 120	x 5000	3 Hz	-10,0000 V	-10	V
9	<input type="checkbox"/>	Channel 9	V	±10 V	Tensão	x 2	3000 Hz	-0,0143 V	0	V
10	<input type="checkbox"/>	Channel 10	V	±10 V	Tensão	x 2	3000 Hz	-0,0104 V	0	V
11	<input type="checkbox"/>	Channel 11	V	±10 V	1/4 ponte 120	x 5000	3 Hz	-10,0000 V	-10	V
12	<input type="checkbox"/>	Channel 12	V	±10 V	Tensão	USER	3000 Hz	-0,0162 V	0	V
13	<input type="checkbox"/>	Channel 13	V	±10 V	Tensão	USER	3000 Hz	-0,0107 V	0	V
14	<input type="checkbox"/>	Channel 14	V	±10 V	Tensão	USER	3000 Hz	-0,0107 V	0	V
15	<input type="checkbox"/>	Channel 15	V	±10 V	Tensão	x 1	30 Hz	-0,0134 V	0	V

Figura A.5 – Ícone “display”.

Canal	CN Mod	Nome do Sinal	Unidade	Faixa do A/D	Tipo de Entrada	Ganho	Filtro Passa Baixas	Valor no A/D	Valor Eng.	Unidade
>> 0	<input checked="" type="checkbox"/>	Gage Circunf 1	uStrain	±10 V	1/4 ponte 120	x 2000	3 Hz	-0.1353 V	0	uStrain
1	<input checked="" type="checkbox"/>	Gage Axial 1	uStrain	±10 V	1/4 ponte 120	x 5000	3 Hz	-0.7809 V	1	uStrain
2	<input checked="" type="checkbox"/>	Gage Circunf 2	uStrain	±10 V	1/4 ponte 120	x 2000	3 Hz	-0.1761 V	2	uStrain
3	<input checked="" type="checkbox"/>	Gage Axial 2	uStrain	±10 V	1/4 ponte 120	x 5000	3 Hz	-0.0058 V	-1	uStrain
4	<input checked="" type="checkbox"/>	Transd pressão	bar	±10 V	Corrente	x 1	3 Hz	0.9610 V	0	bar
5	<input type="checkbox"/>	Channel 5	V	±10 V	1/4 ponte 120	x 1000	3 Hz	-10.0000 V	-10	V
6	<input type="checkbox"/>	Channel 6	V	±10 V	1/4 ponte 120	x 5000	3 Hz	-10.0000 V	-10	V
7	<input type="checkbox"/>	Channel 7	V	±10 V	Corrente	USER	3000 Hz	-0.0122 V	0	V
8	<input type="checkbox"/>	Channel 8	V	±10 V	1/4 ponte 120	x 5000	3 Hz	-10.0000 V	-10	V
9	<input type="checkbox"/>	Channel 9	V	±10 V	Tensão	x 2	3000 Hz	-0.0146 V	0	V
10	<input type="checkbox"/>	Channel 10	V	±10 V	Tensão	x 2	3000 Hz	-0.0098 V	0	V
11	<input type="checkbox"/>	Channel 11	V	±10 V	1/4 ponte 120	x 5000	3 Hz	-10.0000 V	-10	V
12	<input type="checkbox"/>	Channel 12	V	±10 V	Tensão	USER	3000 Hz	-0.0159 V	0	V
13	<input type="checkbox"/>	Channel 13	V	±10 V	Tensão	USER	3000 Hz	-0.0110 V	0	V
14	<input type="checkbox"/>	Channel 14	V	±10 V	Tensão	USER	3000 Hz	-0.0104 V	0	V
15	<input type="checkbox"/>	Channel 15	V	±10 V	Tensão	x 1	30 Hz	-0.0131 V	0	V

Figura A.6 – Ícone “Executa calibração por shunt cal”.

Após a calibração do sistema, o software AqDados fornecerá uma tela do tipo “pop-up” com os limites de cada sensor habilitado, caso este intervalo seja maior que a leitura dos dados que se deseja obter clique em OK, caso contrário o ganho deverá ser ajustado para valores inferiores aos quais se pretende obter pelo sistema de aquisição de dados.

Clique em OK e então em “Parâmetros” e aparecerá uma tela conforme a mostrada na figura A.7 para a alteração do nome do arquivo que será gerado após a execução do experimento.

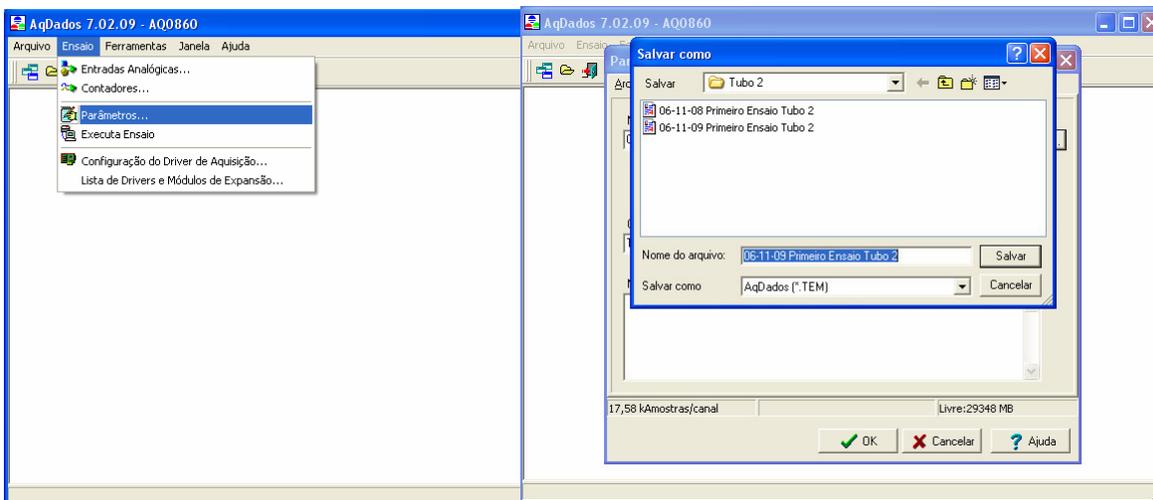


Figura A.7 – Telas apresentadas após selecionar o ícone “Parâmetros”.

Feitas as configurações dos parâmetros do ensaio, clique em “Executa Ensaio” mostrado na figura A.8, uma nova tela aparecerá com as informações dos canais habilitados.

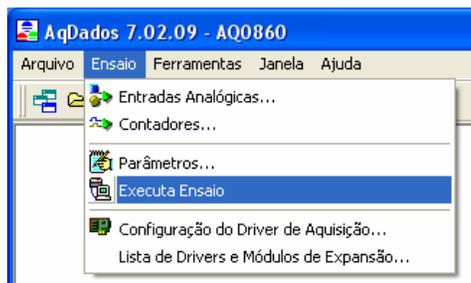


Figura A.8 – Ícone responsável pelo início do ensaio.

Ao clicar sobre o item “Executa Ensaio” como mostrado na figura A.8, abrirá uma nova janela como a mostrada na figura A.9, que é a interface entre o sistema de aquisição de dados e o usuário deste sistema.

Canal	Nome do Sinal	Valor do A/D	Valor de Eng.	Unidade	Descrição	Módulo	CN Mod
0	Gage Circunf 1	-0.1328 ✓	-1,4	uStrain		0: AI-2164 - Unidade A	0
1	Gage Axial 1	-0.7785 ✓	1,4	uStrain		0: AI-2164 - Unidade A	1
2	Gage Circunf 2	-0.1730 ✓	3,0	uStrain		0: AI-2164 - Unidade A	2
3	Gage Axial 2	-0.0320 ✓	-5,2	uStrain		0: AI-2164 - Unidade A	3
4	Transd pressão	0.9625 ✓	-0.38	bar		0: AI-2164 - Unidade A	4
192	Channel Ctr 0	0	0				CTR 0
193	Channel Ctr 1	0	0				CTR 1
194	Channel Ctr 2	0	0				CTR 2
195	Channel Ctr 3	0	0				CTR 3

Figura A.9 – Interface entre o sistema de aquisição de dados e o usuário.

Para que o sistema armazene os resultados, deve-se clicar no botão vermelho localizado no canto superior esquerdo da tela mostrada na figura A.9.

Com estes passos concluídos, deve-se ligar a bomba hidráulica que fornecerá pressão no interior da tubulação à tomada, tendo o cuidado de observar a tensão da rede uma vez que a bomba ENERPAC utiliza uma tensão de 110V. Deve-se então apertar o botão localizado no controle e verificar a variação dos dados mostrados na tela do computador conectado ao sistema de aquisição de dados, até que a ruptura do corpo de prova em análise seja alcançada.

- AqAnalysis

Após a obtenção dos dados por meio do software AqDados, ser faz necessária a utilização do programa AqAnalysis, que se encontra disponível na área de trabalho do computador utilizado para a realização dos experimentos.

Ao realizar um duplo clique neste ícone, aparecerá uma tela conforme a mostrada na figura A.10, onde poderão ser gerados os diagramas com os dados obtidos no experimento pelo sistema de aquisição de dados.

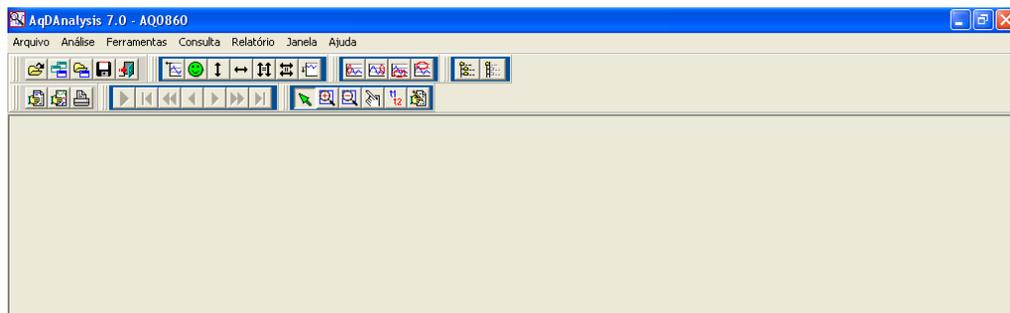


Figura A.10 – Tela inicial do AqAnalysis.

Para se inserir os dados obtidos pelo experimento realizado, o ícone “Abrir Arquivo de Dados” deve ser utilizado como mostra a figura A.11.



Figura A.11 – Ícone Abre Arquivo de Dados.

Uma janela para a inserção do arquivo aparecerá, conforme mostrado pela figura A.12, bastando ao usuário escolher o arquivo fornecido pelo AqDados que o gráfico será gerado.



Figura A.12 – Selecionando o arquivo para gerar o diagrama tempo X deformação.

Uma tela como a mostrada na figura A.13, será apresentada ao usuário com o diagrama Deformação X Tempo dos quatro primeiros canais habilitados, ou seja, dos canais 0, 1, 2 e 3. Ao clicar com o botão direito sobre o gráfico, a opção “Temporal Sobreposto” deve ser selecionada.

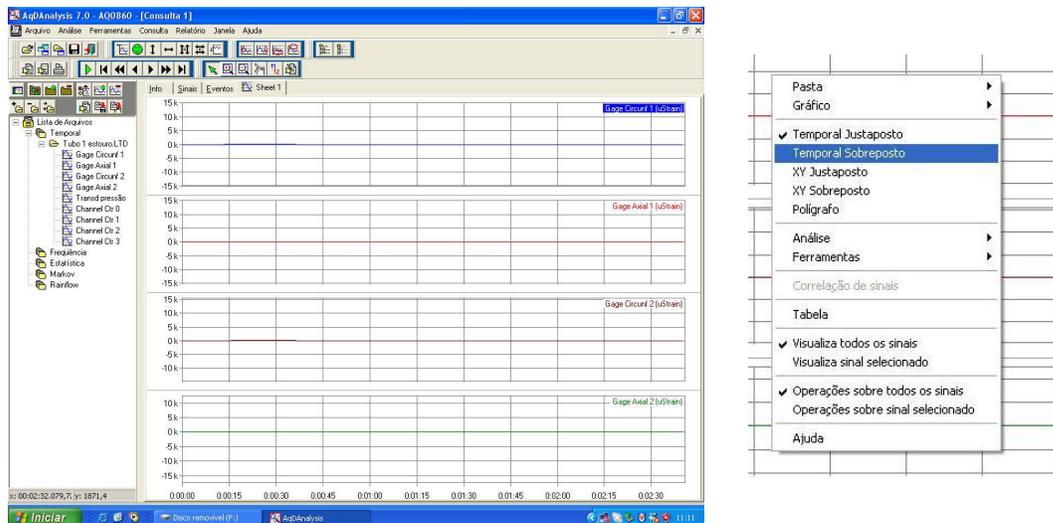


Figura A.13 – Diagrama deformação X tempo.

Como o programa AqAnalysis é protegido contra pirataria por meio de um cardkey, mostrado na A.14, sua utilização somente pode ser feita no computador com o sistema de aquisição de dados, então é interessante a conversação dos arquivos .LTD gerados pelo sistema de aquisição de dados para formatos mais usuais como .TXT (documento que pode ser aberto em Word ou Bloco de Notas) ou .XLS (arquivo Excel). Para isso deve-se clicar com o botão direito do mouse e colocar os gráficos obtidos, na forma “temporal sobreposto” conforme mostrado na figura A.15.



Figura A.14 – CardKey.

Após colocar o gráfico no modo sobreposto, deve-se clicar no ícone t1 t2, mostrado na figura A.15. Neste formato aparecerão duas barras sobre os gráficos às quais podem ser ajustadas para o início e fim dos dados que se deseja converter para texto, usualmente estas barras são colocadas nas duas extremidades dos gráficos.

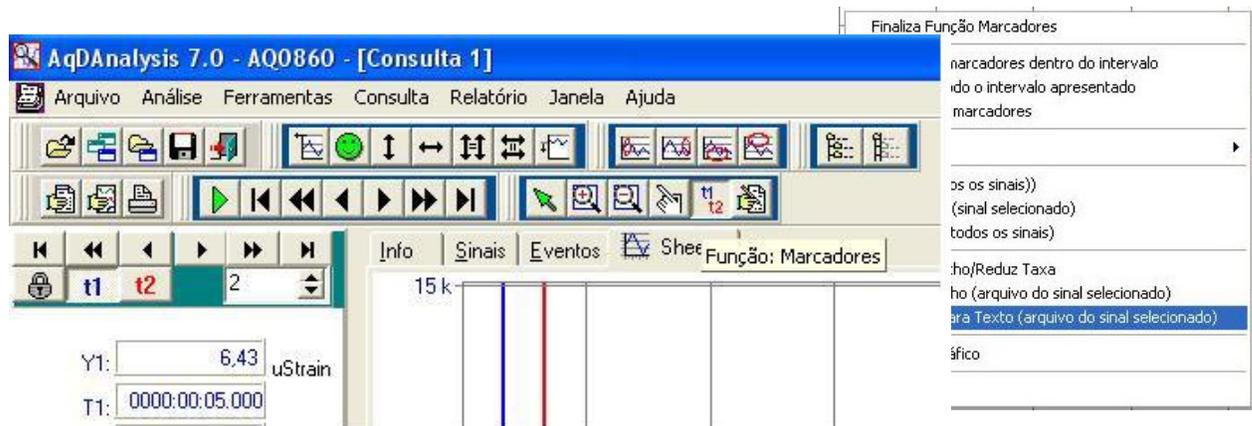


Figura A.15 – Função “Converte para texto”.

Após os ajustes das barras, se faz necessário um clique com o botão direito para que apareça a janela mostrada na figura A.15, e então deve ser selecionada a função “converte para texto”. Uma janela como a mostrada na figura A.16 será apresentada ao usuário.

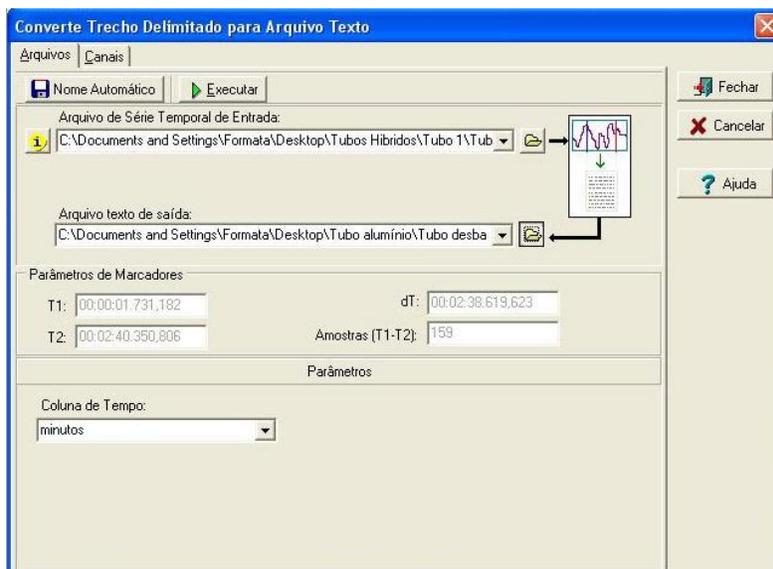


Figura A.16 – Convertendo o arquivo .LTD em .TXT.

Ao selecionar o ícone apresentado sob a forma de uma pasta em “arquivo texto de saída” se faz possível a alteração do nome e do local do arquivo de saída. Com este passo concluído deve-se clicar no ícone “executar” da mesma janela mostrada na figura A.16, para que o arquivo com a extensão .TXT seja gerado no local escolhido. Para a obtenção do arquivo em formato Excel, basta abrir o arquivo .txt no Excel por meio do ícone abrir.

A.2 NORMAS PARA TUBOS EM PRFV

Como visão básica das principais normas utilizadas no projeto e fabricação de tubos em PRFV, pode se citar [5, 35, 36, 37, 38, 39]:

AWWA C – 950: A principal e mais utilizada norma de especificação e uso para tubos com seu manual M45.

ASTM C581: Prática normalizada para determinação de resistência química de resinas termorrígidas usadas em PRFV.

ASTM D1599: Método de Ensaio Padrão de Resistência à Pressão Hidráulica de Curta Duração de Tubos, Tubulações e Conexões de Plástico.

ASTM D2105: Método de Ensaio Padrão de Propriedades de Tração Longitudinal de Tubos e Canos de PRFV.

ASTM D2290: Método de Ensaio Padrão de Resistência Aparente à Tração Tangencial de Tubos Plásticos ou de Plástico Reforçado pelo Método do Disco Bipartido.

ASTM D2412: Método de Ensaio Padrão para Determinação das Características de Carga Externa de Tubos Plásticos por Carga de Chapas Paralelas.

ASTM D2563: Prática normalizada para classificação de defeitos visuais em PRFV.

ASTM D2992: Prática Padrão para Fundamentação do Projeto Hidrostático, HDB, para Projeto de Tubos e Conexões de PRFV.

ASTM D2996: Especificações para tubos de resina poliéster reforçado com fibra de vidro.

ASTM D3262: Especificações para tubos de resina poliéster reforçado com fibra de vidro para esgoto.

ASTM D3517: Especificações Padrão de Tubos de Pressão de PRFV.

ASTM D3527: Monitoramento - especificação padrão para determinar as dimensões dos tubos de PRFV.

ASTM D3567: Prática Padrão para Determinação das Dimensões de Tubos e Conexões de PRFV.

ASTM D3681: Método de Ensaio Padrão da Resistência Química de Tubos de PRFV em Condição Fletida.

ASTM D3754: Especificações para tubos de resina poliéster reforçado com fibra de vidro para efluentes industriais.

ASTM D3839: Prática normalizada para detalhamento de instalação de tubos de PRFV.

ASTM D4161: Especificação Padrão de Juntas de Tubos de PRFV Utilizando Vedações Elastoméricas Flexíveis.

ASTM D5365: Método de Ensaio Padrão da Deformação sob Pressão Anular de Longa Duração de Tubos de PRFV.

ASTM D638: Método de Ensaio Padrão das Propriedades de Tração de Plásticos.

ASTM D695: Método de Ensaio Padrão das Propriedades de Resistência à Compressão de Plásticos Rígidos.

ASTM F477: Especificação Padrão de Vedações Elastoméricas (Gaxetas) para Junção de Tubos Plásticos.

ASTM C33: Especificação Padrão de Agregados de Concreto.

NBR 7671: Qualificação - Verificação do envelhecimento acelerado em estufa do anel de borracha.

NBR 7364: Monitoramento - Ensaio de estanqueidade à pressão interna.

NBR 7423: Qualificação - Determinação da dureza em anéis de borracha.

NBR 7425: Qualificação - Verificação do diâmetro externo e espessura do anel de borracha.

NBR 7972: Monitoramento - Dureza Barcol do PRFV.

ANEXOS

Anexo		Pág.
I	Código MatCom	96
II	Código gerado no COMPSHELL para análise do tubo 01 (90°)	100
III	Código gerado no COMPSHELL para análise do tubo 03 (55°)	104

ANEXO I: Código MatCom gerado no MatLab para a determinação das propriedades mecânicas dos compósitos:

```
%*****
% Universidade de Brasília
% Departamento de Engenharia Mecânica
% -----
%
%          Grupo de Pesquisa em Materiais Compositos
%          e Estruturas Adaptativas
%
%          Roberson Fernando Silva
%
%          Programa para o Calculo das
%          Propriedades Mecanicas de Materiais Compositos
%*****

% Propriedades Mecanicas dos Compositos

% Limpando a tela
clear all
clc

% Determinação do Volume de Fibra do Composito
Vf = 0.53;
Vm = 1-Vf;

% Propriedades das Matrizes

% Resina Epoxi
Em = 3500;
Gm = 1280;
nim = 0.35;
XTm = 35;
XCm = 100;
S12m = 50;
rom = 0.0013;

% Resina Poliester
%Em = 2000;
%Gm = 844;
%nim = 0.37;
%XTm = 40;
%XCm = 90;
%S12m = 45;
%rom = 0.0014;

% Propriedades das Fibras

% Fibra de Vidro
Ef = 72400;
Gf = 30000;
```

```
nif = 0.20;  
XTf = 3448;  
Xcomp = 965;  
S12f = 63;  
rof = 0.0026;
```

```
% Propriedades do Composito Vidro/Epoxi tecido Vf=0.5. (Folha)
```

```
%Vfc = 0.5;  
%Vmc = 0.5;  
%E1c = 25000;  
%E2c = 25000;  
%G12c = 4000;  
%ni12c = 0.20;  
%X1Tc = 440;  
%X1Cc = 425;  
%X2Tc = 440;  
%X2Cc = 425;  
%S12c = 40;
```

```
% Propriedades do Composito Vidro/Epoxi tecido Vf=0.5. (Folha)
```

```
%Vfc = 0.5;  
%Vmc = 0.5;  
%E1c = 38000;  
%E2c = 10000;  
%G12c = 4000;  
%ni12c = 0.20;  
%X1Tc = 750;  
%X1Cc = 22;  
%X2Tc = 750;  
%X2Cc = 22;  
%S12c = 40;
```

```
% Propriedades do Composito Vidro/Epoxi unidirecional Vf=0.6.
```

```
(Folha)
```

```
Vfc = 0.6;  
Vmc = 0.4;  
E1c = 53742;  
E2c = 17914;  
G12c = 8613;  
ni12c = 0.26;  
X1Tc = 1102;  
X1Cc = 599;  
X2Tc = 34;  
X2Cc = 138;  
S12c = 41;
```

```
% Fibra de Carbono
```

```
%Ef = 228000;  
%Gf = 95000;  
%nif = 0.2;  
%XTf = 3800;  
%Xcomp = 1308;  
%S12f = 90;  
%rof = 0.00181;
```

```
% Propriedades do Composito Carbono/Epoxi tecido Vf=0.5. (Folha)
```

```
%Vfc = 0.5;  
%Vmc = 0.5;  
%E1c = 70000;  
%E2c = 70000;
```

```

    %G12c = 5000;
    %ni12c = 0.10;
    %X1Tc = 600;
    %X1Cc = 570;
    %X2Tc = 600;
    %X2Cc = 570;
    %S12c = 90;

% Kevlar
%Ef = 112000;
%Gf = 41000;
%nif = 0.36;
%XTf = 3000;
%Xcomp = 248;
%S12f = 56;
%rof = 0.00144;

% Propriedades do Composito Kevlar/Epoxi Vf=0.5.
%Vfc = 0.5;
%Vmc = 0.5;
%E1c = 30000;
%E2c = 30000;
%G12c = 5000;
%ni12c = 0.20;
%X1Tc = 480;
%X1Cc = 190;
%X2Tc = 480;
%X2Cc = 190;
%S12c = 50;

% Determinação das Propriedades do Composito

Vfe=Vf/2;
R = (1+Vmc/Vfc)*Vf;
E11 = (Ef*Vf)+(Em*Vm);
E22 = 1/((Vf/Ef)+(Vm/Em));
ni12 = (1-R)*nim+R*ni12c;
Composito
G12 = Gm*G12c/((1-R)*G12c+R*Gm);
X1T = R*X1Tc+(1-R)*XTm;
Direção 1 (X1T=X2T)
X1C = R*X1Cc+(1-R)*XCm;
Compressão na Direção 1 (X2C=X2T)
X2T = XTm*X2Tc/((1-R)*X2Tc+R*XTm);
Direção 2
X2C = XCm*X2Cc/((1-R)*X2Cc+R*XCm);
Compressão na Direção 2
S12 = (S12f*S12m)/(Vm*S12f+Vf*S12m);
Cisalhamento
ro = rom*Vm+rof*Vf;
t1 = 200000/E11;
de aço
t2 = 70308/E11;
de aluminio
t3 = 3000/E11;
de PVC

% Fração de Volume Efetiva
% Constante Para Calculo
% Modulo Paralelo a Fibra
% Modulo Transversal a Fibra
% Coeficiente de Poisson do
% Modulo de Cisalhamento
% Tensao de Ruptura a Tração na
% Tensao de Ruptura a
% Tensao de Ruptura a Tração na
% Tensao de Ruptura a
% Tensao de Ruptura ao
% Desidade do Composito
% Espessura do Reparo para tubo
% Espessura do Reparo para tubo
% Espessura do Reparo para tubo

% Apresentação dos Resultados ao Usuario

disp([' Este Material Composito '])

```

```

disp(['      Apresenta as Seguintes Propriedades:'])
disp([' '])
disp(['      E11 = ',num2str(E11) ' MPa'])
disp(['      E22 = ',num2str(E22) ' MPa'])
disp(['      G12 = ',num2str(G12) ' MPa'])
disp(['      nu12 = ',num2str(nu12)])
disp(['      X1T = ',num2str(X1T) ' MPa'])
disp(['      X1C = ',num2str(X1C) ' MPa'])
disp(['      X2T = ',num2str(X2T) ' MPa'])
disp(['      X2C = ',num2str(X2C) ' MPa'])
disp(['      S12 = ',num2str(S12) ' MPa'])
disp(['      ro = ',num2str(ro) ' g/mm^3'])
disp(['      t = ',num2str(t1) ' mm' ' (Espessura do
Reparo para Tubos de Aco)'])
disp(['      t = ',num2str(t2) ' mm' ' (Espessura do
Reparo para Tubos de Aluminio)'])
disp(['      t = ',num2str(t3) ' mm' ' (Espessura do
Reparo para Tubos de PVC)'])

```

ANEXO II: Código gerado no COMPSHELL para análise do tubo 01 (90°).

Análise realizada para a tubulação 1 bobinada a 90°.

```

1          Analysis (1:static, 2:stability, 3:buckling, 4:fequency)
?
  n          Do you want to print strains & stresses (Y/N) ?
          Failure criterion ? (1:Max. stress, 2:Max. strain,
          3:Tsai-Hill, 4:Hoffman, 5:Tsai-Wu stress,
          6:Tsai-Wu strain, 7:Owen, 8:All) ?
  3          Number of segments ?
  4          Starting x co-ord. of the structure ?
0.000000E+00
5.438000E+01  Starting r co-ord. of the structure ?
          *****Segment No. 1*****
  1.0        Type (1: cone/cylinder, 2: toroid/sphere) ?
  30.0       Number of elements in the segment ?
  1.000000E+00 Step ratio (>1 for incr. and <1 for decr) ?
  5.000000E+01 x co-ord. of the end of the segment ?
  5.438000E+01 r co-ord. of the end of the segment ?
  y          Is the composition of this segment new (Y/N) ?
  3          Number of layers ?
  y          Layer : 1 New properties (Y/N) ?
  1.400000E-06 Density ?
  1.800000E+00 Thickness ?
  3.000000E+03 Youngs Modulus, E11 ?
  3.000000E+03 Youngs Modulus, E22 ?
  4.000000E-01 Poissons ratio (nul2, smaller of the two) ?
  1.071400E+03 Shear Modulus, G12 ?
  4.200000E+02 Ultimate strength in tension, X1T ?
  4.200000E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
  4.200000E+02 Ultimate strength in tension, X2T ?
  4.200000E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?

  3.000000E+02 Shear strength, S12 ?
  1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?
  1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?
  1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
  1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
  1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
  0.000000E+00 Winding angle ?
  y          Layer : 2 New properties (Y/N) ?
  1.200000E-06 Density ?
  5.650000E-01 Thickness ?
  4.001700E+04 Youngs Modulus, E11 ?
  7.061840E+03 Youngs Modulus, E22 ?
  2.700000E-01 Poissons ratio (nul2, smaller of the two) ?
  5.162510E+03 Shear Modulus, G12 ?
  9.775100E+04 Ultimate strength in tension, X1T ?
  5.407800E+03 Ultimate strength in compression, X1C ?
  3.411000E+02 Ultimate strength in tension, X2T ?
  1.321417E+03 Ultimate strength in compression, X2C ?
  5.613000E+02 Shear strength, S12 ?
  1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?
  1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?

```

```

1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
9.000000E+01 Winding angle ?

  y Layer : 3 New properties (Y/N) ?
1.200000E-06 Density ?
5.650000E-01 Thickness ?
4.001700E+04 Youngs Modulus, E11 ?
7.061840E+03 Youngs Modulus, E22 ?
2.700000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
5.162510E+03 Shear Modulus, G12 ?
9.775100E+04 Ultimate strength in tension, X1T ?
5.407800E+03 Ultimate strength in compression, X1C ?
3.411000E+02 Ultimate strength in tension, X2T ?
1.321417E+03 Ultimate strength in compression, X2C ?
5.613000E+02 Shear strength, S12 ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
9.000000E+01 Winding angle ?
*****Segment No. 2*****
  1.0 Type (1: cone/cylinder, 2: toroid/sphere) ?
  60.0 Number of elements in the segment ?
1.000000E+00 Step ratio (>1 for incr. and <1 for decr) ?
4.500000E+02 x co-ord. of the end of the segment ?
5.438000E+01 r co-ord. of the end of the segment ?
  y Is the composition of this segment new (Y/N) ?
  3 Number of layers ?
  y Layer : 1 New properties (Y/N) ?
1.400000E-06 Density ?
1.800000E+00 Thickness ?
3.000000E+03 Youngs Modulus, E11 ?
3.000000E+03 Youngs Modulus, E22 ?
4.000000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
1.071400E+03 Shear Modulus, G12 ?
4.200000E+01 Ultimate strength in tension, X1T ?
4.200000E+01 Ultimate strength in compression, X1C ?
4.200000E+01 Ultimate strength in tension, X2T ?
4.200000E+01 Ultimate strength in compression, X2C ?
3.000000E+01 Shear strength, S12 ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
0.000000E+00 Winding angle ?
  y Layer : 2 New properties (Y/N) ?
1.200000E-06 Density ?
5.650000E-01 Thickness ?
4.001700E+04 Youngs Modulus, E11 ?
7.061840E+03 Youngs Modulus, E22 ?
2.700000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
5.162510E+03 Shear Modulus, G12 ?
9.775100E+03 Ultimate strength in tension, X1T ?
5.407800E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
3.411000E+01 Ultimate strength in tension, X2T ?
1.321417E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
5.613000E+01 Shear strength, S12 ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?

```

```

1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
9.000000E+01 Winding angle ?
y Layer : 3 New properties (Y/N) ?
1.200000E-06 Density ?
5.650000E-01 Thickness ?
4.001700E+04 Youngs Modulus, E11 ?
7.061840E+03 Youngs Modulus, E22 ?
2.700000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
5.162510E+03 Shear Modulus, G12 ?
9.775100E+03 Ultimate strength in tension, X1T ?
5.407800E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
3.411000E+01 Ultimate strength in tension, X2T ?
1.321417E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
5.613000E+01 Shear strength, S12 ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
9.000000E+01 Winding angle ?
*****Segment No. 3*****
1.0 Type (1: cone/cylinder, 2: toroid/sphere) ?
60.0 Number of elements in the segment ?
1.000000E+00 Step ratio (>1 for incr. and <1 for decr) ?
5.000000E+02 x co-ord. of the end of the segment ?
5.438000E+01 r co-ord. of the end of the segment ?
n Is the composition of this segment new (Y/N) ?
1 Same as which segment ?
*****Segment No. 4*****
1.0 Type (1: cone/cylinder, 2: toroid/sphere) ?
30.0 Number of elements in the segment ?
1.000000E+00 Step ratio (>1 for incr. and <1 for decr) ?
5.000000E+02 x co-ord. of the end of the segment ?
0.000000E+00 r co-ord. of the end of the segment ?
y Is the composition of this segment new (Y/N) ?
1 Number of layers ?
y Layer : 1 New properties (Y/N) ?
2.700000E-03 Density ?
1.500000E+01 Thickness ?
3.500000E+03 Youngs Modulus, E11 ?
3.500000E+03 Youngs Modulus, E22 ?
3.500000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
1.296300E+03 Shear Modulus, G12 ?
1.120000E+05 Ultimate strength in tension, X1T ?
1.120000E+05 Ultimate strength in compression, X1C ?
1.120000E+05 Ultimate strength in tension, X2T ?
1.120000E+05 Ultimate strength in compression, X2C ?
9.100000E+04 Shear strength, S12 ?
1.000000E+01 Ultimate strain in tension, E1T ?
1.000000E+01 Ultimate strain in compression E1C ?
1.000000E+01 Ultimate strain in tension, E2T ?
1.000000E+01 Ultimate strain in compression, E2C ?
1.000000E+01 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
0.000000E+00 Winding angle ?
*****Segment 1*****
1.000000E+00 Pressure multiplier (at start) ?
1.000000E+00 Pressure multiplier (at finish) ?
*****Segment 2*****
1.000000E+00 Pressure multiplier (at start) ?

```

```

1.000000E+00 Pressure multiplier (at finish) ?
*****Segment 3*****
1.000000E+00 Pressure multiplier (at start) ?
1.000000E+00 Pressure multiplier (at finish) ?
*****Segment 4*****
1.000000E+00 Pressure multiplier (at start) ?
1.000000E+00 Pressure multiplier (at finish) ?
Ring load multipliers at junction 1
1.000000E+00 Axial load multiplier ?
1.000000E+00 Circum. load multiplier ?
1.000000E+00 Radial load multiplier ?
1.000000E+00 Moment load multiplier ?
Ring load multipliers at junction 2
1.000000E+00 Axial load multiplier ?
1.000000E+00 Circum. load multiplier ?
1.000000E+00 Radial load multiplier ?
1.000000E+00 Moment load multiplier ?
Ring load multipliers at junction 3
1.000000E+00 Axial load multiplier ?
1.000000E+00 Circum. load multiplier ?
1.000000E+00 Radial load multiplier ?
1.000000E+00 Moment load multiplier ?
Ring load multipliers at junction 4
1.000000E+00 Axial load multiplier ?
1.000000E+00 Circum. load multiplier ?
1.000000E+00 Radial load multiplier ?
1.000000E+00 Moment load multiplier ?
Ring load multipliers at junction 5
1.000000E+00 Axial load multiplier ?
1.000000E+00 Circum. load multiplier ?
1.000000E+00 Radial load multiplier ?
1.000000E+00 Moment load multiplier ?
2 Number of Load/pressure history points ?
1.000000E-01 Point 1 load
1.0 Increments ?
3.000000E+00 Point 2 load
10.0 Increments ?
0.000000E+00 Rotational speed (rad/s) of the shell about the axis ?
y Are there any constraints at junction 1 ?
0 u :( 1 free, 0 constrained) ?
0.000000E+00 Prescribed value of u ?
0 v :( 1 free, 0 constrained) ?
0.000000E+00 Prescribed value of v ?
0 w :( 1 free, 0 constrained) ?
0.000000E+00 Prescribed value of w ?
0 Rotation :( 1 free, 0 constrained) ?
0.000000E+00 Prescribed value of Rotation ?
n Are there any constraints at junction 2 ?
n Are there any constraints at junction 3 ?
n Are there any constraints at junction 4 ?
y Are there any constraints at junction 5 ?
1 u :( 1 free, 0 constrained) ?
0 v :( 1 free, 0 constrained) ?
0.000000E+00 Prescribed value of v ?
0 w :( 1 free, 0 constrained) ?
0.000000E+00 Prescribed value of w ?
0 Rotation :( 1 free, 0 constrained) ?
0.000000E+00 Prescribed value of Rotation ?

```

ANEXO III: Código gerado no COMPSHELL para análise do tubo 03 (55°)

```

1          Analysis (1:static, 2:stability, 3:buckling, 4:fequency)
?
n          Do you want to print strains & stresses (Y/N) ?
          Failure criterion ? (1:Max. stress, 2:Max. strain,
3          3:Tsai-Hill, 4:Hoffman, 5:Tsai-Wu stress,
4          6:Tsai-Wu strain, 7:Owen, 8:All) ?
          Number of segments ?
0.000000E+00 Starting x co-ord. of the structure ?
5.438000E+01 Starting r co-ord. of the structure ?
          *****Segment No. 1*****
          1.0 Type (1: cone/cylinder, 2: toroid/sphere) ?
          30.0 Number of elements in the segment ?
1.000000E+00 Step ratio (>1 for incr. and <1 for decr) ?
5.000000E+01 x co-ord. of the end of the segment ?
5.438000E+01 r co-ord. of the end of the segment ?
          y Is the composition of this segment new (Y/N) ?
          3 Number of layers ?
          y Layer : 1 New properties (Y/N) ?
1.400000E-06 Density ?
1.800000E+00 Thickness ?
3.000000E+03 Youngs Modulus, E11 ?
3.000000E+03 Youngs Modulus, E22 ?
4.000000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
1.071400E+03 Shear Modulus, G12 ?
4.200000E+02 Ultimate strength in tension, X1T ?
4.200000E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
4.200000E+02 Ultimate strength in tension, X2T ?
4.200000E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?

3.000000E+02 Shear strength, S12 ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
0.000000E+00 Winding angle ?
          y Layer : 2 New properties (Y/N) ?
1.200000E-06 Density ?
5.650000E-01 Thickness ?
4.001700E+04 Youngs Modulus, E11 ?
7.061840E+03 Youngs Modulus, E22 ?
2.700000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
5.162510E+03 Shear Modulus, G12 ?
9.775100E+04 Ultimate strength in tension, X1T ?
5.407800E+03 Ultimate strength in compression, X1C ?
3.411000E+02 Ultimate strength in tension, X2T ?
1.321417E+03 Ultimate strength in compression, X2C ?
5.613000E+02 Shear strength, S12 ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?

```

```

1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
5.500000E+01 Winding angle ?

  y Layer : 3 New properties (Y/N) ?
1.200000E-06 Density ?
5.650000E-01 Thickness ?
4.001700E+04 Youngs Modulus, E11 ?
7.061840E+03 Youngs Modulus, E22 ?
2.700000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
5.162510E+03 Shear Modulus, G12 ?
9.775100E+04 Ultimate strength in tension, X1T ?
5.407800E+03 Ultimate strength in compression, X1C ?
3.411000E+02 Ultimate strength in tension, X2T ?
1.321417E+03 Ultimate strength in compression, X2C ?
5.613000E+02 Shear strength, S12 ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
-5.500000E+01 Winding angle ?
*****Segment No. 2*****
  1.0 Type (1: cone/cylinder, 2: toroid/sphere) ?
  60.0 Number of elements in the segment ?
1.000000E+00 Step ratio (>1 for incr. and <1 for decr) ?
4.500000E+02 x co-ord. of the end of the segment ?
5.438000E+01 r co-ord. of the end of the segment ?
  y Is the composition of this segment new (Y/N) ?
  3 Number of layers ?
  y Layer : 1 New properties (Y/N) ?
1.400000E-06 Density ?
1.800000E+00 Thickness ?
3.000000E+03 Youngs Modulus, E11 ?
3.000000E+03 Youngs Modulus, E22 ?
4.000000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
1.071400E+03 Shear Modulus, G12 ?
4.200000E+01 Ultimate strength in tension, X1T ?
4.200000E+01 Ultimate strength in compression, X1C ?
4.200000E+01 Ultimate strength in tension, X2T ?
4.200000E+01 Ultimate strength in compression, X2C ?
3.000000E+01 Shear strength, S12 ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
0.000000E+00 Winding angle ?
  y Layer : 2 New properties (Y/N) ?
1.200000E-06 Density ?
5.650000E-01 Thickness ?
4.001700E+04 Youngs Modulus, E11 ?
7.061840E+03 Youngs Modulus, E22 ?
2.700000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
5.162510E+03 Shear Modulus, G12 ?
9.775100E+03 Ultimate strength in tension, X1T ?
5.407800E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
3.411000E+01 Ultimate strength in tension, X2T ?
1.321417E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
5.613000E+01 Shear strength, S12 ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?

```

```

1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
5.500000E+01 Winding angle ?
y Layer : 3 New properties (Y/N) ?
1.200000E-06 Density ?
5.650000E-01 Thickness ?
4.001700E+04 Youngs Modulus, E11 ?
7.061840E+03 Youngs Modulus, E22 ?
2.700000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
5.162510E+03 Shear Modulus, G12 ?
9.775100E+03 Ultimate strength in tension, X1T ?
5.407800E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
3.411000E+01 Ultimate strength in tension, X2T ?
1.321417E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
5.613000E+01 Shear strength, S12 ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
-5.500000E+01 Winding angle ?
*****Segment No. 3*****
1.0 Type (1: cone/cylinder, 2: toroid/sphere) ?
60.0 Number of elements in the segment ?
1.000000E+00 Step ratio (>1 for incr. and <1 for decr) ?
5.000000E+02 x co-ord. of the end of the segment ?
5.438000E+01 r co-ord. of the end of the segment ?
n Is the composition of this segment new (Y/N) ?
1 Same as which segment ?
*****Segment No. 4*****
1.0 Type (1: cone/cylinder, 2: toroid/sphere) ?
30.0 Number of elements in the segment ?
1.000000E+00 Step ratio (>1 for incr. and <1 for decr) ?
5.000000E+02 x co-ord. of the end of the segment ?
0.000000E+00 r co-ord. of the end of the segment ?
y Is the composition of this segment new (Y/N) ?
1 Number of layers ?
y Layer : 1 New properties (Y/N) ?
2.700000E-03 Density ?
1.500000E+01 Thickness ?
3.500000E+03 Youngs Modulus, E11 ?
3.500000E+03 Youngs Modulus, E22 ?
3.500000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
1.296300E+03 Shear Modulus, G12 ?
1.120000E+05 Ultimate strength in tension, X1T ?
1.120000E+05 Ultimate strength in compression, X1C ?
1.120000E+05 Ultimate strength in tension, X2T ?
1.120000E+05 Ultimate strength in compression, X2C ?
9.100000E+04 Shear strength, S12 ?
1.000000E+01 Ultimate strain in tension, E1T ?
1.000000E+01 Ultimate strain in compression E1C ?
1.000000E+01 Ultimate strain in tension, E2T ?
1.000000E+01 Ultimate strain in compression, E2C ?
1.000000E+01 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
0.000000E+00 Winding angle ?
*****Segment 1*****
1.000000E+00 Pressure multiplier (at start) ?
1.000000E+00 Pressure multiplier (at finish) ?
*****Segment 2*****
1.000000E+00 Pressure multiplier (at start) ?

```

```

1.000000E+00 Pressure multiplier (at finish) ?
*****Segment 3*****
1.000000E+00 Pressure multiplier (at start) ?
1.000000E+00 Pressure multiplier (at finish) ?
*****Segment 4*****
1.000000E+00 Pressure multiplier (at start) ?
1.000000E+00 Pressure multiplier (at finish) ?
Ring load multipliers at junction 1
1.000000E+00 Axial load multiplier ?
1.000000E+00 Circum. load multiplier ?
1.000000E+00 Radial load multiplier ?
1.000000E+00 Moment load multiplier ?
Ring load multipliers at junction 2
1.000000E+00 Axial load multiplier ?
1.000000E+00 Circum. load multiplier ?
1.000000E+00 Radial load multiplier ?
1.000000E+00 Moment load multiplier ?
Ring load multipliers at junction 3
1.000000E+00 Axial load multiplier ?
1.000000E+00 Circum. load multiplier ?
1.000000E+00 Radial load multiplier ?
1.000000E+00 Moment load multiplier ?
Ring load multipliers at junction 4
1.000000E+00 Axial load multiplier ?
1.000000E+00 Circum. load multiplier ?
1.000000E+00 Radial load multiplier ?
1.000000E+00 Moment load multiplier ?
Ring load multipliers at junction 5
1.000000E+00 Axial load multiplier ?
1.000000E+00 Circum. load multiplier ?
1.000000E+00 Radial load multiplier ?
1.000000E+00 Moment load multiplier ?
2 Number of Load/pressure history points ?
1.000000E-01 Point 1 load
1.0 Increments ?
3.000000E+00 Point 2 load
10.0 Increments ?
0.000000E+00 Rotational speed (rad/s) of the shell about the axis ?
y Are there any constraints at junction 1 ?
0 u :( 1 free, 0 constrained) ?
0.000000E+00 Prescribed value of u ?
0 v :( 1 free, 0 constrained) ?
0.000000E+00 Prescribed value of v ?
0 w :( 1 free, 0 constrained) ?
0.000000E+00 Prescribed value of w ?
0 Rotation :( 1 free, 0 constrained) ?
0.000000E+00 Prescribed value of Rotation ?
n Are there any constraints at junction 2 ?
n Are there any constraints at junction 3 ?
n Are there any constraints at junction 4 ?
y Are there any constraints at junction 5 ?
1 u :( 1 free, 0 constrained) ?
0 v :( 1 free, 0 constrained) ?
0.000000E+00 Prescribed value of v ?
0 w :( 1 free, 0 constrained) ?
0.000000E+00 Prescribed value of w ?
0 Rotation :( 1 free, 0 constrained) ?
0.000000E+00 Prescribed value of Rotation ?

```

1º) Obtenção da matriz Q, que depende do tipo de material de cada camada de compósito:

$$Q_{11} = \frac{E_1}{(1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21})}$$

$$Q_{12} = \frac{E_1 \cdot \nu_{21}}{(1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21})} = \frac{E_2 \cdot \nu_{12}}{(1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21})}$$

$$Q_{22} = \frac{E_2}{(1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21})}$$

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

2º) Cálculo dos invariantes, utilizando a matriz Q:

$$U_1 = (3 \cdot Q_{11} + 3 \cdot Q_{22} + 2 \cdot Q_{12} + 4 \cdot Q_{66}) / 8$$

$$U_2 = (Q_{11} - Q_{22}) / 2$$

$$U_3 = (Q_{11} + Q_{22} - 2 \cdot Q_{12} - 4 \cdot Q_{66}) / 8$$

$$U_4 = (Q_{11} + Q_{22} + 6 \cdot Q_{12} - 4 \cdot Q_{66}) / 8$$

$$U_5 = (Q_{11} + Q_{22} - 2 \cdot Q_{12} + 4 \cdot Q_{66}) / 8$$

3º) Obtenção da matriz \bar{Q} por meio dos invariantes:

$$\bar{Q}_{11} = U_1 + U_2 \cdot \cos 2\theta + U_3 \cdot \cos 4\theta$$

$$\bar{Q}_{22} = U_1 - U_2 \cdot \cos 2\theta + U_3 \cdot \cos 4\theta$$

$$\bar{Q}_{12} = U_4 - U_3 \cdot \cos 4\theta$$

$$\bar{Q}_{66} = U_5 - U_3 \cdot \cos 4\theta$$

$$\bar{Q}_{16} = \left[\frac{U_2}{2} \right] \cdot \sin 2\theta + U_3 \cdot \sin 4\theta$$

$$\bar{Q}_{26} = \left[\frac{U_2}{2} \right] \cdot \text{sen}2\theta - U_3 \cdot \text{sen}4\theta$$

4º) Obtenção da matriz $\begin{bmatrix} A & B \\ B & D \end{bmatrix}$ por meio da matriz Q_{barra} :

$$A_{ij} = \sum_{k=1}^n \left(\bar{Q}_{ij} \right)_k [h_k - h_{k-1}] = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} \\ A_{11} & A_{22} & A_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} \end{bmatrix}$$

$$B_{ij} = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n \left(\bar{Q}_{ij} \right)_k [h_k^2 - h_{k-1}^2] = \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ B_{11} & B_{22} & B_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} \end{bmatrix}$$

$$D_{ij} = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^n \left(\bar{Q}_{ij} \right)_k [h_k^3 - h_{k-1}^3] = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ D_{11} & D_{22} & D_{26} \\ D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix}$$